

## TABLE DES MATIÈRES

	Page
CHAPITRE 1 INTRODUCTION .....	1
1.1 Généralités .....	1
1.1.1 Modes de défaillance des engrenages .....	1
1.1.2 Amélioration des performances .....	4
1.2 Projet de recherche.....	6
1.2.1 Problématique .....	6
1.2.2 Objectifs.....	10
1.2.3 Méthodologie .....	10
1.3 Organisation de la thèse .....	14
CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE .....	16
2.1 Introduction.....	16
2.1.1 Historique de l'induction .....	16
2.2 Simulation du procédé .....	17
2.2.1 Évolution de la simulation .....	18
2.2.2 Simulation des engrenages.....	25
2.3 Discussion .....	28
CHAPITRE 3 MÉTHODES INDUSTRIELLES.....	32
3.1 Introduction.....	32
3.2 Traitement thermique par induction.....	33
3.2.1 Principe du procédé.....	33
3.2.2 Effets électromagnétiques.....	34
3.2.3 Types de traitement par induction.....	35
3.2.4 Modes de traitement thermique par induction .....	37
3.2.5 Durcissement des engrenages .....	39
3.2.6 Générateurs de puissance.....	42
3.2.7 Limitations du procédé .....	43
3.3 Montage expérimental .....	43
3.3.1 Description de la machine à induction.....	43
3.3.2 Mode opératoire .....	44
3.3.3 Paramètres machine .....	45
3.4 Analyse des résultats.....	46
3.4.1 Analyse métallographique .....	46
3.4.2 Mesure de la dureté.....	48
3.5 Discussion.....	49

CHAPITRE 4	RAPPEL DES NOTIONS DE BASE DU PROCÉDÉ.....	51
4.1	Champ électromagnétique .....	51
4.1.1	Équations locales (Maxwell).....	51
4.1.2	Comportement électromagnétique .....	52
4.1.3	Propriétés électromagnétiques .....	56
4.2	Transfert de chaleur .....	59
4.2.1	Modes de transfert de chaleur .....	60
4.2.2	Formulation par éléments finis du phénomène de transfert de chaleur .....	63
4.2.3	Propriétés thermiques.....	64
4.3	Modélisation .....	67
4.3.1	Couplage électromagnétique et thermique.....	67
4.3.2	Prédiction du profil de dureté .....	68
4.3.3	Caractéristiques des modèles .....	69
4.4	Discussion.....	70
CHAPITRE 5	EFFETS DES PROPRIÉTÉS HORS ÉQUILIBRE DU MATÉRIAU EN TRAITEMENT THERMIQUE PAR INDUCTION .....	72
5.1	Introduction.....	72
5.2	Étude qualitative des propriétés physiques .....	73
5.3	Étude quantitative des propriétés physiques .....	74
5.3.1	Présentation du modèle.....	75
5.3.2	Hypothèses de la modélisation.....	76
5.3.3	Conditions d'opération.....	76
5.3.4	Effet de la perméabilité magnétique .....	79
5.3.5	Effet de la conductivité électrique .....	82
5.3.6	Effet de la conductivité thermique.....	84
5.3.7	Effet de la chaleur spécifique.....	87
5.4	Effets couplés.....	89
5.5	Discussion.....	93
CHAPITRE 6	PROFIL DE DURETÉ D'UNE PIÈCE CYLINDRIQUE EN FONCTION DES PARAMÈTRES MACHINE .....	95
6.1	Introduction.....	95
6.2	Comportement MF et HF .....	96
6.2.1	Distribution des courants induits .....	97
6.2.2	Distribution de la température .....	100
6.2.3	Discussion.....	104
6.3	Étude de sensibilité globale .....	105
6.3.1	Chauffage MF .....	106
6.3.2	Chauffage HF.....	111
6.3.3	Discussion.....	115
6.4	Validation expérimentale.....	117
6.4.1	Mesure de la dureté.....	119
6.4.2	Calibration.....	120

6.4.3	Validation des modèles .....	121
6.5	Étude de sensibilité locale.....	124
6.5.1	Chauffage MF .....	125
6.5.2	Chauffage HF .....	127
6.6	Discussion.....	129
CHAPITRE 7	PROFIL DE DURETÉ D'UNE ROUE DENTÉE EN FONCTION DES PARAMÈTRES MACHINE .....	132
7.1	Introduction.....	132
7.1.1	Présentation du modèle.....	133
7.1.2	Conditions d'opération.....	135
7.2	Comportement MF et HF.....	135
7.2.1	Étude de la densité du courant induit.....	137
7.2.2	Étude des températures .....	140
7.2.3	Discussion.....	145
7.3	Étude de sensibilité globale .....	145
7.3.1	Chauffage MF .....	147
7.3.2	Chauffage HF .....	151
7.4	Validation expérimentale.....	155
7.4.1	Calibration.....	157
7.5	Étude de sensibilité locale.....	161
7.6	Synthèse .....	164
CONCLUSION	.....	167
RECOMMANDATIONS	.....	172
ANNEXE I	FICHE TECHNIQUE DU MATÉRIAU (AISI - 4340) - RECUIT .....	174
ANNEXE II	DESSIN DE DÉFINITION DU DISQUE.....	175
ANNEXE III	DESSIN DE DÉFINITION DE LA ROUE DENTÉE .....	176
ANNEXE IV	ÉTUDE DE CONVERGENCE DU MODÈLE 2D AXISYMETRIQUE.....	177
ANNEXE V	EFFET DU TEMPS DE DIFFUSION .....	180
ANNEXE VI	TESTS DE VALIDATION SUR LES DIQUES.....	182

ANNEXE VII TESTS DE VALIDATION SUR LES ROUES DENTÉES .....189

LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....195

## LISTE DES TABLEAUX

	Page
Tableau 3.1	Recette typique utilisée pour le développement .....46
Tableau 4.1	Propriétés électromagnétiques .....56
Tableau 4.2	Propriétés thermiques .....64
Tableau 5.1	Paramètres affectant les propriétés .....73
Tableau 5.2	Plan d'expérience en MF .....90
Tableau 5.3	Plan d'expérience en HF .....90
Tableau 5.4	Pourcentage des contributions en MF .....91
Tableau 5.5	Pourcentage des contributions en HF .....91
Tableau 6.1	Paramètres de simulation .....105
Tableau 6.2	Températures en surface et profondeurs durcies obtenues en fonction des paramètres de simulation dans le cas MF .....107
Tableau 6.3	Performances des modèles de régression en MF .....111
Tableau 6.4	Températures en surface et profondeurs durcies obtenues en fonction des paramètres de simulation dans le cas HF .....112
Tableau 6.5	Performances des modèles de régression en HF .....115
Tableau 6.6	Plan d'expérience de validation .....118

Tableau 6.7	Ratios de puissance.....	121
Tableau 6.8	Test de validation des modèles.....	122
Tableau 6.9	Ratios de puissance en fonction des paramètres machine .....	123
Tableau 6.10	Niveaux des facteurs en MF .....	125
Tableau 6.11	Niveaux des facteurs en HF .....	125
Tableau 6.12	MO (L <sub>9</sub> ) des résultats de simulation en MF .....	126
Tableau 6.13	Contributions des paramètres machine en MF .....	126
Tableau 6.14	MO (L <sub>9</sub> ) des résultats de simulation en HF .....	127
Tableau 6.15	Contributions des paramètres machine en HF .....	128
Tableau 7.1	Effet de la densité du courant imposé et du temps de chauffe sur les températures en surface et sur la profondeur durcie en MF .....	147
Tableau 7.2	Performances des modèles de régression - MF .....	151
Tableau 7.3	Effet de la densité du courant imposé et du temps de chauffe sur les températures en surface et sur la profondeur durcie en HF .....	152
Tableau 7.4	Performances des modèles de régression en HF .....	155
Tableau 7.5	Plan d'expérience de validation.....	157
Tableau 7.6	Ratios de puissance.....	158
Tableau 7.7	Plan d'expérience de validation.....	159

Tableau 7.8	Paramètres machine du test 7 .....	159
Tableau 7.9	Paramètres machine du test 8 .....	160
Tableau 7.10	Paramètres machine du test 9 .....	160
Tableau 7.11	Profondeurs durcies (mm) pour les tests 7 à 9 obtenues en simulation et en expérimentation .....	160
Tableau 7.12	Niveaux des facteurs.....	161
Tableau 7.13	Matrice orthogonale ( $L_{16}$ ).....	162
Tableau 7.14	Contributions des paramètres machine.....	162
Tableau-A I-1	Propriétés du matériau.....	174
Tableau-A IV-1	Paramètres des modèles étudiés .....	177

## LISTE DES FIGURES

	Page
Figure 3.1	Principe du traitement thermique par induction. ....33
Figure 3.2	Profondeur de peau. ....35
Figure 3.3	Mode de chauffage par balayage. ....38
Figure 3.4	Mode de chauffage progressif. ....39
Figure 3.5	Cycle de chauffage séquentiel. ....40
Figure 3.6	Cycle de chauffage simultané. ....41
Figure 3.7	Profils de dureté d'engrenage obtenus par induction. ....41
Figure 3.8	Étendues de puissance et de fréquence des générateurs. ....42
Figure 3.9	Machine à induction (ÉTS, Montréal). ....44
Figure 3.10	Schéma du montage expérimental. ....45
Figure 3.11	Micrographie de la pièce traitée (Tableau 3.1). ....46
Figure 3.12	Mesure du profil de dureté. ....47
Figure 3.13	Micrographie de la pièce traitée, (a) Tête de la denture et (b) Creux de la denture. ....48
Figure 3.14	Courbes de dureté à la racine. ....48
Figure 3.15	Profil typique de dureté. ....49

Figure 4.1	Conductivité électrique en fonction de T. ....	57
Figure 4.2	B- $\mu_r$ en fonction de H (acier au carbone). ....	58
Figure 4.3	Perméabilité magnétique relative en fonction T. ....	59
Figure 4.4	Conductivité thermique en fonction de T. ....	65
Figure 4.5	Chaleur spécifique en fonction de T. ....	66
Figure 4.6	Couplage fort dans le procédé. ....	68
Figure 4.7	Trempabilité de cinq aciers à 0,40 % de carbone. ....	69
Figure 5.1	Modèle 2D axisymétrique. ....	75
Figure 5.2	Maillage final - modèle 2D axisymétrique. ....	77
Figure 5.3	Distributions de J ( $A.m^{-2}$ ) et de T ( $^{\circ}C$ ) en MF. ....	78
Figure 5.4	Distributions de J ( $A.m^{-2}$ ) et de T ( $^{\circ}C$ ) en HF. ....	79
Figure 5.5	Points de lecture de $T_B$ et $T_M$ . ....	79
Figure 5.6	Perméabilités magnétiques $\mu_r$ en fonction de T. ....	80
Figure 5.7	$T_B$ et $T_M$ en fonction de $\mu_{ri}$ en MF. ....	81
Figure 5.8	$T_B$ et $T_M$ en fonction de $\mu_{ri}$ en HF. ....	82
Figure 5.9	Conductivités électriques en fonction de T. ....	83
Figure 5.10	$T_B$ et $T_M$ versus $\sigma_i$ définies à la figure 5.9 - MF. ....	84

Figure 5.11	$T_B$ et $T_M$ versus $\sigma_i$ définies à la figure 5.9 - HF.....	84
Figure 5.12	Conductivités thermiques en fonction de T.....	85
Figure 5.13	$T_B$ et $T_M$ versus $k_i$ définies à la figure 5.12 - MF.....	86
Figure 5.14	$T_B$ et $T_M$ versus $k_i$ définies à la figure 5.12 - HF.....	86
Figure 5.15	Chaleurs spécifiques en fonction de T.....	87
Figure 5.16	$T_B$ et $T_M$ versus $C_{p_i}$ définies à la figure 5.15 - MF.....	88
Figure 5.17	$T_B$ et $T_M$ versus $C_{p_i}$ définies à la figure 5.15 - HF.....	88
Figure 5.18	Effets des facteurs sur $T_B$ en MF.....	92
Figure 5.19	Effets des facteurs sur $T_M$ en MF.....	92
Figure 5.20	Effets des facteurs sur $T_B$ en HF.....	93
Figure 5.21	Effets des facteurs sur $T_M$ en HF.....	93
Figure 6.1	J versus la profondeur au bord - MF.....	98
Figure 6.2	J versus la profondeur au plan médian - MF.....	98
Figure 6.3	J versus la profondeur au bord en HF.....	99
Figure 6.4	J versus la profondeur au plan médian en HF.....	99
Figure 6.5	T versus la profondeur au bord en MF.....	101
Figure 6.6	T versus la profondeur au plan médian en MF.....	102

Figure 6.7	T versus la profondeur au bord en HF.....	103
Figure 6.8	T versus la profondeur au plan médian en HF. ....	103
Figure 6.9	Positions de lecture des $T_i$ et des $d_i$ . ....	106
Figure 6.10	Effet de $J_0$ sur les températures en MF (0,50 s).....	109
Figure 6.11	Effet de $J_0$ sur les profondeurs durcies en MF (0,50 s).....	109
Figure 6.12	Puissance reçue par la pièce versus $J_0$ en MF.....	110
Figure 6.13	Effet de $J_0$ sur les températures en HF (0,50 s). ....	113
Figure 6.14	Effet de $J_0$ sur les profondeurs durcies en HF (0,50 s). ....	114
Figure 6.15	Puissance reçue par la pièce versus $J_0$ en HF. ....	114
Figure 6.16	Profils de dureté simulés, (a) MF (Test 1) et (b) HF (Test 2).....	118
Figure 6.17	Profils de dureté expérimentaux, (a) MF (Test 1) et (b) HF (Test 2).....	119
Figure 6.18	Dureté versus la profondeur (Test 1).....	120
Figure 6.19	Dureté versus la profondeur (Test 2).....	120
Figure 6.20	$d_B$ mesurée versus $d_B$ prédite.....	123
Figure 6.21	$d_M$ mesurée versus $d_M$ prédite.....	124
Figure 6.22	Effets des paramètres machine sur $d_B$ , $d_I$ et $d_M$ en MF.....	127
Figure 6.23	Effets des paramètres machine sur $d_B$ en HF.....	129

Figure 7.1	Représentation schématique du modèle 2D. ....	134
Figure 7.2	Maillage optimal - modèle 2D.....	134
Figure 7.3	Distributions de $J$ ( $A.m^{-2}$ ) et de $T$ ( $^{\circ}C$ ) en MF. ....	136
Figure 7.4	Distributions de $J$ ( $A.m^{-2}$ ) et de $T$ ( $^{\circ}C$ ) en HF. ....	136
Figure 7.5	$J$ en fonction de la profondeur à la tête - MF.....	138
Figure 7.6	$J$ en fonction de la profondeur à la racine - MF.....	138
Figure 7.7	$J$ en fonction de la profondeur à la tête - HF. ....	139
Figure 7.8	$J$ en fonction de la profondeur à la racine - HF. ....	140
Figure 7.9	Température versus la profondeur à la tête en MF.....	142
Figure 7.10	Température versus la profondeur à la racine en MF.....	142
Figure 7.11	Température versus la profondeur à la tête en HF.....	144
Figure 7.12	Température versus la profondeur à la racine en HF.....	144
Figure 7.13	Mesure des profondeurs durcies. ....	146
Figure 7.14	Effet de $J_0$ sur les températures en MF (0,50 s).....	149
Figure 7.15	Effet de $J_0$ sur les profondeurs durcies en MF.....	149
Figure 7.16	Relation entre $J_0$ et la puissance reçue par la pièce en MF.....	150
Figure 7.17	Effet de $J_0$ sur les températures en HF (0,50 s). ....	153

Figure 7.18	Effet de $J_0$ sur les profondeurs durcies en HF. ....	154
Figure 7.19	Relation entre $J_0$ et la puissance reçue en HF. ....	154
Figure 7.20	Profils de dureté simulés, (a) 10 kHz, 0,50 s et $2,40 \times 10^{10}$ A.m <sup>-2</sup> et (b) 200 kHz, 0,50 s et $10,70 \times 10^{10}$ A.m <sup>-2</sup> (Martensite en gris). ....	156
Figure 7.21	Profils de dureté expérimentaux, (a) 10 kHz, 0,50 s et 220 kW et (b) 200 kHz, 0,50 s et 83 kW (Martensite en région brillante). ....	157
Figure 7.22	Effets des paramètres machine sur $d_T$ . ....	163
Figure 7.23	Effets des paramètres machine sur $d_C$ . ....	163
Figure-A IV-1	Points de mesure. ....	177
Figure-A IV-2	J en fonction des modèles (Pièce). ....	178
Figure-A IV-3	J en fonction des modèles (Pièce). ....	178
Figure-A IV-4	Températures en fonction des modèles (Pièce). ....	179
Figure-A V-1	Températures en fonction du temps de chauffe en MF au bord. ....	180
Figure-A V-2	Températures en fonction du temps de chauffe en HF au bord. ....	181

## LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES

2D	Modèle deux dimensions
3D	Modèle tridimensionnel
AISI	American Iron and Steel Institute
AC	Courant alternatif
AF	Audiofréquence
AMS	Aerospace Material Specifications
ANOVA	Analyse de variance
B	Bord de la pièce
CDFI	Chauffage à doubles fréquences par impulsion
CMFI	Chauffage mono-fréquence par impulsion
CRSNG	Conseil de recherches en sciences naturelles et en génie du Canada
$\Delta t$	Pas de temps
$d_B$	Profondeur durcie au bord de la pièce
DC	Courant continu
$d_C$	Profondeur durcie à la racine de la denture
$d_D$	Profondeur durcie au niveau du diamètre primitif
$d_I$	Profondeur durcie au plan intermédiaire
$d_M$	Profondeur durcie au plan médian
$d_T$	Profondeur durcie à la tête de la denture
ÉTS	École de technologie supérieure
F	Loi de Fisher
HF	Haute fréquence

M	Plan médian
MEF	Méthodes par éléments finis
MF	Moyenne fréquence
MO	Matrice orthogonale
$P_M$	Puissance fournie par la machine
$P_S$	Puissance reçue par la pièce
$Q_{\text{Cond}}$	Densité de chaleur transférée par conduction
$Q_{\text{Conv}}$	Densité de chaleur perdue par convection
$Q_{\text{Ind}}$	Densité de chaleur générée par induction
$Q_{\text{Rad}}$	Densité de chaleur perdue par radiation
PVC	Polyvinyle de chlorure
PWC	Pratt & Whitney Canada
R&D	Recherche et développement
RF	Radio-fréquences
RTM	Real time monitoring
SAE	Society of Automotive Engineers
$T_a$	Température de l'air ambiant (°C)
$T_B$	Température au bord de la pièce
$t_c$	Temps de chauffe
$T_I$	Température au plan intermédiaire
$T_M$	Température au plan médian de la pièce
$T_s$	Température en surface (°C)
$T_{SC}$	Température calculée à la racine de la denture

T <sub>SD</sub>	Température calculée au niveau du diamètre primitif
T <sub>ST</sub>	Température calculée à la tête de la denture
TTT	Temps - température – transformation
UMFPACK	Unsymmetric multifrontal sparse LU factorization package

## LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

$^{\circ}\text{C}$	Degré Celsius
$\text{A}$	Ampère par mètre carré
$\mathbf{A}$	Potentiel vecteur magnétique
$\{\mathbf{A}\}$	Vecteur contenant les valeurs de la fonction d'essai aux nœuds de l'élément discrétisé dans l'espace pour le calcul par éléments finis
$\text{Ac}_1$	Température de début de formation de l'austénite
$\text{Ac}_2$	Température de Curie
$\text{Ac}_3$	Température de fin de formation de l'austénite
$\mathbf{B}$	Densité du flux magnétique
$\text{C}$	Carbone
$C_p$	Chaleur spécifique du matériau
$C_s$	Coefficient de perte de chaleur par radiation
$\delta$	Profondeur de peau
$\mathbf{D}$	Densité de champ électrique
$\epsilon$	Permittivité du vide
$\mathbf{E}$	Intensité du champ électrique
$\epsilon_0$	Permittivité du vide
$\epsilon_m$	Émissivité du matériau
$\epsilon_r$	Permittivité relative
$\phi$	Potentiel scalaire électrique
$f$	fréquence
$\gamma$	Densité du matériau

$h$	Coefficient de perte de chaleur par convection
$H$	Henri par mètre carré
$\mathbf{H}$	Intensité du champ magnétique
HV	Dureté Vickers
Hz	Hertz
J	Joule
$\mathbf{J}$	Densité du courant de conduction
$\mathbf{J}_0$	Densité du courant imposé
$k$	Conductivité thermique
K	Degré Kelvin
kA	Kiloampère
kg	Kilogramme
kHz	Kilohertz
kW	Kilowatt
$\mu$	Perméabilité magnétique
$\mu_0$	Perméabilité magnétique du vide
$\mu_r$	Perméabilité magnétique relative
$\mu_{ri}$	Perméabilité magnétique initiale
Mf	Température de fin de transformation de la martensite
MHz	Mégahertz
mm	Millimètre
Mn	Magnésium
Mo	Molybdène

$M_s$	Température de début de transformation de la martensite
MW	Mégawatt
Ni	Nickel
$[N_i]$	Fonctions d'interpolation $N_i$
$\rho$	Densité de charge électrique
$R$	Résidu de la solution d'essai
$\sigma$	Conductivité électrique du matériau
$\sigma_s$	Constante de Stefan-Boltzmann
s	Seconde
S	Siemens par mètre
Si	Silicium
t	Temps
T	Température
$\dot{T}$	Vitesse de chauffe
V	Vanadium
W	Watt
x	Coordonnée cartésienne - abscisse
y	Coordonnée cartésienne - ordonnée
z	Coordonnée cartésienne - hauteur
$\nabla \times \mathbf{E}$	rotationnelle du vecteur E
$\nabla \cdot \mathbf{B}$	Divergence du vecteur B

# CHAPITRE 1

## INTRODUCTION

### 1.1 Généralités

Les industries aérospatiales et automobiles ont recours aux procédés de traitement thermique de surface pour améliorer la tenue mécanique, les performances en fatigue et la résistance à l'usure de leurs composantes mécaniques en service telles que les engrenages, les cannelures, les arbres de transmission, les cames, etc. Pour ces composantes, les procédés de traitement de surface présentent plusieurs avantages industriels par rapport aux procédés de traitement en masse. Ces traitements ont essentiellement pour objectif de produire une couche superficielle ayant des caractéristiques permettant d'améliorer nettement la résistance au frottement et à l'usure tout en augmentant la résistance mécanique à la fatigue et celle de contact (Dudley, 1994). Les procédés industriels de traitement thermique en surface couramment en usage sont le procédé de traitement thermique par induction électromagnétique et les procédés thermochimiques. À ces procédés de traitement thermique, on peut ajouter aussi des procédés mécaniques tels que le grenailage pour induire en surface des contraintes résiduelles de compression et les procédés électrochimiques de superfinition pour améliorer la qualité de surface.

#### 1.1.1 Modes de défaillance des engrenages

Les engrenages sont des composantes mécaniques utilisées généralement pour transmettre une puissance entre des arbres en rotation. Souvent, le rapport de vitesse entre l'arbre d'entrée et l'arbre de sortie est différent de 1. Durant l'engrènement, les flancs actifs de la denture sont mis en contact, ce qui engendre des phénomènes de roulement et de glissement entre les profils (Faure, 1992 et Alban, 1985). Ces phénomènes peuvent provoquer une détérioration des surfaces en contact dont la sévérité dépend de la géométrie de profils, de la

qualité du montage et des conditions de fonctionnement telles que la puissance transmise, les vitesses de rotation, la température de fonctionnement et la qualité de la lubrification.

Les principaux modes de défaillance des engrenages en service sont l'usure des flancs, la fatigue de flexion, la fatigue de contact et le grippage. L'analyse attentive de ces modes de défaillance permet de mieux comprendre les divers phénomènes en jeu et de proposer des améliorations technologiques adéquates afin d'augmenter la tenue mécanique en service de ces composantes (Faure, 1992 et Dudley, 1994).

### **Usure des flancs**

L'usure est un phénomène local caractérisé par l'enlèvement de matière causé par le glissement relatif des surfaces en contact. Ce mode de détérioration est généralement accompagné d'une détérioration plus au moins marquée du profil dans les zones à fort glissement. Comme le glissement est faible dans la région du profil situé près du cercle primitif, l'usure est plus importante près des diamètres de tête et de pied. Pour pallier ce phénomène, il importe de garantir les meilleures conditions de lubrification possible et d'augmenter la dureté superficielle des dents.

### **Fatigue de flexion**

La fatigue de flexion est essentiellement causée par les contraintes alternées générées à la racine de la dent. Pendant son passage dans l'engrènement, le flanc actif de chaque dent subit un cycle de charge qui engendre à la racine des contraintes de tension et de compression, le côté chargé de la dent étant en tension. L'état de contrainte en tension dans la région de la racine de la dent favorise généralement l'amorçage et la propagation des fissures. Pour améliorer la durée de vie en fatigue de flexion, il est nécessaire de générer à la racine de la dent des contraintes résiduelles de compression sur une profondeur suffisante. Ces contraintes exercent un effet bénéfique au niveau de l'endurance des engrenages puisqu'elles limitent l'amorçage et la propagation des fissures dans les zones mises en tension (Dudley, 1994).

### **Fatigue de contact (Pitting)**

La fatigue de contact représente une détérioration en surface des flancs actifs sous l'action du contact répété qui génère des contraintes cycliques. En considérant qu'il y a du glissement et du roulement lors de l'engrènement, les surfaces de contact sont soumises à un champ de contraintes complexe. Au centre et en surface de la région de contact, la contrainte de compression est maximale. Par ailleurs, la contrainte de cisaillement est maximale sous la surface à une profondeur égale approximativement au tiers de la largeur moyenne de la région de contact. Ainsi, chaque surface de contact enregistre un cycle de compression et de tension qui peut conduire à la détérioration des surfaces. Il est reconnu que les contraintes de cisaillement, maximales sous la surface, provoquent des fissures qui se propagent jusqu'en surface et causent l'apparition de piqûres (Dudley, 1994).

Le phénomène de roulement avec glissement est certainement très complexe. Une première approximation permet d'estimer l'état de contraintes en utilisant la théorie et les formules d'Hertz. Cependant, il faut mentionner que la pression hertzienne n'est pas la seule cause conduisant à la formation des piqûres. Certains phénomènes liés au glissement, à la tribologie et à la rugosité des surfaces rendent l'étude beaucoup plus complexe. La formation de micropiqûres débute là où les contraintes de cisaillement sont maximales. Ce type de détériorations affecte la surface des dents et il est caractérisé par un enlèvement de particules métalliques et la formation de petites cavités sur la surface (Dudley, 1994).

Pour améliorer la durée de vie en fatigue de contact, il est nécessaire de produire en surface une couche dure ayant une microstructure à grains fins sur une profondeur suffisamment grande. En effet, la dureté en surface semble être bénéfique pour retarder l'amorçage des fissures puisqu'il existe une relation entre la dureté d'un matériau et sa limite d'endurance (Tabor, 1951). De plus, pour une austénitisation rapide telle que dans le cas du traitement thermique par induction, les grains d'austénite n'ont pas suffisamment de temps pour continuer à grossir. Lors de la trempe, la taille des lattes de martensite qui se forment à l'intérieur des grains d'austénite est limitée par la taille des grains d'austénite. La production d'une couche martensitique fine est bénéfique pour les performances en fatigue puisque les

fissures initialement amorcées sont nettement retardées au niveau des joints des grains (Olson et Owen, 1992). En effet, durant le traitement thermique par induction, les contraintes résiduelles sont générées par le gradient de température, par la dilatation thermique localisée dans la pièce et aussi par la différence de volume entre la martensite et l'austénite. Ces contraintes sont élevées et de nature compressive dans la couche durcie en surface et en tension sous cette couche. Les contraintes résiduelles de compression générée lors des traitements de durcissement superficiel ont un effet bénéfique sur le comportement en fatigue des composantes mécaniques (Grum, 2000 et 2001).

### **Grippage (Scoring)**

Le grippage est une usure catastrophique qui prend place en absence des piqûres. Il peut se produire lors de la première mise en service des roues dentées à cause d'une imperfection 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 brutale ou d'un défaut temporaire de lubrification. Les engrenages utilisés dans les industries aérospatiales tendent à rompre par grippage même si la précision dimensionnelle et le fini de surface sont extrêmement serrés. Dans de telles conditions de chargement, il y a présence de pressions de contact très élevées accompagnées de vitesses de glissement extrêmement hautes, qui vaporisent le film d'huile et causent ensuite la formation d'une microsoudure dans les surfaces de contact et des lignes radiales sur les dentures (Dudley, 1994).

#### **1.1.2 Amélioration des performances**

Pour améliorer les performances des engrenages en service, il est primordial de choisir des matériaux convenables et d'opter pour des traitements thermiques permettant de générer des profils de dureté dans des zones spécifiques. Ces profils sont capables d'améliorer les performances en fatigue de flexion et de contact tout en offrant une résistance accrue à l'usure. Ainsi, un engrenage de grande résistance se caractérise par une surface dure au niveau des flancs actifs et de la racine, par des contraintes résiduelles de compression pour

retarder l'apparition et la propagation des fissures, par une microstructure à grains fins dans les zones où il y a risque d'initiation ou de propagation de fissures. Parmi les procédés de traitement thermique employés dans les industries aéronautiques et automobiles, on peut distinguer les procédés de traitement thermochimiques et le procédé de traitement thermique par induction. Les procédés thermochimiques consistent à chauffer toute la pièce à traiter à une température avoisinante la première température d'austénitisation ( $Ac_1$ ) et à diffuser sur une profondeur bien spécifique, appelée profondeur cémentée, des atomes métalliques tels que le carbone (cémentation), l'azote (nitruration) ou un mélange de carbone et d'azote (carbonitruration) (Constant et coll., 1992, Krauss, 1990 et Wick, 1985). Quant au procédé de traitement thermique par induction, il consiste à chauffer localement une composante mécanique sous l'effet Joule provoqué par les courants induits créés eux-mêmes par un champ magnétique (courants de Foucault) (Rudnev et coll., 2003).

Du point de vue industriel, le procédé de traitement thermique par induction présente plusieurs avantages comparativement aux procédés de traitement thermochimiques. Premièrement, le temps de traitement est très court ne dépassant pas quelques secondes en utilisant les récentes avancées en matière de générateurs de moyenne et de haute fréquence. Deuxièmement, le traitement ne provoque pas de distorsion majeure des composantes mécaniques développées puisque la pièce n'est chauffée qu'en surface. Troisièmement, le procédé peut être facilement intégré dans des cellules de fabrication automatisée grâce à sa souplesse. Finalement, le procédé ne fait usage d'aucun gaz à effet de serre et aucune étape de placage n'est exigée contrairement aux procédés thermochimiques. Par conséquent, il est qualifié de propre et de plus écologique (Rudnev et coll., 2003, Davies, 1979 et Rudnev et coll., 1997). Malgré les avantages déjà cités, le procédé de traitement thermique par induction présente quelques limitations. Tout d'abord, il nécessite de grands investissements pour la mise en place d'une infrastructure destinée au traitement thermique par induction. Par ailleurs, il faut consentir des efforts de R ET D pour maîtriser complètement le procédé, ce qui oblige les industriels à utiliser encore les méthodes par essais et erreurs pour développer des pièces mécaniques à géométrie complexe.

## **1.2      Projet de recherche**

### **1.2.1    Problématique**

Malgré les avantages qu'offre le procédé de traitement thermique par induction, les compagnies spécialisées dans les industries aéronautiques et automobiles ont besoin, tout d'abord, de confirmer que le procédé de traitement thermique par induction est capable de produire des engrenages aussi performants que ceux développés par les procédés thermochimiques déjà en place. Basés sur des approches analytiques et expérimentales, ces efforts de développement d'une composante sont généralement laborieux et exigent plusieurs étapes analyse-décision. En effet, l'état actuel des connaissances et du savoir-faire oblige les manufacturiers à développer leurs composantes mécaniques en se basant sur les méthodes par essais et erreurs. Ces efforts industriels sont très coûteux et requièrent un temps de développement important. De plus, ils ne permettent pas une meilleure compréhension du comportement global du procédé de traitement thermique par induction et de bien cerner tous les phénomènes en jeu (Yuan, 2003 et Semiatin, 1986). En effet, l'aspect multiphysique du procédé et les interactions entre le champ électromagnétique et le transfert de chaleur affectent grandement le comportement du procédé. De plus, plusieurs variables telles que les paramètres machine et les propriétés du matériau ont une importance majeure sur le comportement global du procédé.

Les propriétés du matériau influencent grandement le procédé de traitement thermique par induction puisqu'elles varient grandement en fonction de la température et de la vitesse de chauffe. De plus, les propriétés électromagnétiques et thermiques du matériau ne sont pas connues dans les conditions hors équilibre thermodynamique et les modèles développés par simulation ne tiennent pas compte de telles conditions. Par contre, dans la majorité des travaux réalisés, le chauffage est effectué durant plusieurs secondes rendant plus légitime l'utilisation des propriétés mesurées en équilibre thermodynamique. Toutefois, en utilisant les récentes avancées en matière de machines à induction et en cherchant à éviter la diffusion de la chaleur créée par l'effet Joule en surface vers le cœur des composantes mécaniques

traitées, de nouvelles conditions s'imposent et, par conséquent, les vitesses de chauffe dépassent  $1000\text{ }^{\circ}\text{C}\cdot\text{s}^{-1}$  et peuvent atteindre  $5000\text{ }^{\circ}\text{C}\cdot\text{s}^{-1}$  dans le contexte industriel actuel. Autrement dit, l'austénitisation est devenue possible en quelques fractions de seconde. Il est alors plus difficile de justifier l'utilisation des mêmes approximations sans mener une étude systématique et laborieuse pour évaluer les effets de ces conditions et des propriétés du matériau sur le procédé (Jehnert et Peter, 2009).

De plus, la complexité des interactions entre les phénomènes électromagnétiques, thermiques, métallurgiques et mécaniques, et la grande vitesse de chauffe rendent très difficile la quantification des grandeurs physiques impliquées et la prédiction du profil de dureté. Les modèles développés jusqu'à maintenant ont permis de comprendre le comportement global sans permettre de maîtriser complètement le procédé. En effet, ces modèles ont été développés dans des conditions bien spécifiques et ils ne peuvent être réutilisés pour prédire les performances dans de nouvelles conditions. Certes, les efforts de simulation aident à comprendre les interactions en jeu, mais ils ne permettent pas de tenir compte et d'expliquer tous les phénomènes présents. D'autre part, il est aussi difficile de valider correctement les modèles développés puisqu'il n'est pas possible d'établir la relation entre les paramètres machine et les paramètres de simulation. La puissance est facilement sélectionnée sur une machine à induction, mais il n'existe pas de corrélation directe entre cette puissance et la densité du courant imposé dans l'inducteur. La mesure du courant dans l'inducteur est influencée par les techniques de mesure utilisées et par les conditions de haute fréquence utilisées. Pour remédier à ces inconvénients, les chercheurs ont souvent eu recours à la mesure de la température en utilisant des thermocouples pour comparer les simulations aux essais expérimentaux (Wang et coll., 1993 et Niklewicz et coll., 2008). En effet, la validation de ces modèles a été basée sur d'anciennes générations de générateurs de puissance et le temps de chauffe était généralement très long. Cependant, avec l'avènement des nouvelles technologies d'électronique de puissance, il est possible de traiter des pièces mécaniques dans moins de 0,2 s. Dans ces conditions, la mesure de température dans une pièce chauffée par induction n'est pas une tâche facile puisque les thermocouples ont de trop grands temps de réponse. D'autres chercheurs ont utilisé des caméras à haute vitesse ou des

caméras infrarouges pour déterminer les distributions de températures durant le chauffage par induction (Kranjc et coll., 2010). L'utilisation de ces caméras s'avère efficace seulement pour identifier les différentes zones chauffées, mais elles ne permettent pas de donner une mesure juste et fiable des températures en surface puisque l'émissivité du matériau est affectée par la température et par la vitesse de chauffe.

L'exploration complète du procédé n'a jamais eu lieu en utilisant une approche claire combinant l'étude des propriétés du matériau et des paramètres machine dans des conditions hors équilibre thermodynamique. De plus, la nature complexe des phénomènes rend la prédiction du profil de dureté très difficile. Une meilleure compréhension des interactions entre les différents phénomènes constitue la clé pour mettre en place des modèles de prédiction robustes et capables de les prendre en charge. Les modèles développés jusqu'à maintenant sont très spécialisés et permettent de prédire le profil de dureté seulement dans des conditions bien spécifiques. Ces modèles ne peuvent pas être réutilisés pour prédire le profil de dureté pour des géométries complexes et pour des temps de chauffe très courts puisqu'ils ne tiennent pas compte des comportements réels du matériau et les tests validation expérimentaux ont toujours été tributaires des technologies utilisées (Yuan, 2003 et Semiatin, 1986).

La revue de littérature menée dans le cadre de ce projet de recherche indique clairement que les efforts déployés ont permis d'approcher correctement le procédé de traitement thermique par induction, mais sans mettre en place des approches capables de dégager concrètement les effets réels des propriétés du matériau ou des paramètres machine sur le profil de dureté. Les efforts de simulation ont permis de coupler les champs électromagnétique et thermique dans un même modèle en tenant compte de leurs interactions mutuelles. Les modèles développés n'ont pas été accompagnés d'une étude de sensibilité pour quantifier l'importance des propriétés du matériau et des paramètres machine et leurs effets sur la distribution de la température à la fin de la chauffe ou sur le profil de dureté obtenu. De plus, les tests de validation utilisés ont été propres à des applications bien spécifiques et ne peuvent guère être reproductibles dans les conditions actuelles pour des raisons technologiques et pour des questions de vitesses de chauffe relativement lentes (Rudnev et coll., 2003). Finalement, les

écarts entre la simulation et les essais expérimentaux n'ont pas été clairement identifiés et laissent croire qu'il est très difficile de mettre en place des modèles de prédiction robustes en se basant seulement sur la simulation (Wang, 1993, Sadeghipour et coll., 1995, Chaboudez, 1997 et Enokizono, 1999).

Le projet de recherche permet de mettre en place des modèles 2D axisymétriques et 2D capables de prédire avec une assez bonne précision les profils de dureté sur des roues dentées et sur des pièces à géométrie simple. Ces modèles tiennent compte des propriétés du matériau utilisé et des paramètres machines, des caractéristiques géométriques des pièces à traiter et de l'inducteur ainsi que de l'environnement local. Les modèles sont exploités de façon à étudier la sensibilité du profil de dureté en fonction des propriétés électromagnétiques et thermiques du matériau et des paramètres machine (fréquence de traitement, densité du courant imposé et temps de chauffe). La validation expérimentale a permis, dans un premier temps, de comparer les modèles développés aux résultats d'essais sur la machine à induction et d'identifier les écarts qui existent entre la simulation et l'expérimentation. Une calibration est effectuée afin de déterminer une relation entre la puissance machine et la densité du courant imposé dans l'inducteur. Les résultats obtenus permettent de mettre en évidence les éléments les plus critiques relativement au procédé du traitement thermique par induction et de formuler les travaux de recherche futurs. Les retombées d'un tel développement sont bénéfiques pour mettre au point des recettes aidant les industriels à développer des pièces mécaniques et pour prédire le profil de dureté en fonction des paramètres machine avec une certaine précision. Les modèles développés ont l'avantage de réduire considérablement le nombre d'essais et le temps de développement. Cependant, ils ne permettent pas de prédire les contraintes résiduelles et les distorsions produites lors de la chauffe et ils tiennent compte de l'hypothèse simplificatrice stipulant que toutes les régions austénitisées durant la chauffe deviennent martensitiques après le refroidissement puisque l'acier utilisé possède une très bonne trempabilité.

### 1.2.2 Objectifs

Le but de ce projet de recherche est d'étudier la sensibilité du profil de dureté obtenu sur des engrenages droits traités thermiquement par induction en fonction des propriétés du matériau et des paramètres machine. Autrement dit, le projet permet d'étudier l'importance des propriétés du matériau et des paramètres machine et leurs effets sur le comportement du procédé en se basant sur des modèles utilisant les plus récents développements numériques. Pour vérifier la qualité de ces modèles, la validation expérimentale est incontournable. Dans cette optique, le premier objectif consiste à étudier la sensibilité des modèles développés en fonction des propriétés du matériau. Le deuxième objectif consiste à étudier la sensibilité du profil de dureté à la variation des paramètres du procédé en utilisant des modèles 2D 2D axisymétrique (disque) et 2D (roue dentée). Le troisième objectif consiste à valider les modèles développés en effectuant des tests sur la machine à induction située au laboratoire de traitement thermique par induction à l'École de technologie supérieure de Montréal. Cette comparaison permet de mesurer les écarts entre théorie et pratique et d'identifier les paramètres et les éléments théoriques causant ces écarts.

### 1.2.3 Méthodologie

Étant donné que le but de la thèse est d'étudier la sensibilité du profil de dureté en fonction des propriétés des matériaux et des paramètres machine, l'approche proposée repose en partie sur la simulation, l'étude de sensibilité et sur l'expérimentation. La simulation permet de mettre en place des modèles numériques qui sont exploités de manière à déceler les effets des propriétés du matériau et des paramètres machine sur le profil de dureté. L'expérimentation permet de valider les modèles développés et de les calibrer. Finalement, des outils statistiques basés sur l'étude de variance sont employés pour étudier les effets des paramètres sur le profil de dureté en se basant sur une planification appropriée d'expérience.

## Simulation MEF

Les méthodes numériques par éléments finis sont utilisées pour coupler le champ électromagnétique et le transfert de chaleur dans un même modèle multiphysique afin de déterminer les distributions du courant induit et de la température durant le traitement thermique par induction. Cette distribution permet ensuite de prédire les zones durcies (zone de martensite dure). Les modèles développés sont influencés par les interactions suivantes : (1) la densité des courants induits affecte le champ thermique généré dans la pièce, (2) la température influence les propriétés électromagnétiques et thermiques du matériau, (3) le changement de phase est affecté par la variation des températures critiques d'austénitisation ( $Ac_1$  et  $Ac_3$ ) à cause de la vitesse de chauffe importante et (4) le profil de dureté est déduit de la distribution finale de la température. Les modèles développés utilisent un couplage fort qui exige une formulation basée sur la combinaison de toutes les équations électromagnétiques et thermiques dans le même système de résolution. Ainsi, les variables inconnues du champ électromagnétique et les variables inconnues du problème thermique sont affectées à une matrice globale et elles sont résolues simultanément à chaque pas de temps (Bay, 2003). Une étude de convergence est menée afin d'optimiser le maillage en fonction des variables calculées telles que la température finale ou la densité des courants induits. Le pas de temps de calcul est optimisé en fonction des températures et des courants induits dans la pièce. Les modèles développés tiennent compte de la variation des propriétés des matériaux en fonction de la température. Les propriétés électromagnétiques et thermiques du matériau sont actualisées à chaque pas de calcul durant la résolution.

Les deux modèles 2D axisymétrique et 2D développés permettent de prédire le profil de dureté respectivement sur une pièce cylindrique simple et sur une dent d'engrenage chauffée par induction. Ces modèles sont basés sur le couplage électromagnétique et thermique et tiennent compte des propriétés d'un acier faiblement allié. Le modèle 2D axisymétrique est utilisé pour vérifier l'importance des propriétés électromagnétiques et thermiques et la prédiction du profil de dureté dans une géométrie simple. Les résultats de ce modèle peuvent être utilisés avantageusement pour développer industriellement des pièces cylindriques simples telles que les arbres de transmission, les portées de roulements ou des bagues

cylindriques ainsi que pour optimiser les variables géométriques des inducteurs. Le modèle 2D, développé pour une dent d'engrenage, est utilisé pour quantifier l'effet des paramètres machine sur le profil de dureté obtenu et pour développer des profils de dureté suivant le contour de la denture en combinant la moyenne et la haute fréquence dans un modèle final. Les modèles développés ont considéré les éléments suivants :

1. Les pièces étudiées dans le cadre de cette recherche sont fabriquées en acier AISI-4340;
2. L'inducteur est fabriqué en cuivre pour ses bonnes propriétés électriques;
3. 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);
4. La variation des températures caractérisant le début d'austénitisation ( $Ac_1$ ) et la fin de la phase de martensite ( $Ac_3$ ) en fonction de la vitesse de chauffe.

Les hypothèses simplificatrices suivantes ont été prises en considération lors de la simulation :

1. Le profil des zones de dureté maximale est déduit directement du profil final de température en supposant que les régions austénitisées sont transformées en martensite après une trempe rapide. Cette hypothèse est tout à fait légitime vu l'excellente trempabilité du matériau utilisé (Acier 4340);
2. Le matériau est considéré homogène et isotrope;
3. La température ambiante initiale est fixée à 293 °K (20 °C);
4. La perte d'énergie par convection est supposée équivalente à la perte d'énergie par conduction dans l'air à l'interface pièce/environnement ambiant;
5. La perte d'énergie par radiation est faible comparativement à l'énergie créée par induction et elle est donc négligée;
6. La densité du matériau est supposée fixe ( $7800 \text{ kg.m}^{-3}$ ).

## **Étude de sensibilité**

L'étude de sensibilité permet d'explorer qualitativement et quantitativement les effets des propriétés du matériau et des paramètres du procédé d'induction sur le profil de dureté. Dans un premier temps, l'étude de sensibilité permet de déterminer l'étendue de validité des modèles développés et d'étudier l'importance des propriétés du matériau et l'effet des conditions hors équilibre thermodynamique en utilisant un modèle 2D axisymétrique. Deuxièmement, les modèles 2D axisymétrique et 2D sont utilisés pour étudier la sensibilité du profil de dureté en fonction des paramètres machine pour des disques et pour des roues dentées.

Les plans d'expérience sont utilisés pour étudier l'effet des paramètres en utilisant des outils statistiques basés sur l'analyse de variance (ANOVA) et permettant de dégager les propriétés du matériau les plus importants et les paramètres machine les plus influents en utilisant seulement des résultats développés par simulation. De plus, étant donné que la relation entre la densité du courant imposé et la puissance machine est établie pour des profils identiques en simulation et en expérimentation, les modèles numériques sont ainsi calibrés et utilisés pour étudier localement la variation de ces paramètres et leurs effets sur le profil de dureté.

## **Validation**

La validation des modèles de simulation est effectuée au moyen d'une batterie de tests sur des disques et sur des engrenages afin de déterminer leur robustesse, leur précision et leur étendue de validité. Pour les disques et pour les roues dentées, la puissance machine est modulée pour des temps spécifiques de façon à avoir des profils de dureté correspondant au début de la transformation martensitique et jusqu'à des valeurs maximales de puissance dans les deux cas MF et HF pour couvrir une étendue de validité spécifique des paramètres machine. Les écarts entre la simulation et l'expérimentation sont attribués principalement au manque de données fiables sur les propriétés du matériau, à l'influence que peut avoir les conditions hors équilibre thermodynamique, à la difficulté de mesurer des grandeurs importantes telles que le courant dans l'inducteur et la température dans la pièce et aux

erreurs géométriques tributaires d'un mauvais alignement de la pièce par rapport à l'inducteur et de l'écart variable entre l'inducteur et à la mauvaise fabrication de l'inducteur.

Les modèles développés sont ensuite calibrés en utilisant des résultats de tests effectués sur la machine à induction. Les paramètres de simulation sont la densité du courant initial dans l'inducteur ( $A.m^{-2}$ ), la fréquence de traitement (kHz) et le temps de chauffe (s). Par contre, les paramètres machine sont la puissance d'entrée (kW), la fréquence du générateur (kHz) et le temps de chauffe (s). L'expérimentation permet ainsi de mesurer les limitations des modèles, d'identifier les pistes d'amélioration et de tester l'effet de certains paramètres. La densité du courant est définie en tant que paramètre d'ajustement afin de faire correspondre le profil de dureté obtenu par simulation au profil de dureté mesuré. Le ratio entre la puissance fournie à la pièce et la puissance machine peut aussi être obtenu.

### **1.3 Organisation de la thèse**

Tout d'abord, le premier chapitre permet de présenter des notions sur les modes de défaillance des engrenages et sur le principe du procédé de traitement thermique par induction avant d'exposer la problématique, les objectifs et la méthodologie. Le deuxième chapitre est consacré à mettre en évidence une revue de littérature exhaustive qui détaille le principe du traitement thermique par induction et les efforts de simulation appliqués aux géométries simples et aux engrenages. Le troisième chapitre expose les aspects industriels reliés au procédé du traitement thermique par induction et fait la lumière sur les difficultés techniques rencontrées durant les phases de développement de nouvelles composantes. Le quatrième chapitre traite de la formulation par éléments finis du problème en présentant la résolution des équations de Maxwell gouvernant la propagation des ondes électromagnétiques et les équations de Fourier-Kirchhoff régissant le transfert de chaleur. Dans le cinquième chapitre le modèle 2D axisymétrique, développé en conduisant une étude de convergence appropriée et permet de déterminer l'importance de propriétés du matériau. L'effet de chaque propriété sur la distribution finale de la température est alors étudié. Le sixième chapitre évoque l'étude de sensibilité du profil de dureté en fonction des paramètres

machine en utilisant un modèle 2D axisymétrique appliqué à un disque. Les résultats de simulation ont permis de comparer les deux cas de chauffe MF et HF avant de dégager l'importance des paramètres machine. Une validation expérimentale est présentée et permet de calibrer les modèles développés. Le septième chapitre est consacré à l'étude de sensibilité du profil de dureté d'engrenages droits en fonction des paramètres machine. Le modèle 2D développé permet d'étudier l'importance des paramètres machine en utilisant les deux fréquences MF et HF de façon séparée avant de les combiner dans un même modèle. Les modèles développés sont comparés et calibrés à l'aide de tests expérimentaux. Le huitième et dernier chapitre présente une conclusion générale qui rappelle les principaux résultats de cette recherche et formule les travaux futurs dans le domaine.

## **CHAPITRE 2**

### **REVUE DE LITTÉRATURE**

#### **2.1 Introduction**

La revue de littérature est une étape incontournable afin de bien situer l'état de l'art de la recherche et de présenter le procédé du traitement thermique par induction dans sa globalité avant d'exposer en détail les avancements technologiques. De plus, dans cette revue, une attention particulière est portée aux aspects théoriques et aux différents modèles développés par simulation. En premier lieu, ce chapitre propose un bref historique présentant des notions de base sur l'induction électromagnétique depuis sa découverte par le savant Britannique Michael Faraday. Ensuite, il met l'accent sur les efforts de simulation numérique et empirique du procédé du traitement thermique par induction appliqué à des géométries simples avant d'exposer des travaux de recherche traitant des géométries complexes dont les engrenages. La dernière partie évoque une synthèse détaillée à la suite de la revue de littérature permettant de mieux exposer l'état d'avancement de la recherche dans le domaine de l'induction et de mieux situer les contributions de cette thèse relatives à la problématique.

##### **2.1.1 Historique de l'induction**

Historiquement, la première découverte de l'induction électromagnétique remonte au savant Britannique Michael Faraday vers l'an 1831 (Faraday, 1859). Cette découverte constitue le noyau et la base de toutes les recherches scientifiques dans le domaine électromagnétique. Quelques années plus tard, en 1851, le savant Français Léon Foucault a découvert les courants induits provoqués par le champ magnétique dans une pièce métallique (Courants de Foucault) et il a démontré que ces courants sont responsables de l'échauffement par effet Joule (Foucault, 1878). Ensuite, le physicien Allemand Heinrich Lenz a formulé la loi attestant que la polarité d'une force électromotrice tend à produire un courant qui crée un flux magnétique l'opposant au flux magnétique imposé (Rudnev et coll., 2003). Les

premières applications industrielles du phénomène d'induction magnétique ont été consacrées au développement des transformateurs et des machines électriques. L'efficacité de ces machines a toujours été assujettie à des pertes sous forme de chaleur que les chercheurs en électrotechnique ont toujours essayé de minimiser. Quant aux métallurgistes et aux chercheurs-mécaniciens, ils ont démontré au fil des années que ces pertes constituaient une nouvelle piste pour chauffer thermiquement les pièces mécaniques. En 1930, l'apparition des générateurs de puissance à moyenne fréquence a permis d'utiliser, pour la première fois, le procédé de traitement thermique par induction pour traiter thermiquement des arbres et des portées de roulements. En 1941, des ingénieurs de la compagnie Caterpillar, spécialisée dans la machinerie lourde, ont réussi à mettre en place le premier montage expérimental permettant de traiter des engrenages à l'aide d'un générateur de puissance de 500 kW et opérant à une fréquence moyenne d'environ 10 kHz (Rudnev et coll., 2003). Depuis, la technologie a fait des progrès importants en ce qui concerne les machines à induction. En effet, les nouveaux générateurs de puissances permettent de générer de très hautes fréquences et de moduler plusieurs fréquences dans le même inducteur pour chauffer des pièces. Les nouvelles machines à induction mises en marché sont des machines programmables à commande numérique, dotées d'une grande précision dimensionnelle et d'une bonne répétitivité des consignes de puissance et pouvant être intégrées facilement dans des cellules de fabrication automatisées (Rudnev, 2009, Rudnev et coll., 2003, Peter, 2004).

## **2.2 Simulation du procédé**

La simulation du procédé de traitement thermique par induction représente une solution prometteuse pour explorer les limites du procédé et aider les industriels dans les étapes d'élaboration de recettes pratiques de traitement thermique de leurs composantes mécaniques. Accompagnés de tests de validation, ces modèles constituent une solution incontournable pour maîtriser le procédé de traitement thermique par induction. Ainsi, la simulation permet de réduire considérablement le temps de développement et de diminuer le taux de rejet des pièces durant le processus de développement. Dans cette section, on

présente l'état d'avancement des efforts de simulation dans le domaine du traitement thermique par induction durant les 50 dernières années.

### **2.2.1 Évolution de la simulation**

Le calcul de la distribution de température pour un problème unidimensionnel considérant le traitement thermique par induction a été introduit pour la première fois par Baker (Baker, 1958). Parmi les premiers travaux pertinents dans le domaine, Dodd et Deeds ont été les premiers à calculer analytiquement le vecteur potentiel électromagnétique dans le cas d'un cylindre infiniment long soumis à un champ magnétique variable et ayant une perméabilité magnétique constante (Dodd et Deeds, 1967 et Dodd, 1967). Les résultats obtenus ont permis de déterminer la distribution de température dans une pièce cylindrique en acier ordinaire chauffée par induction en imposant une densité constante du courant appliqué dans l'inducteur. Les travaux de Dodd et Deeds ont été repris en 1974 par Donea pour calculer le vecteur potentiel magnétique en utilisant les méthodes par éléments finis dans le cas d'une géométrie simple et en utilisant des modèles 2D axisymétriques et 2D (Donea, 1974).

Par la suite et tel que rapporté dans leur ouvrage, Davies et Simpson ont développé des modèles empiriques permettant de calculer les températures en surface en fonction des paramètres machine pour diverses composantes mécaniques destinées à des applications industrielles spécifiques. Les tests expérimentaux ont été réalisés sur une installation expérimentale comprenant un générateur de puissance à moyenne fréquence (20 kHz) et ayant une puissance maximale de l'ordre de 200 kW. Les modèles développés ont permis de calculer la température en surface en fonction de la puissance machine et du temps de chauffe avec une assez bonne précision (Davies, 1979). Ensuite, l'effet de la température de Curie sur la perméabilité magnétique relative a été partiellement analysé par Masse et coll. en utilisant la méthode par éléments finis. Ces chercheurs ont considéré qu'un acier chauffé au-dessus de cette température devient diamagnétique et que sa perméabilité magnétique relative chute de façon drastique en fonction de la température pour devenir unitaire à haute température (Masse et coll., 1985).

L'analyse du profil de dureté et de la distribution des contraintes résiduelles pour le chauffage inductif suivi d'une trempe a été introduite, pour la première fois, par Melander. Les modèles par éléments finis établis ont été basés sur un couplage faible entre les champs électromagnétique et thermique. Les modèles développés ont été appliqués à un cylindre infiniment long et soumis à un flux magnétique uniforme sur toute sa longueur. Des tests expérimentaux ont été aussi conduits sur une source à haute fréquence (300 kHz) pour valider les résultats de simulation et les résultats obtenus lors de cette recherche ont démontré une concordance entre la simulation et les résultats expérimentaux (Melander, 1985).

Durant la même année, Meunier a mis en place des modèles 2D axisymétriques et 2D utilisant les éléments finis afin de calculer le vecteur potentiel magnétique en moyenne fréquence et sous différentes conditions électriques de tensions et de courants. Dans sa formulation, la pièce à traiter était considérée comme étant décomposée en plusieurs impédances électriques complexes et soumises à des sources sinusoïdales de tensions et de courants. Globalement, les modèles développés ont été validés à l'aide des tests expérimentaux réalisés sur une source de puissance à moyenne fréquence (Meunier, 1988).

Jusqu'à la fin des années 80, la modélisation se confrontait à plusieurs limitations technologiques, dont la capacité de calcul des ordinateurs. Les travaux de recherche réalisés ont contribué néanmoins à comprendre globalement le procédé et à cerner l'importance des paramètres machine. En effet, les premiers travaux concrets de simulation ont été commencés dans les années 90 et ils ont permis de résoudre les équations de Maxwell et de les coupler aux équations de transfert de chaleur en utilisant les méthodes par éléments finis multiphysiques. Sur le plan de l'expérimentation, les technologies de l'électronique de puissance et des générateurs ont aussi connu plusieurs avancées. Les nouvelles générations des machines à induction sont capables de fournir de hautes fréquences et des grandes puissances et de les concentrer dans une pièce durant un temps très faible.

En 1992, Wang et coll. ont développé une nouvelle approche efficace utilisant les méthodes par éléments finis afin de calculer le champ magnétique, la distribution des températures et le champ des contraintes durant le traitement thermique par induction. Les pièces étudiées ont

été fabriquées d'un acier à faible teneur en carbone (AISI-1018) et les propriétés électromagnétiques et thermiques du matériau ont été prises en compte dans les modèles développés. Les modèles 2D axisymétriques développés ont utilisé la méthode des éléments finis basée sur un couplage faible. La densité du courant imposé dans l'inducteur était de  $7 \times 10^9 \text{ A.m}^{-2}$  variant à une fréquence de 60 Hz. La perméabilité magnétique relative du matériau était fixée à 90 et les pertes de chaleur par convection et par radiation ont été négligées. Les tests expérimentaux ont permis de valider les modèles développés pour prédire les champs de contrainte dans le cas de cylindres simples, de pièces à section carrée et pour des pièces cylindriques avec entaille (Wang, 1992). Wang et coll. ont poursuivi les mêmes efforts de simulation du traitement thermique par induction en l'appliquant à des aciers alliés au nickel et à l'alliage d'aluminium (AISI-2024) tout en comparant avec les résultats obtenus sur l'acier 1080. Les résultats des simulations ont permis d'établir des recettes préliminaires pour le traitement par durcissement des aciers alliés au nickel et le traitement par précipitation de l'aluminium 2024. Les travaux de Wang et coll. ont été d'une grande importance; cependant, ils ont été effectués pour une très basse fréquence et pour un temps de chauffe très grand de plusieurs secondes pouvant être justifiées par la faible puissance du générateur utilisé pour la validation expérimentale. De plus, la perméabilité magnétique était fixée à une valeur constante durant la chauffe (Wang et coll., 1993).

Langeot et coll. ont présenté des modèles de simulation développés sur des composantes mécaniques de simples géométries servant pour des applications industrielles. Ces chercheurs ont mis en place une nouvelle approche en tenant compte des diverses interactions entre les champs électromagnétique, thermique et mécanique pour déterminer les changements de phase et les contraintes-déformations. Le couplage entre les champs électromagnétique et thermique était de type faible. Les résultats obtenus ont été validés par des tests expérimentaux réalisés sur une pièce à géométrie simple en un acier faiblement allié (Équivalent au 4140) en utilisant une source à moyenne fréquence (15 kHz) et fournissant une puissance maximale de 40 kW. Les modèles 2D axisymétriques et 2D développés ont été utiles pour mettre en place des recettes de développement de pièces et pour optimiser la

conception des inducteurs. De plus, ils ont fourni des données pertinentes sur les courants induits et sur la distribution des températures (Longeot, 1995).

Les modèles développés par Sadeghipour et coll. ont permis de prédire la distribution de température en régime transitoire, de prédire les distributions de la densité de puissance et de calculer la puissance totale consommée par la pièce durant le traitement thermique par induction. Un modèle 2D axisymétrique a été mis au point en utilisant les méthodes par éléments finis et en se basant sur un couplage faible. Ce modèle se composait d'un coussinet avec collerette en acier au carbone (AISI-1040) et un inducteur sous forme d'une bobine à plusieurs enroulements. Le modèle numérique a été validé expérimentalement en utilisant une source de puissance à haute fréquence (150 kHz). Les résultats obtenus ont permis de constater que les erreurs entre la simulation et l'expérimentation étaient en dessous de 18 % et que la température en surface a été mesurée en utilisant un thermocouple de type K (Sadeghipour et coll., 1995).

Chaboudez et coll. ont mis en place une simulation basée sur un modèle 2D axisymétrique en utilisant un couplage faible afin d'étudier les distributions de températures obtenues sur une pièce de révolution à géométrie simple en acier inoxydable (X5CrNi 18/9). Le modèle développé comprenait un inducteur à quatre enroulements et tenait en compte la variation des propriétés du matériau en fonction de la température. Les tests de validation ont permis de valider la simulation numérique en utilisant une source de puissance à moyenne fréquence (10 kHz) et à faible puissance (15 kW). Le temps de chauffe était très important (25 s). Deux thermocouples placés en surface de la pièce ont servi à mesurer la température pour comparer la température mesurée et celle simulée. Ils ont statué que les écarts entre la simulation et l'expérimentation étaient causés principalement par les erreurs de fabrication de l'inducteur (Chaboudez, 1997).

En 1999, Enokizono et coll. ont développé une approche numérique capable de déterminer les températures en surface pour un chauffage inductif appliqué à des pièces cylindriques. Un modèle 2D axisymétrique a été développé en utilisant un couplage faible pour résoudre les champs électromagnétique et thermique et en considérant le comportement non linéaire du

matériau. Le modèle tient compte d'une densité du courant imposé non uniforme dans l'inducteur sous forme d'une section carrée pleine en cuivre. Le matériau utilisé lors de cette étude était un acier dont on ne spécifiait pas le type. Trois modèles ont été développés impliquant le même inducteur et trois pièces cylindriques. Dans le premier modèle, la pièce a la même largeur que l'inducteur tandis que dans le second modèle, la pièce est nettement plus large que l'inducteur. Dans le troisième modèle, l'inducteur est placé proche d'une zone à épaulement. Les résultats obtenus démontrent clairement l'effet de bord électromagnétique dans le cas du premier modèle. De plus, comparée aux tests expérimentaux réalisés sur une source de puissance à 80 kHz, une concordance entre la simulation et l'expérimentation a été clairement identifiée pour les deux premiers modèles alors que le troisième modèle a démontré qu'il était difficile de prédire les températures en surface dans la région d'un épaulement (Enokizono, 1999).

Ensuite, en 2003, Favennec et coll. sont parvenus à résoudre le système d'équations de Maxwell régissant le champ électromagnétique et à le coupler avec les équations de transfert de chaleur ainsi qu'avec le système d'équations différentielles pour calculer les fractions de phases pour une application 2D axisymétrique où la pièce à traiter était en acier, et mobile durant la chauffe. Ils ont aussi tenté d'optimiser les paramètres du procédé d'induction, et les résultats obtenus ont démontré l'efficacité et la robustesse des modèles développés basés sur un couplage faible (Favennec, 2003). Durant la même année, Bay et coll. ont présenté une approche permettant de coupler les champs magnétiques, thermiques et mécaniques pour résoudre un problème de traitement thermique par induction appliqué à une pièce de révolution. Le modèle développé a utilisé un couplage faible et a tenu compte de la non-linéarité du comportement du matériau et a résolu les équations d'équilibre thermodynamique dans la pièce traitée en tenant compte du comportement thermo-élastique-plastique du matériau. Les conditions d'opération ont été choisies selon les générateurs existants, soit la fréquence de l'ordre de 500 Hz, la densité du courant imposé était de l'ordre de  $8 \times 10^8 \text{ A.m}^{-2}$  et un très grand temps de chauffe de 50 s (Bay, 2003).

Yuan et coll. ont utilisé la méthode des éléments finis pour établir des modèles 2D axisymétriques sur le logiciel commercial Ansys utilisant un couplage faible, pour modéliser

le procédé de chauffage appliqué à des supports porte-roue fabriqués en acier au carbone (AISI-1070) et destinés à l'industrie automobile. Durant les étapes de résolution, les chercheurs ont pris en compte le comportement non linéaire des propriétés du matériau et ils se sont servis de la distribution de température pendant le chauffage et les courbes de refroidissement afin de prédire la dureté en estimant la fraction de phase de la martensite. La fréquence était de l'ordre de 9,6 kHz, la densité du courant initial était de  $1,26 \times 10^7$  A/m<sup>2</sup> et un temps de chauffe relativement long de 7 s. Une étude attentive a permis de dégager les effets de la densité du courant imposé, de la fréquence et l'écart entre l'inducteur et la pièce sur la profondeur durcie. Les résultats obtenus ont permis de déterminer des relations entre la distribution de la dureté et la distribution finale de la température (Yuan, 2003).

En 2003, Fireteanu et Tudorache ont avancé une approche numérique capable d'évaluer le champ thermique généré par un chauffage à induction à flux constant sur des tôles et des barres longues en acier ordinaire. Les modèles 2D développés ont tenu compte de la non-linéarité du champ magnétique, du comportement non linéaire des propriétés du matériau et de la variation de l'écart entre l'inducteur et la pièce. La pièce a été considérée en mouvement selon la direction axiale durant le traitement. Les conditions d'opération utilisées dans ce cas étaient la fréquence de l'ordre de 807 Hz, le courant dans l'inducteur 7 kA et la vitesse de déplacement de 7,5 mm/s pour les tôles (Fireteanu et coll., 2003).

En 2003, Nemkov et Goldstein ont proposé des modèles 2D axisymétriques, 2D et tridimensionnel capables d'étudier les effets de bord et de bout électromagnétiques et utilisant un couplage faible. Ces études ont été effectuées dans le Center for induction Technology, Inc. Le logiciel commercial Flux 3D a été utilisé pour développer les modèles appropriés et la fréquence de traitement utilisée en simulation était de 9,5 kHz et les pièces se déplaçaient linéairement à une vitesse de  $1,16$  m.s<sup>-1</sup>. Les résultats de simulation ont été validés sur une source à 9,5 kHz en utilisant des tests expérimentaux avec une machine à moyenne fréquence. La mesure de température en surface a été assurée à l'aide d'un thermocouple de type K (Nemkov et coll., 2003).

En 2005, Kawaguchi et coll. ont proposé une analyse du procédé d'induction et une technique de mesure de la perméabilité magnétique du matériau SUS430 en utilisant un analyseur B-H pour les deux fréquences à 100 Hz et à 100 kHz. La mesure a été effectuée pour des intensités de champ variant de 200 à 1600 A.m<sup>-1</sup>. Ces chercheurs ont ensuite mis en place deux modèles 3D utilisant un couplage faible et deux types d'inducteurs, soit un à section circulaire et un à section carrée et une pièce cylindrique simple (Kawaguchi et coll., 2005); les résultats obtenus ont démontré que les températures simulées et celles mesurées en surface montrent une bonne concordance.

En 2006, Magnabosco et coll. ont développé une approche numérique pour le traitement thermique par induction appliqué à l'acier au carbone (Équivalent de AISI-1045). Les résultats de ce travail ont permis de mettre en place un modèle 2D axisymétrique capable de prédire la distribution de température et celle de la dureté dans la pièce en utilisant un couplage faible. La validation expérimentale a été effectuée sur un générateur à moyenne fréquence (27 kHz) et ayant une puissance de 31 kW et la pièce est déplacée à une vitesse de 20 mm.s<sup>-1</sup> lors de la chauffe. Ces chercheurs ont ensuite comparé les profils de dureté obtenus par expérimentation à ceux approximés par simulation (Magnabosco et coll., 2006).

Les nouveaux développements concernant les outils de simulation et la capacité de résolution des ordinateurs ont permis de modéliser des géométries de plus en plus complexes tout en adoptant un maillage plus fin et avec une très bonne précision du calcul. La revue de littérature sur la simulation appliquée au procédé de traitement thermique par induction a démontré que la majorité des applications traitées sont consacrées à des pièces à simple géométrie. De plus, les modèles développés ne sont pas garants de bonnes performances à cause des hypothèses tenues en compte lors de la résolution par éléments finis et la qualité du maillage utilisé. Les étendues de validation des modèles développés sont très limitées et, par conséquent, ils ne peuvent pas être utilisés pour extrapoler la prédiction des profils de dureté ou des contraintes résiduelles; d'autant plus que les tests de validation ont été réalisés dans des cas bien spécifiques et ne peuvent être reproductibles en utilisant des équipements de la nouvelle génération. En ce qui concerne la simulation des engrenages traités par induction, les résultats de la recherche démontrent que peu de chercheurs ont traité ce sujet. Cependant,

plusieurs efforts industriels ont été effectués en parallèle à la simulation et ils ont permis la compréhension de quelques facettes du procédé en développant des recettes pratiques et en mettant au point des modèles empiriques pour aider les industriels dans le processus de développement (Rudnev, 2009, Rudnev et coll., 2000 et Steile, 2004).

### **2.2.2 Simulation des engrenages**

Au cours des dix dernières années, quelques chercheurs ont simulé le procédé du traitement thermique par induction appliqué aux engrenages. Parmi les premiers travaux dans le domaine, en 1999, Inoue et coll. ont présenté la simulation numérique du procédé appliqué à des engrenages à denture droite. Ces chercheurs ont développé des modèles 3D utilisant un couplage faible pour résoudre l'analyse électromagnétique et l'analyse métallothermomécanique en produisant une énergie thermique équivalente à celle théorique produite par les courants de Foucault. La roue dentée traitée était fabriquée en acier au carbone (Équivalent du AISI-1045) et avait un diamètre extérieur de 120 mm, un module de 3, une épaisseur de 20 mm et 40 dents. Ensuite, ils ont comparé les travaux de simulation aux essais expérimentaux en utilisant les deux concepts de chauffage, soit le chauffage monofréquence et le chauffage à doubles fréquences séquentielles. Les essais expérimentaux ont été réalisés à l'aide d'un générateur MF à une fréquence de l'ordre de 25 kHz et produisant une puissance de l'ordre de 165 kW pour le chauffage monofréquence. Pour valider le chauffage à doubles fréquences, un générateur MF à une fréquence de l'ordre de 3 kHz et produisant une puissance de l'ordre de 293 kW est combiné à un générateur HF à une fréquence de l'ordre de 150 kHz et générant une puissance de l'ordre de 339 kW. Les temps de chauffe totaux étaient d'environ 3 s pour les deux cas. Les résultats obtenus ont permis de comparer le profil de dureté en surface et les contraintes résiduelles avec des résultats expérimentaux et ont démontré une concordance avec les résultats de simulation (Inoue et coll., 1999).

Le travail réalisé en 2003 par Wrona et Nacke a proposé un modèle 3D du procédé de traitement thermique par induction appliqué à des engrenages à denture droite. Le modèle

3D, développé sur le logiciel Ansys, a permis de coupler les champs électromagnétique et thermique en utilisant le concept de chauffage à doubles fréquences simultanées et en utilisant un couplage faible pour étudier l'influence de la fréquence de traitement et de la puissance sur la distribution de la température. Le temps de chauffe a été fixé à 1 s. Dans un premier temps, ils ont étudié l'effet de la moyenne fréquence sur la distribution finale de la température en variant la fréquence de 10 kHz à 40 kHz. Ils ont constaté que pour avoir de la chaleur dans le flanc de la denture, il est important d'utiliser une fréquence de 20 kHz et qu'il est impossible de générer un profil de dureté selon le contour de la denture en utilisant une seule fréquence. De plus, ils ont intégré les deux fréquences, soit la moyenne fréquence de l'ordre de 5 kHz et la haute fréquence de 150 kHz dans le même modèle 3D et en les modulant simultanément tout en gardant une puissance totale constante. Ces chercheurs ont tenté par la suite d'obtenir le profil optimal de la chaleur générée sous l'effet Joule. Les résultats obtenus démontrent que le profil de dureté optimal est obtenu à 20 % de la puissance HF (Wrona et Nacke, 2006). Dans ce travail, les propriétés du matériau ainsi que leur variation en fonction de la température n'ont pas fait l'objet d'une véritable discussion.

Le travail réalisé, en 2006, par Wrona et coll. a proposé un modèle 3D pour traiter une vis sans fin traitée thermiquement par induction afin de calculer la distribution de température finale. La moyenne fréquence variait entre 5 kHz et 15 kHz et la haute fréquence était entre 150 kHz et 400 kHz. Les chercheurs ont démontré la pertinence de l'outil de simulation Ansys pour résoudre le couplage électromagnétique et thermique en utilisant un couplage faible. Ces chercheurs ont présenté une comparaison entre les deux concepts de chauffage, soit le concept monofréquence par impulsion et le concept à doubles fréquences simultanées par impulsion. L'analyse du concept de chauffage monofréquence a permis de constater que si la fréquence est de l'ordre de 20 kHz, seulement la racine est hautement chauffée alors que la racine et une partie du flanc de la vis sont chauffées si la fréquence est augmentée à 40 kHz, tandis que la région de la tête est chauffée quand la fréquence est de 100 kHz. En ce qui concerne le concept de chauffage simultané à doubles fréquences, les résultats ont démontré qu'en combinant les deux fréquences et en gardant une puissance MF-HF totale constante et en couplant la simulation à un algorithme d'optimisation, qu'en appliquant

environ 50 % de la puissance HF, le profil de dureté est plus proche du contour. Dans ce travail, les propriétés du matériau ainsi que leur évolution en fonction de la température n'ont pas fait l'objet d'une discussion claire. Le couplage utilisé est un couplage faible avec itération qui stipule que la résolution des équations électromagnétiques et thermiques se fait pas à pas (Wrona et coll., 2006).

En 2008, Kurek et coll. ont proposé des modèles 2D pour déterminer la distribution de température sur des engrenages chauffés par induction. Le chauffage inductif était exécuté à moyenne fréquence, de l'ordre de 10 kHz, et à une haute fréquence, de l'ordre de 200 kHz. Les propriétés du matériau à l'équilibre thermodynamique ont été considérées dans la résolution et le couplage utilisé était de type faible. Les résultats de simulation ont été validés avec des tests expérimentaux qui ont démontré la pertinence des modèles numériques développés. Le matériau utilisé était le AMS 6414 (équivalent de AISI 4340). Les efforts de Kurek et coll. ont permis de mettre au point un modèle 3D appliqué à une dent d'une roue dentée droite ayant 100 mm de diamètre, 6 mm d'épaisseur ainsi que 48 dents en utilisant le logiciel Ansys. Ces chercheurs ont exposé et comparé les deux cas de chauffe MF et HF. Le chauffage était exécuté à moyenne fréquence de l'ordre de 10 kHz et à haute fréquence de l'ordre de 100 kHz et les courants dans l'inducteur étaient estimés respectivement à 2500 kA et de 1000 kA. Les chercheurs n'ont pas indiqué clairement la nature et la qualité du maillage utilisé et quelles étaient les techniques utilisées pour mesurer la température (Kurek et coll., 2008).

En 2008, Niklewicz et coll. ont utilisé les mêmes résultats de Kurek et coll. pour étudier l'effet des paramètres géométriques tels que l'entrefer entre l'inducteur et la pièce, le nombre de dents sur la distribution de température en utilisant le traitement thermique par induction. Le modèle 3D a été développé à l'aide de Flux3D. Le chauffage était exécuté à une moyenne fréquence variant entre 5 kHz et 20 kHz pendant 1,5 s et à une haute fréquence de l'ordre de 100 kHz pendant 0,3 seconde. Les courants étaient respectivement de l'ordre de 2,5 kA et de 1,0 kA et le nombre de dents a été varié entre 63 et 72 (Niklewicz et coll., 2008). Les chercheurs n'ont pas indiqué clairement la qualité du maillage et des techniques concernant la mesure des températures en surface.

En plus des efforts de simulations, plusieurs modèles empiriques et méthodes industrielles ont été développés au fil des années grâce aux résultats concrets obtenus et aux efforts déployés par des centres et des groupes de recherche dans le domaine. Le Center of Induction Technology, le groupe Inductoheat, la compagnie Contour Hardening, le groupe Eldec et le groupe EFD (Hammond, 2002 et Rudnev, 2003) ont développé des tests expérimentaux et mis au point des expertises industrielles (Rudnev, 2009, Rudnev et coll., 2000, Steile, 2004, Hammond, 2002 et Peter, 2004).

### **2.3 Discussion**

La revue de littérature a présenté les principales recherches traitant la simulation du procédé de traitement thermique par induction en évoquant principalement les recherches appliquées à de simples géométries avant de traiter des engrenages et des géométries plus complexes. Cette recherche a permis de parcourir les principaux éléments de littérature dès la mise au point du premier modèle mathématique et jusqu'aux derniers développements numériques. La recherche effectuée a démontré clairement des manques et des faiblesses concernant les travaux de recherche et qui peuvent être discutées selon trois aspects, soit la simulation numérique, l'étude de sensibilité et les essais expérimentaux.

La recherche bibliographique a démontré également l'absence d'une étude systématique de sensibilité de la température ou du profil de dureté en fonction des propriétés du matériau ou en fonction des paramètres machine. De plus, plusieurs recherches n'ont pas considéré la dépendance des propriétés en fonction de la température de chauffe. D'autres ont pris en compte l'évolution de ces propriétés en fonction de la température mesurée à l'équilibre thermodynamique. Les travaux ne font pas référence aux conditions hors équilibre thermodynamique même dans des conditions où la chauffe se fait rapidement. Globalement, l'effet d'une variation globale ou locale des propriétés du matériau sur le profil de température n'a pas été évoqué. Aussi, la sensibilité globale ou locale du profil de dureté à la variation des paramètres machine n'a pas été traitée et documentée.

La précision et l'efficacité des équipements utilisés lors des tests de validation restent limitées. Les essais expérimentaux dans la plupart des publications ne correspondent pas fidèlement aux résultats de simulation. Les modèles élaborés ont permis certainement de comprendre les grandes tendances de variation des températures en surface et du profil de dureté en fonction des paramètres machine, mais ne peuvent pas être généralisés pour faire développer une prédiction fidèle. La valeur moyenne du courant circulant dans l'inducteur a été estimée en utilisant des relations approximatives et il n'a pas été mesuré directement et avec une bonne précision. De plus, la relation entre la puissance machine et celle fournie à la pièce durant la chauffe n'a pas été analysée dans les diverses publications. La mesure du courant circulant dans l'inducteur était parfois possible grâce au temps de chauffe importante et à la faible fréquence de traitement. Dans le cas de la haute fréquence (200 kHz), le bruit électromagnétique est tellement important qu'il perturbe grandement la qualité de la mesure; d'autant plus que le courant est concentré en surface à cause de l'effet de peau électromagnétique et peut varier en fonction du temps de chauffe.

En ce qui concerne la mesure de la température, il n'existe pas une méthode fiable et efficace permettant d'évaluer la température en profondeur dans la pièce dans des conditions de chauffes rapides ( $>1000 \text{ }^\circ\text{C}\cdot\text{s}^{-1}$ ). La majorité des chercheurs utilisaient des thermocouples pour quantifier la température en surface pour des applications du traitement thermique par induction pour ensuite estimer la distribution de la température à l'intérieur de la pièce. Le temps de chauffe total était plus grand que 3 s et la pièce était immobile. Il était donc plus facile techniquement de mesurer la température sans être affecté par la grande constante du temps des thermocouples employés. Cependant, il est plus difficile d'utiliser efficacement ces capteurs quand le temps de chauffe dure moins de 1 s, à cause du temps de réponse de ces capteurs. La solution est de s'orienter vers des techniques dites sans contact telles que les caméras thermographiques infrarouges et les caméras à haute vitesse. Ces appareils de mesure permettraient certainement la mesure de la distribution de la température sans être en contact avec la surface des pièces chauffées. De plus, la rotation de la pièce durant la chauffe n'affecte pas la mesure. Récemment, des chercheurs tels que Kranjc et coll. (2008) ont utilisé une caméra thermographique pour valider leurs modèles développés par simulation.

Cependant, ils avaient l'avantage de chauffer pendant plusieurs dizaines de minutes et, donc, il était plus facile de recueillir des données importantes pour les températures. Les mesures de température dans des applications de très courtes durées sont grandement influencées par la précision et par la constante de temps des instruments de mesure. Finalement, il est aussi important de rappeler qu'une calibration s'impose en se basant sur des éléments de référence pour avoir une lecture juste des températures.

La résolution du couplage entre les champs électromagnétique et thermique et la précision des modèles sont limitées par la capacité de calcul des ordinateurs utilisés et par les approximations tenues en compte durant le développement des modèles. De plus, les géométries de la pièce, de l'inducteur et de l'environnement ont été souvent simplifiées dans la majorité des travaux pour des raisons de calcul. De plus, le couplage entre le champ magnétique et le transfert de chaleur était de nature faible dans la majorité des travaux réalisés. Finalement, les lois du comportement des matériaux exprimant les propriétés électromagnétiques et thermiques ont été estimées à l'aide des fonctions polynomiales en fonction de la température. Ces propriétés ont été mesurées à l'équilibre thermodynamique. En ce qui concerne l'application des paramètres machine, le courant moyen dans l'inducteur était divisé sur une section de l'inducteur régie par la profondeur de peau ( $\delta$ ) pour quantifier la densité du courant imposé dans l'inducteur. Cette approche ne permettait pas d'obtenir le courant théorique circulant dans l'inducteur.

Les modèles développés durant ce projet de recherche ont été soumis à une étude de convergence systématique pour optimiser la qualité du maillage et, grâce à la capacité de calcul des nouveaux ordinateurs (64 bits), il est possible d'arriver à un maillage dont la taille est de 0,01 mm et ainsi atteindre de grandes précisions de calcul. Le couplage utilisé est de type fort et, donc, les champs électromagnétiques et thermiques sont résolus simultanément. Les modèles tiennent compte des propriétés du matériau hors équilibre thermodynamique. De plus, la densité du courant imposé est considérée comme un paramètre machine et donc elle est utilisée directement dans les modèles et corrélée ensuite à la puissance fournie à la pièce. Ainsi, le courant moyen approximatif dans l'inducteur et la puissance fournie à la pièce

durant la chauffe peuvent être déterminés après intégration de surface de cette densité du courant.

L'étude proposée dans le cadre de ce projet permet justement d'analyser les effets des propriétés du matériau sur la température de chauffe en évoquant le comportement hors équilibre thermodynamique du matériau. De plus, la sensibilité du profil de dureté en fonction des paramètres machine est étudiée globalement dans l'étendue de variation de ces paramètres et localement autour d'un profil de dureté spécifique. En conséquence, les effets de ces facteurs ainsi que les interactions entre eux, permettent de mener une analyse globale du procédé et de comprendre réellement son comportement avant de converger vers des modèles de prédiction du profil de dureté sur des disques et sur des engrenages en utilisant les deux modèles 2D axisymétrique et 2D. Les résultats obtenus peuvent être exploités avantageusement pour les appliquer à d'autres types d'acier et pour d'autres dimensions et géométries.

Dans le cadre de ce projet de recherche, les tests expérimentaux sont réalisés sur la machine à induction localisée à l'École de technologie supérieure. Cette machine possède des caractéristiques de rapidité, de précision et de puissance permettant d'effectuer des tests à temps très courts et avec une bonne répétitivité. L'étude actuelle propose une calibration permettant de relier la puissance machine réelle et la puissance thermique fournie à la pièce déterminée par simulation en se basant seulement sur le profil de dureté. Cette calibration permet de valider les modèles développés sans être obligés de mesurer le courant et la température dans les conditions mentionnées et permet de développer des ratios de puissance utiles pour le développement. Finalement, une méthode de caractérisation expérimentale de la profondeur durcie est proposée et l'effet de bord est clairement analysé à la lumière des résultats expérimentaux sur des disques et sur des engrenages.

## CHAPITRE 3

### MÉTHODES INDUSTRIELLES

#### 3.1 Introduction

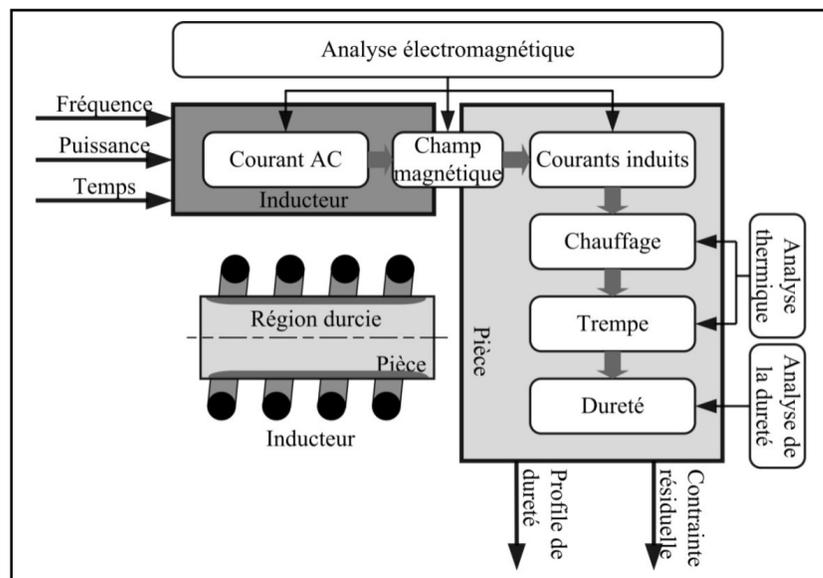
Grâce aux nombreux avantages industriels qu'il possède, le traitement thermique par induction représente un procédé très prometteur pour son fort potentiel d'application dans les chaînes de production manufacturière. Pour comprendre le contexte industriel, il est nécessaire de présenter ce procédé en mettant l'accent sur ses spécificités et ses caractéristiques intrinsèques. Dans ce sens, ce chapitre permet d'établir le pont entre les notions générales touchant le procédé et les aspects pratiques reliés au cœur de la thèse. Globalement, ce chapitre présente les aspects industriels reliés au procédé du traitement thermique par induction et fait la lumière sur les difficultés techniques rencontrées durant les phases de développement des nouvelles composantes.

En premier lieu, nous aborderons le principe du procédé du traitement thermique par induction et les principaux effets électromagnétiques. Ensuite, nous discuterons les techniques de traitement par induction et nous classifions les générateurs de puissance en fonction des étendues de puissances et de fréquences. Le montage expérimental utilisé pour les tests de validation est introduit en spécifiant les caractéristiques techniques de la machine localisée au laboratoire de traitement thermique par induction à l'École de technologie supérieure de Montréal. Finalement, des résultats typiques sont présentés afin de mettre en évidence les modes de chauffage, les paramètres machine et l'influence des effets électromagnétiques sur les profils de dureté développés. Une discussion permet d'analyser les spécifications des machines actuellement utilisées et de caractériser les performances du procédé.

## 3.2 Traitement thermique par induction

### 3.2.1 Principe du procédé

La figure 3.1 illustre le principe de base du procédé de traitement thermique par induction. L'application d'un courant alternatif (AC) aux bornes de l'inducteur à une fréquence spécifique crée un champ électromagnétique variable, qui génère et concentre des courants induits dans la pièce à traiter. Sous l'effet Joule, ces courants chauffent une zone spécifique dont la profondeur est contrôlée par la fréquence de traitement, la puissance appliquée et le temps de chauffe. Un cycle typique du procédé implique le chauffage local de la composante à traiter au-dessus d'une certaine température critique du matériau de la pièce. La pièce est ensuite refroidie rapidement afin d'obtenir le profil de dureté désiré. Le traitement thermique par induction peut être utilisé dans diverses applications industrielles telles que les traitements thermiques en surface, le brasage, le travail à chaud des matériaux et les procédés de moulage.



**Figure 3.1 Principe du traitement thermique par induction.**  
Tirée de Yuan et coll. (2003)

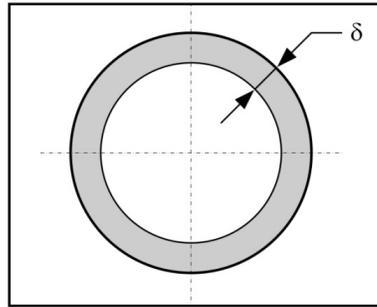
### 3.2.2 Effets électromagnétiques

Il importe d'introduire quelques effets qui affectent grandement le comportement du procédé de traitement thermique par induction avant d'énumérer les types et les modes de traitements fréquemment utilisés. Le traitement thermique par induction est régi par l'effet de peau électromagnétique. En effet, un rappel des notions de base d'électricité permet de constater que lorsqu'un courant continu (DC) passe dans un fil conducteur, sa distribution est uniforme à travers la section. Cependant, quand un courant alternatif (AC) circule dans le même conducteur, la distribution n'est pas uniforme. En effet, la valeur maximale du courant est observée en surface, alors que la valeur du courant dans le cœur de la pièce est nulle. Ce phénomène est appelé l'effet de peau électromagnétique qui apparaît dans le cas du courant alternatif à moyenne et à haute fréquence. Cet effet a un impact considérable sur la distribution finale de la température dans une pièce traitée par induction, puisqu'il est responsable de la concentration des courants de Foucault en surface (Nemkov et coll., 1991, Rudnev, 1986 et Nemkov, 1988).

L'effet de peau électromagnétique est caractérisé par la profondeur de pénétration ( $\delta$ ), dite profondeur de peau. Cette profondeur est calculée en utilisant l'équation (3.1) et elle est exprimée en fonction de la fréquence de traitement et des propriétés électromagnétiques du matériau (perméabilité magnétique relative et conductivité électrique). En pratique, la couche ayant comme profondeur  $\delta$  concentre 63 % de la densité des courants induits et 86 % de la puissance électromagnétique transmise à la pièce tel qu'illustré à la figure 3.2. Cette puissance est ensuite convertie en chaleur sous l'effet Joule. Les propriétés du matériau sont considérées constantes en fonction de la température dans la pièce.

$$\delta = \frac{1}{\sqrt{\pi \cdot \mu_r \cdot \mu_0 \cdot \sigma \cdot f}} \quad (3.1)$$

où,  $\mu_r$  est la perméabilité magnétique relative,  $\mu_0$  est la perméabilité magnétique du vide,  $\sigma$  est la conductivité électrique et  $f$  est la fréquence de traitement.



**Figure 3.2 Profondeur de peau.**

L'effet de bord électromagnétique affecte grandement le procédé du traitement thermique par induction. En effet, les champs magnétiques au bord de l'inducteur sont plus grands et par conséquent les courants induits se concentrent plus dans ces régions qu'au milieu des pièces traitées en présence de la haute fréquence. Les champs magnétiques sont ainsi responsables de la chauffe non uniforme des pièces mécaniques. Ainsi, dans le cas où la largeur de l'inducteur est plus importante que celle de la pièce à traiter, le profil de dureté est plus profond aux bords des pièces comparativement au plan médian. Le profil de dureté obtenu est affecté grandement par ces effets électromagnétiques et principalement dans le cas de la chauffe à haute fréquence (Nemkov, 1991). La conception de l'inducteur joue aussi un rôle très important sur la distribution des courants induits dans l'inducteur et dans la pièce traitée et sur la distribution de la température dans la pièce qui a un impact direct sur le profil de dureté obtenu.

### **3.2.3 Types de traitement par induction**

Le procédé de traitement thermique par induction peut être avantageusement employé pour effectuer des traitements tels que la trempe par induction, le revenu et le recuit. De plus, il permet de réaliser des traitements en surface et pouvant être localisés dans des endroits bien spécifiques sans que l'on soit obligé de chauffer la pièce en entier. En effet, par sa capacité de concentrer de la chaleur localement dans des pièces mécaniques et la possibilité de contrôler le temps de chauffe et la puissance machine, le procédé peut être utilisé pour le durcissement sélectif, pour le recuit des pièces et pour le revenu après trempe (Rudnev,

1997). Le procédé peut traiter thermiquement des matériaux tels que les aciers, les alliages d'aluminium, les alliages de titane et les alliages de nickel. Pour les aciers, il existe quatre catégories pouvant être traitées par le procédé de traitement thermique par induction, soit les aciers à faible teneur en carbone, les aciers à moyenne teneur en carbone, les aciers à grande teneur en carbone et les aciers inoxydables. Les aciers à moyenne et à grande teneur en carbone peuvent être alliés avec des éléments d'alliages ou traités thermiquement pour améliorer leurs comportements et leurs résistances. Les aciers faiblement alliés sont utilisés pour les éléments de machine puisqu'ils offrent une grande résistance et un meilleur comportement dans des conditions de sollicitations mécaniques.

### **Durcissement en surface**

Le durcissement en surface est rendu possible grâce aux courants induits concentrés sur une couche mince en utilisant généralement des générateurs de puissance de haute fréquence. Par conséquent, des zones minces en surface sont austénitisées et sont transformées en martensite dure après refroidissement. Ce type de traitement a l'avantage de générer une couche martensitique en surface sur une profondeur spécifique permettant ainsi d'améliorer localement les propriétés mécaniques sans affecter les caractéristiques du cœur de la pièce.

### **Durcissement à cœur**

Le durcissement à cœur permet d'obtenir une structure martensitique à travers la pièce à traiter. Les générateurs à basse ou à moyenne fréquence sont plus appropriés pour ce type d'application et ils permettent d'avoir une distribution en profondeur des courants induits dans toute la pièce. Ainsi, la pièce est complètement austénitisée avant d'être refroidie rapidement afin de produire la structure martensitique souhaitée. La trempabilité du matériau joue un rôle important dans le processus de traitement ainsi que les conditions de trempage, la taille des grains et la géométrie de la pièce. Le durcissement en surface et la trempage à cœur peuvent être localisés dans une région sélective qui exige un durcissement local comme dans le cas des portées de roulements, des cames et des engrenages. Ce type de traitement a l'avantage de transformer une zone spécifique sans affecter toute la composante mécanique.

### **Recuit par induction**

Le traitement thermique par induction peut être également utilisé pour effectuer un recuit. Ce type de traitement permet de restaurer la microstructure des pièces déjà traitées par induction. En plus de sa réalisation pendant une courte durée, il permet de réutiliser des pièces déjà traitées dans le processus de développement. Il consiste à chauffer la pièce à une température proche de la température d'austénitisation ( $A_{c1}$ ) pendant quelques secondes et à laisser refroidir à l'air libre.

### **Revenu par induction**

Le revenu par induction est un traitement thermique effectué pendant quelques secondes, mais en chauffant la pièce traitée à des températures nettement supérieures aux températures de revenu classiques. Ce traitement permet d'améliorer la résistance à la rupture fragile en diminuant la dureté en surface et le niveau des contraintes résiduelles.

#### **3.2.4 Modes de traitement thermique par induction**

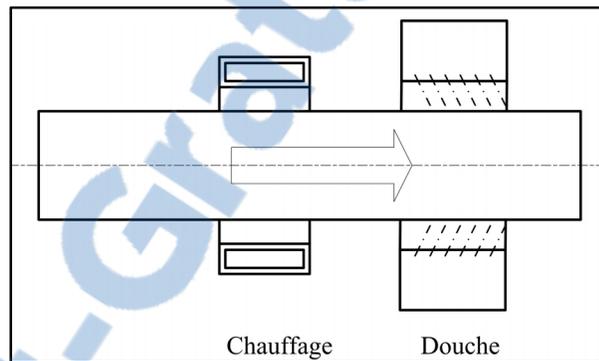
Il existe aussi quatre modes de durcissement par induction, soit le mode statique, le mode par balayage, le mode progressif et le chauffage par impulsion.

#### **Mode de chauffage statique**

Ce mode représente la manière la plus simple pour chauffer une pièce par induction. Dans ce cas, la pièce est généralement mise en rotation durant le traitement sans aucun déplacement dans la direction axiale. Ce mode de chauffage est efficace dans le cas du durcissement sélectif ou du chauffage localisé d'une portion d'une composante mécanique telle que des engrenages, des portées de roulements ou des bagues minces.

### Mode de chauffage par balayage

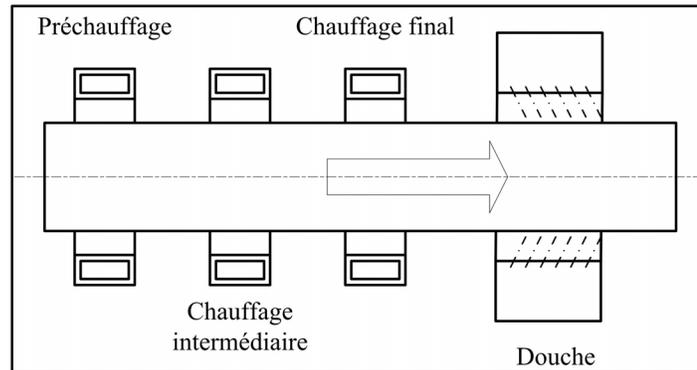
Ce mode de traitement devient particulièrement efficace dans le cas de pièces longues. En conséquence, la pièce à traiter est maintenue sur un support approprié et elle est déplacée durant la chauffe par rapport à l'inducteur. La chaleur est générée pendant que la pièce est en mouvement. Ce mode de chauffage est affecté par la longueur de la pièce et par les variations de vitesse, de la puissance et de la quantité de chaleur nécessaire à la chauffe. La figure 3.3 illustre le principe de base de ce mode de traitement thermique par induction.



**Figure 3.3 Mode de chauffage par balayage.**  
Tirée de Rudnev et coll. (2003)

### Mode de chauffage progressif

Le mode de chauffage progressif permet de traiter des pièces ou des barres ayant des longueurs imposantes. Dans ce mode de chauffage, trois phases sont obligatoires, soit le préchauffage, le chauffage intermédiaire et le chauffage final. Puisque la chaleur est induite principalement par l'effet de peau, les diverses phases sont exigées dans ce mode de chauffage afin de permettre à la chaleur de pénétrer au cœur de la pièce à traiter. La figure 3.4 illustre le principe de base du mode de chauffage progressif.



**Figure 3.4 Mode de chauffage progressif.**  
Tirée de Rudnev et coll. (2003)

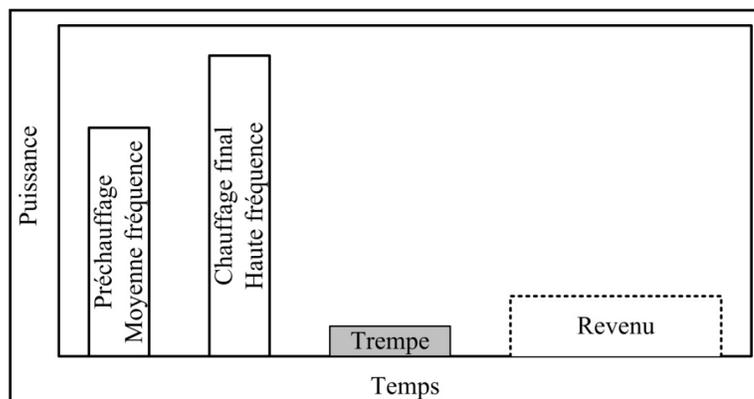
### **Mode de chauffage par impulsion**

Le mode de chauffage par impulsion consiste à envoyer la puissance machine sous forme d'une série d'impulsions. Un cycle de durcissement par impulsion typique doit inclure des cycles de chaleur marche-arrêt jusqu'à l'obtention des résultats souhaités. Ce mode de chauffage est utile pour le durcissement des engrenages, des composantes critiques et des aciers à haute teneur en carbone, ainsi que pour les fontes moulées ayant une forte propension à la fissuration. De plus, il peut être utilisé en combinant les fréquences pour effectuer le chauffage à doubles fréquences. En effet, pour plusieurs applications de durcissement des engrenages, le préchauffage est effectué à moyenne fréquence, alors que la chauffe finale est souvent réalisée à haute fréquence.

### **3.2.5 Durcissement des engrenages**

Pour traiter les engrenages par induction, deux concepts de chauffage ont été mis au point selon l'évolution des générateurs de puissance et en fonction des géométries des engrenages (Rudnev, 2003, Nemkov, 1991, Rudnev, 1997). Le premier concept est le chauffage monofréquence par impulsion (CMFI) développé dans les années 40 et qui comporte deux étapes distinctes, soit le préchauffage et le chauffage final (Rudnev, 1997). Ce type de chauffage ne génère pas uniformément la chaleur dans la racine et au niveau de la tête des

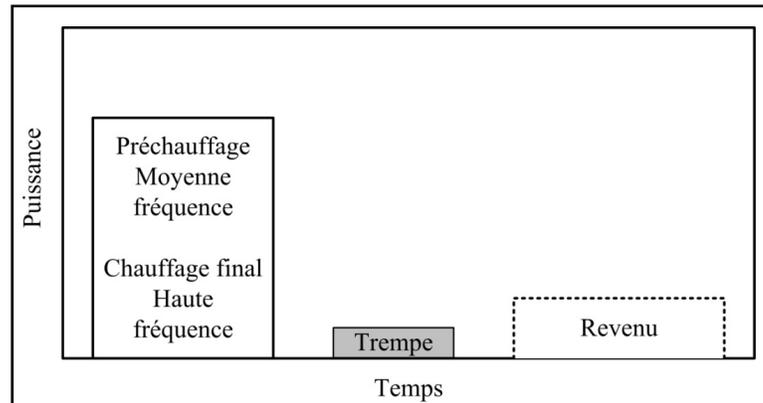
dents d'engrenage puisque les courants induits sont concentrés plus en profondeur dans les zones proches de la racine de la denture. L'avènement des générateurs de puissance à haute fréquence, au milieu des années 50, a permis de mettre au point le chauffage à doubles fréquences par impulsion (CDFI) (Rudnev, 1997, US Army project, 1990). À l'origine, ce mode de chauffage consistait à chauffer une pièce selon deux étapes séquentielles en utilisant des puissances appropriées et les deux fréquences disponibles, soit la moyenne et la haute fréquence (Figure 3.5). Le préchauffage est habituellement exécuté à moyenne fréquence tandis que le chauffage final est exécuté à haute fréquence pour répartir adéquatement la chaleur suivant le contour des dents. Ensuite, les régions austénitisées sont transformées en martensite dure à l'aide d'une trempe. Finalement, un revenu est effectué afin de relaxer le champ de contraintes résiduelles, de donner une stabilité dimensionnelle aux pièces traitées et de diminuer légèrement la dureté en augmentant considérablement la ténacité du matériau.



**Figure 3.5 Cycle de chauffage séquentiel.**

Tirée de Rudnev et coll. (2003)

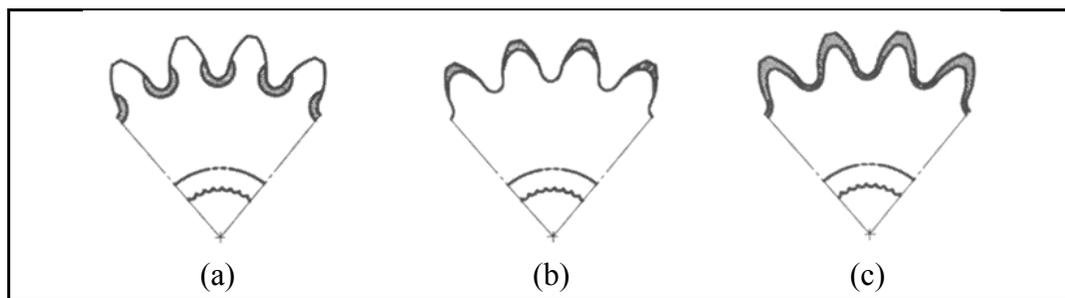
Les récentes avancées technologiques dans le domaine de l'électronique de puissance ont permis de combiner les deux puissances à moyenne et à haute fréquence dans une seule étape de chauffage (Figure 3.6). En effet, le chauffage à doubles fréquences simultanée permet de moduler la moyenne et de la haute fréquence en actionnant les deux générateurs de puissance en même temps. De plus, les générateurs actuels peuvent générer une très grande puissance et ont la capacité de traiter des pièces mécaniques de différentes tailles en moins d'une seconde.



**Figure 3.6 Cycle de chauffage simultané.**

Tirée de Rudnev et coll. (2003)

Pour comprendre l'effet global des fréquences MF et HF, la figure 3.7 illustre un exemple de durcissement en utilisant les deux fréquences. Ainsi, la figure 3.7.a illustre un exemple de profil de dureté en utilisant uniquement la puissance à moyenne fréquence. La figure 3.7.b illustre un exemple de profil de durcissement d'engrenage en utilisant uniquement la puissance à haute fréquence. La figure 3.7.c illustre le profil obtenu en combinant la moyenne et la haute fréquence. Le profil généré suit le contour de la denture. Il a un impact direct sur la résistance à l'usure et sur la durée de vie des engrenages (Rudnev et coll., 2000).

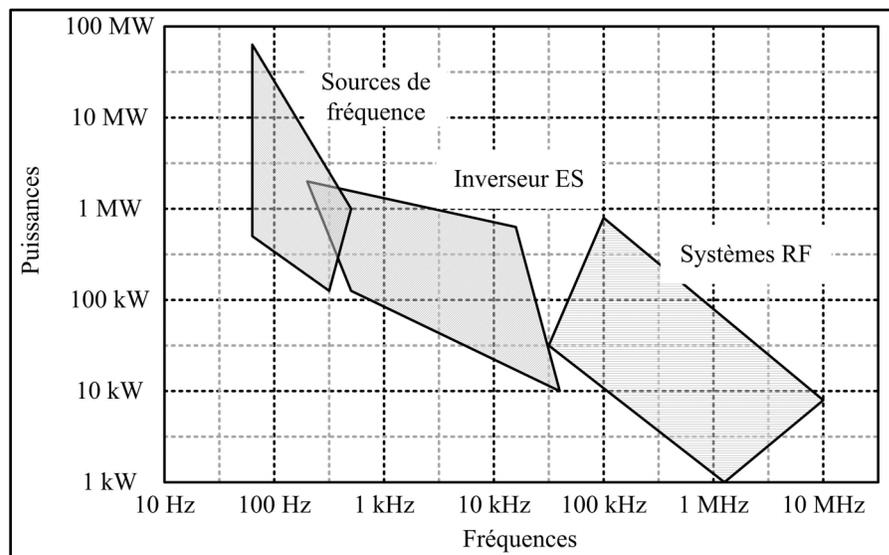


**Figure 3.7 Profils de dureté d'engrenage obtenus par induction.**

Tirée de Rudnev et coll. (2003)

### 3.2.6 Générateurs de puissance

Les machines à induction utilisent des générateurs MF et HF capables de fournir de grandes puissances et de les concentrer localement dans la pièce à traiter. Tel qu'illustré à la figure 3.8, il existe trois familles de générateurs de puissance, soit (1) les systèmes à source de fréquence (150 Hz - 540 Hz), (2) les systèmes de convertisseurs à l'état solide (500 Hz - 50 kHz) et (3) les systèmes radiofréquences (RF) (50 kHz - 10 MHz). Les systèmes à source de fréquence peuvent fournir des puissances pouvant atteindre les 100 MW, mais ils sont très limités en fréquence. Ces systèmes peuvent, cependant, être utilisés pour le traitement en masse des pièces à grandes dimensions. Les convertisseurs à l'état solide proposent une solution intermédiaire en puissance et en fréquence. Ces systèmes sont généralement utilisés pour traiter des engrenages de grandes dimensions et pour préchauffer des pièces à géométrie complexe telles que les engrenages ou les cannelures avant de les chauffer par la suite via un générateur à haute fréquence. Les systèmes RF fournissent de moyennes puissances à des fréquences élevées et ils sont utilisés pour le traitement en contour des pièces à géométrie complexe.



**Figure 3.8** Étendues de puissance et de fréquence des générateurs.  
Tirée de Zinn et Semiatin (2002)

### **3.2.7 Limitations du procédé**

Le procédé présente des limitations concernant les matériaux et les géométries à traiter puisque le traitement des matériaux non magnétiques est peu efficace à cause des pertes de puissance. Le procédé de traitement thermique par induction permet de traiter des grosses pièces, mais il n'est pas encore efficace pour des géométries complexes telles que pour les engrenages hélicoïdaux ou coniques. De plus, il n'est pas complètement maîtrisé et le développement de pièces mécaniques demande encore des efforts considérables en temps et en argent. Le coût d'investissement relatif aux machines à induction est encore important pour des machines à haute puissance (Jehnert et Peter, 2009).

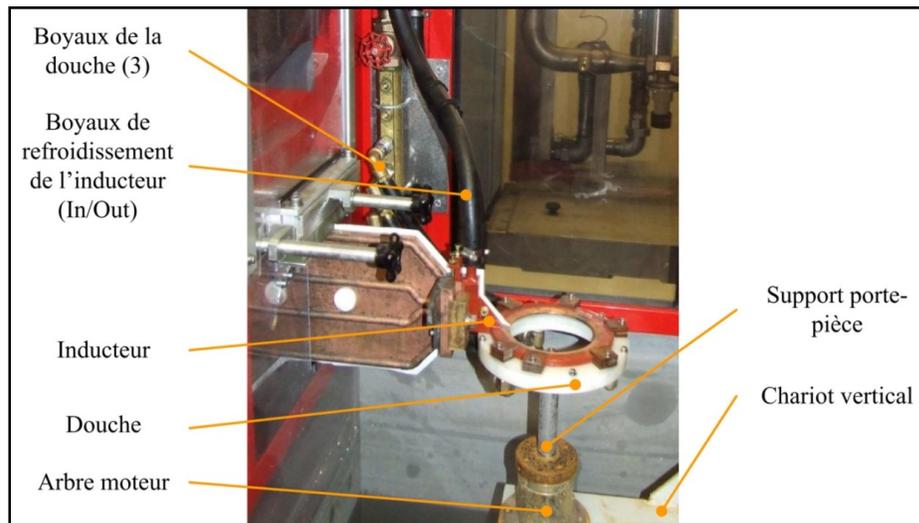
## **3.3 Montage expérimental**

Tous les essais expérimentaux effectués dans le cadre de cette recherche ont été réalisés sur la machine à induction située au laboratoire de traitement thermique par induction à l'École de technologie supérieure de Montréal.

### **3.3.1 Description de la machine à induction**

Cette machine est munie de deux générateurs de puissance à moyenne et à haute fréquence. Le premier générateur utilise la technologie audiofréquence (AF) avec des convertisseurs à l'état solide, œuvrant à 10 kHz et fournissant une puissance maximale de 550 kW. Le second est un générateur radiofréquence à thyristors (RF), œuvrant à 200 kHz et fournissant une puissance maximale de 450 kW. Ainsi, la puissance maximale développée par les deux générateurs combinés est de l'ordre de 1 MW. Cette machine est capable de moduler les deux fréquences en utilisant le concept de chauffage à doubles fréquences séquentielles et simultanées. Il s'agit d'une machine-outil à commande numérique possédant deux axes numériques (déplacement vertical et rotation de la broche). La machine à induction est présentée à la figure 3.9. Le système de douche pour le refroidissement des pièces chauffées est positionné en bas de l'inducteur proche de la zone de chauffe pour tremper correctement

ces pièces. La précision du déplacement est de l'ordre de 25  $\mu\text{m}$ . La programmation des séquences de déplacement est effectuée par un logiciel de programmation en code G. Le contrôle des paramètres machine lors des étapes de traitement est assuré par un module de surveillance en temps réel (Real time monitoring - RTM) qui contrôle la qualité du traitement en vérifiant si les paramètres réels sont identiques à ceux demandés par l'opérateur.

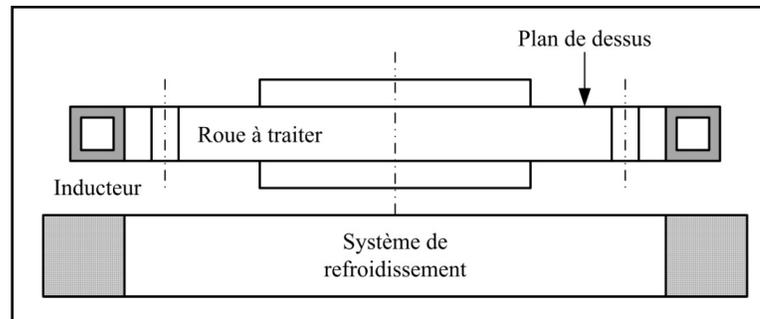


**Figure 3.9** Machine à induction (ÉTS, Montréal).

### 3.3.2 Mode opératoire

La pièce à traiter est normalement maintenue à l'aide d'un support motorisé aligné et elle est alignée avec l'inducteur. Le plan de dessus est ensuite aligné avec le plan de dessus de l'inducteur. Le déplacement de la pièce par rapport à l'inducteur est effectué par un servomoteur rapide et précis. La vitesse de rotation de la pièce est ajustée dans le programme de fabrication de façon à avoir un nombre de rotations entier permettant de remédier à l'inconvénient de la jonction laissée par la discontinuité de l'inducteur. Dans le cadre de la recherche, la pièce est une roue dentée ayant un diamètre extérieur de  $\phi$  105 mm et une épaisseur de 6,5 mm ainsi que 48 dents et un module de 2. L'inducteur est fabriqué en cuivre et il a pour diamètre extérieur  $\phi$  140 mm et pour diamètre intérieur  $\phi$  110 mm ainsi qu'une

section utile de  $49 \text{ mm}^2$  ( $7 \text{ mm} \times 7 \text{ mm}$ ) et une épaisseur de  $2 \text{ mm}$ . Le refroidissement de l'inducteur durant la chauffe est assuré à l'aide d'un débit d'eau distillée de  $38 \text{ l/min}$ . La pièce est ramenée après la chauffe finale dans la section de douche où la pièce est refroidie avec des jets d'une solution à  $92 \%$  d'eau et à  $8 \%$  de polymères spécialisés dans les trempes. Le système servant de douche est fabriqué en PVC et il a pour diamètre extérieur  $\phi 150 \text{ mm}$  et pour diamètre intérieur  $\phi 125 \text{ mm}$ . Le montage expérimental est schématisé à la figure 3.10.



**Figure 3.10 Schéma du montage expérimental.**

### 3.3.3 Paramètres machine

Pour traiter des engrenages à denture droite à titre d'exemple, la recette de production comprend deux étapes en utilisant les deux générateurs MF et HF. Les deux concepts de chauffage peuvent être utilisés, soit le chauffage à doubles fréquences séquentielles ou simultanées. À titre d'exemple, des recettes développées et des résultats produits lors du processus de développement sur la machine à induction sont présentés au tableau 3.1. Ce tableau présente les paramètres machine utilisés pour traiter la roue décrite dans la section 3.3.2. Cette recette comprend un préchauffage à moyenne fréquence et à puissance de  $19,5 \text{ kW}$  pendant  $1,2 \text{ s}$ , et un chauffage à haute fréquence et à puissance de  $225 \text{ kW}$  pendant  $0,2 \text{ s}$ .

Tableau 3.1 Recette typique utilisée pour le développement

Étape	Puissance (kW)	Fréquence (kHz)	Temps de chauffe (s)
Préchauffage (MF)	19,5	9,5	1,2
Chauffage final (HF)	225	190	0,2

### 3.4 Analyse des résultats

Une fois le traitement thermique réalisé, il faut procéder à une analyse métallographique avant de procéder à une caractérisation complète du profil de dureté. Pour ce faire, il faut préparer et polir les surfaces des deux bords des échantillons coupés dans la roue dentée traitées selon une procédure spécifique et y faire une attaque chimique pour en révéler la microstructure et les zones durcies en surface (martensite dure), ainsi que les zones non transformées à cœur (martensite revenue initiale).

#### 3.4.1 Analyse métallographique

La figure 3.11 présente les profils de dureté obtenus sur les bords de la roue dentée traitée. Les régions brillantes représentent la martensite dure alors que les régions grises sont sous forme de martensite revenue non transformée.

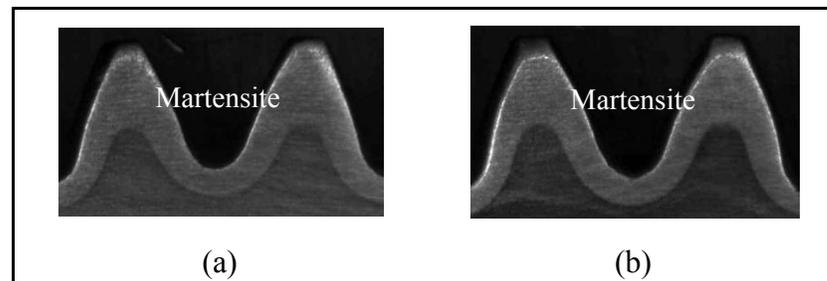
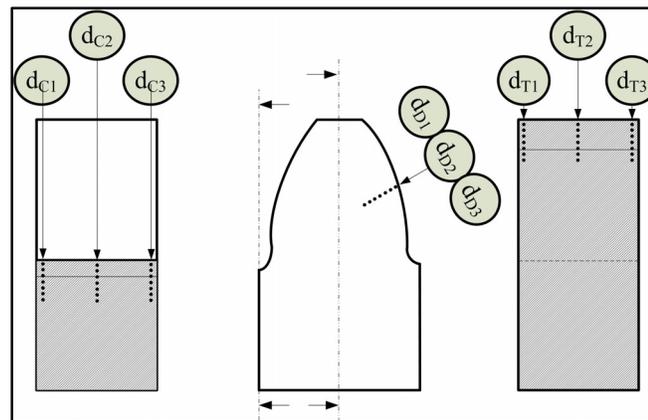


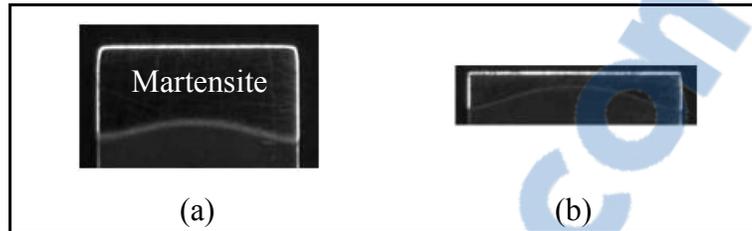
Figure 3.11 Micrographie de la pièce traitée (Tableau 3.1).

En raison de l'effet de bord électromagnétique qui provoque un profil de dureté non uniforme, il est nécessaire de bien quantifier le profil de dureté et la profondeur durcie pour respecter les spécifications de conception. Les mesures sont effectuées à trois niveaux, soit au creux ( $d_{C1}$ ,  $d_{C2}$  et  $d_{C3}$ ), au diamètre primitif ( $d_{D1}$ ,  $d_{D2}$  et  $d_{D3}$ ) et à la tête de la denture ( $d_{T1}$ ,  $d_{T2}$  et  $d_{T3}$ ) telles qu'illustrées à la figure 3.12.



**Figure 3.12** Mesure du profil de dureté.

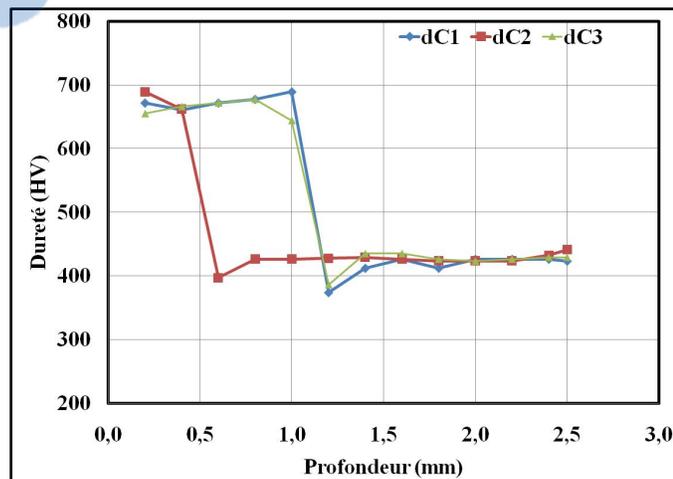
Après avoir effectué les coupes dans les régions de la tête et de la racine de la denture telles que spécifiées à la figure 3.12, les surfaces correspondantes ont été polies et attaquées chimiquement en utilisant une solution chimique composée de 95 % d'éthanol et de 5 % d'acide nitrique (nital) pour identifier les régions durcies. Tels que présentés à la figure 3.13, les résultats obtenus démontrent clairement la présence de l'effet de bord électromagnétique puisque le profil n'est pas uniforme à travers la section. Les profondeurs durcies aux bords et aux deux niveaux sont quasi identiques, mais celle au plan médian est moins importante. En comparant les deux résultats, on peut observer la différence des profondeurs qui semble être plus importante à la tête qu'au creux de la denture. Cette différence est moins importante dans le premier cas en comparant avec la profondeur totale alors qu'au creux de la denture, la profondeur au plan médian est environ la moitié de celle aux bords.



**Figure 3.13** Micrographie de la pièce traitée, (a) Tête de la denture et (b) Creux de la denture.

### 3.4.2 Mesure de la dureté

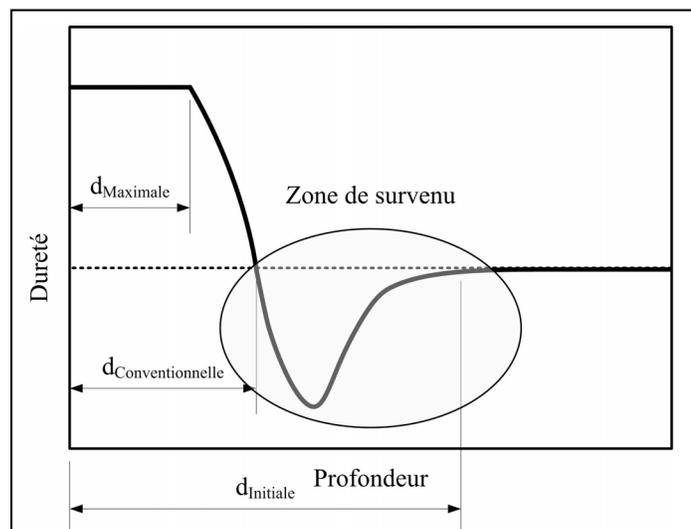
À titre d'exemple, la figure 3.14 présente les courbes de dureté (HV) au creux d'une denture ( $d_{C1}$ ,  $d_{C2}$  et  $d_{C3}$ ). La dureté est maximale en surface et s'étend sur une profondeur spécifique. La profondeur durcie est de l'ordre de 0,4 mm au plan médian et elle est de 1,0 mm aux bords (1,0 mm). La dureté chute ensuite en bas de la dureté initiale (420 HV). Il s'agit de la région du surrevenu qui s'étend sur environ 1,00 mm. Ensuite, la dureté redevient sensiblement constante et varie autour de la dureté initiale. La profondeur durcie est définie par la profondeur à partir de laquelle la dureté en surface commence à chuter de façon drastique.



**Figure 3.14** Courbes de dureté à la racine.

### 3.5 Discussion

Dans l'industrie aéronautique, pour respecter les performances, les praticiens définissent des spécifications de conception basées sur des calculs de résistance. En effet, dans le cas de développement des composants mécaniques et en utilisant les procédés de traitement thermique en surface, une profondeur dite durcie est adoptée comme spécifications à respecter. Dans le cas des procédés de traitement thermo-chimique (Cémentation et nitruration), la profondeur durcie est appelée profondeur cémentée et elle est déterminée à l'intersection du profil de dureté et de la courbe caractérisant la dureté initiale comme le montre la figure 3.15. La même spécification a été adoptée automatiquement par les industriels dans le cas du procédé de traitement thermique par induction. Cependant, dans le domaine du traitement thermique par induction, un profil typique de dureté est composé de quatre parties distinctes (Figure 3.15). La première est caractérisée par une dureté maximale. La deuxième correspond à la chute drastique de la dureté jusqu'à une valeur minimale. La troisième représente la remontée de la dureté jusqu'à l'atteinte de la valeur de dureté initiale. La quatrième et dernière partie correspond à celle non affectée par la transformation métallurgique lors du traitement par induction.



**Figure 3.15 Profil typique de dureté.**

Selon la figure 3.15, la profondeur durcie peut prendre les trois valeurs, soit la profondeur durcie caractérisant la zone de dureté maximale ( $d_{\text{Maximale}}$ ), la profondeur mesurée à l'intersection entre la courbe de dureté et celle de la dureté initiale ( $d_{\text{Initiale}}$ ) et finalement, la profondeur de toute la zone affectée par le traitement thermique par induction ( $d_{\text{Conventionnelle}}$ ). La profondeur durcie à pleine dureté semble être une spécification intéressante à considérer puisqu'il y aurait une homogénéité de la microstructure et une quasi-constance au niveau de la dureté et au niveau des contraintes résiduelles de compression dans cette couche; alors que selon la spécification actuelle, la région durcie comprend une partie de la zone de transition qui pourrait avoir un effet sur les performances en fatigue et sur la durabilité des éléments traités par induction. Pour éviter toute ambiguïté concernant la profondeur durcie à respecter, il est nécessaire de considérer la profondeur au niveau du plan médian en étant une spécification importante de conception pour des engrenages traités par induction. Ce choix peut convenir aussi au fait que la charge appliquée sur la denture est normalement concentrée dans une zone au milieu de la denture et au fait que l'effet de bord électromagnétique provoque un chauffage non uniforme de la composante mécanique.

## CHAPITRE 4

### RAPPEL DES NOTIONS DE BASE DU PROCÉDÉ

La simulation par éléments finis constitue un outil puissant pour mieux comprendre le comportement global du procédé du traitement thermique par induction et de quantifier l'effet des paramètres de simulation sur la distribution des courants induits et sur la température. Les modèles développés dans le cadre de ce projet sont basés sur les méthodes numériques par éléments finis afin de résoudre les équations gouvernant les champs électromagnétique et thermique (section 4.3.3). Ainsi, des modèles 2D axisymétriques et 2D ont été élaborés sur le logiciel commercial Comsol et ils sont capables de prédire le profil de dureté et d'étudier la sensibilité du procédé du chauffage en fonction des propriétés du matériau et des paramètres machine. La simulation du procédé de traitement thermique par induction repose généralement sur la résolution de deux systèmes d'équations, soit les équations de Maxwell gouvernant la propagation des ondes électromagnétiques et les équations de Fourier-Kirchhoff régissant le transfert de chaleur. La première section de ce chapitre présente les équations locales de Maxwell et la résolution analytique du champ électromagnétique pour déterminer le vecteur potentiel magnétique indispensable pour évaluer la chaleur créée par effet Joule. La deuxième section présente les équations du transfert de chaleur traitant les modes de conduction, de convection et de radiation avant d'évoquer les équations gouvernant le comportement thermique. De plus, les caractéristiques des modèles développés sont discutées. Finalement, une discussion sur les modèles et sur les propriétés des matériaux est présentée dans la dernière section.

#### 4.1 Champ électromagnétique

##### 4.1.1 Équations locales (Maxwell)

Le système global des équations électromagnétiques est basé sur les quatre équations de Maxwell (4.1, 4.2, 4.3 et 4.4) dans la forme vectorielle différentielle (Feynman et coll.,

1962). L'équation (4.1) est appelée aussi la première loi de Gauss (magnétique) et elle stipule que la divergence de la densité du flux magnétique est nulle. Autrement dit, les lignes du champ (**B**) forment une boucle continue. L'équation (4.2) est appelée aussi la deuxième loi de Gauss (électrique) et elle montre que les lignes de champ électrique (**D**) forment aussi une boucle continue. L'équation (4.3) est appelée la loi de Faraday et elle démontre que chaque variation de la densité du flux magnétique produit un champ électrique (**E**) et des courants induits dans la région au voisinage du conducteur, mais ils sont en sens contraire du champ magnétique. L'équation (4.4) est appelée la loi d'Ampère et elle précise que le champ magnétique est le résultat des courants induits de conduction et des courants créés par des charges électriques (Chabay et coll., 1995, Rao, 1987 et Nemkov, 1988).

$$\nabla \cdot \mathbf{B} = 0 \quad (4.1)$$

$$\nabla \cdot \mathbf{D} = \rho \quad (4.2)$$

$$\nabla \times \mathbf{E} = -\frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t} \quad (4.3)$$

$$\nabla \times \mathbf{H} = \mathbf{J} + \frac{\partial \mathbf{D}}{\partial t} \quad (4.4)$$

où, **B** est la densité du flux magnétique ( $\text{H.m}^{-2}$ ), **J** est la densité du courant de conduction ( $\text{A.m}^{-2}$ ), **E** est l'intensité du champ électrique ( $\text{A.m}^{-1}$ ), **D** est la densité de champ électrique et  $\rho$  est la densité de charge électrique, **H** est l'intensité du champ magnétique ( $\text{H.m}^{-1}$ ). Le symbole  $\nabla \times \mathbf{E}$  indique le rotationnel du vecteur **E** et le symbole  $\nabla \cdot \mathbf{B}$  représente la divergence du vecteur **B**.

#### 4.1.2 Comportement électromagnétique

Les équations de Maxwell sont indéfinies puisque le nombre d'équations est inférieur au nombre d'inconnus. Pour résoudre ce problème, il faut spécifier les relations constitutives entre les champs et qui sont régies par les lois de comportement du matériau. La dépendance de ces propriétés en fonction de la température est pondérée dans les équations suivantes :

$$\mathbf{D} = \varepsilon(T)\mathbf{E} \quad (4.5)$$

$$\mathbf{B} = \mu(T)\mathbf{H} \quad (4.6)$$

$$\mathbf{J} = \sigma(T)\mathbf{E} \quad (4.7)$$

où,  $\varepsilon(T)$  est la permittivité du matériau,  $\mu(T)$  est la perméabilité magnétique relative du matériau,  $\sigma(T)$  est la conductivité électrique du matériau et  $T$  est la température. En remplaçant les équations (4.5) et (4.7) dans l'équation (4.4), on obtient :

$$\nabla \times \mathbf{H} = \sigma(T)\mathbf{E} + \frac{\partial(\varepsilon(T)\mathbf{E})}{\partial t} \quad (4.8)$$

Pour les applications de traitement thermique par induction où les fréquences du traitement ne dépassent pas 1 MHz, la densité du courant induit  $\mathbf{J}$  est beaucoup plus grande que  $\frac{\partial(\varepsilon(T)\mathbf{E})}{\partial t}$  (Dodd and deeds, 1967, Donea et al., 1974). L'équation (4.8) devient :

$$\nabla \times \mathbf{H} = \sigma(T)\mathbf{E} \quad (4.9)$$

En remplaçant l'équation (4.6) dans l'équation (4.3), on obtient :

$$\nabla \times \mathbf{E} = -\mu(T) \frac{\partial(\mathbf{H})}{\partial t} \quad (4.10)$$

Après quelques manipulations mathématiques, l'équation (4.10) devient :

$$\nabla \times (\nabla \times \mathbf{E}) = -\mu(T) \frac{\partial(\nabla \times \mathbf{H})}{\partial t} \quad (4.11)$$

En remplaçant l'équation (4.9) dans l'équation (4.11), on obtient :

$$\nabla \times (\nabla \times \mathbf{E}) = -\mu(T)\sigma(T) \frac{\partial(\mathbf{E})}{\partial t} \quad (4.12)$$

Puisque la densité du flux magnétique  $\mathbf{B}$  satisfait la condition de divergence nulle (équation 4.1), elle peut être exprimée en terme de potentiel vecteur magnétique  $\mathbf{A}$ .

$$\mathbf{B} = \nabla \times \mathbf{A} \quad (4.13)$$

En remplaçant l'équation (4.13) dans l'équation (4.3), on obtient

$$\nabla \times \mathbf{E} = -\frac{\partial(\nabla \times \mathbf{A})}{\partial t} = -\nabla \times \left( \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} \right) \quad (4.14)$$

Après l'intégration de l'équation (4.14), on obtient

$$\mathbf{E} = -\frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} - \nabla \varphi \quad (4.15)$$

où,  $\varphi$  est le potentiel scalaire électrique.

En multipliant l'équation (4.15) par  $\sigma(T)$ , on obtient :

$$\mathbf{J} = -\sigma(T) \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} + \mathbf{J}_0 \quad (4.16)$$

où,

$$\mathbf{J}_0 = -\sigma(T) \nabla \varphi \quad (4.17)$$

La densité du courant total  $\mathbf{J}$  est la somme des courants induits  $-\sigma(T) \partial \mathbf{A} / \partial t$  et du courant imposé dans l'inducteur  $\mathbf{J}_0$ . En remplaçant les équations (4.7) et (4.14) dans l'équation (4.12), on obtient :

$$\nabla \times \left( -\nabla \times \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} \right) = \mu(T) \frac{\partial \mathbf{J}}{\partial t} \quad (4.18)$$

L'équation (4.18) devient donc :

$$\frac{1}{\mu(T)} \nabla \times (\nabla \times \mathbf{A}) = \mathbf{J} \quad (4.19)$$

En considérant les propriétés du matériau, en négligeant l'hystérésis et la saturation magnétique et en remplaçant l'équation (4.16) dans l'équation (4.19), on obtient :

$$\frac{1}{\mu(T)} \nabla^2 \mathbf{A} = -\sigma(T) \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} + \mathbf{J}_0 = -j\omega\sigma(T)\mathbf{A} + \mathbf{J}_0 \quad (4.20)$$

où,  $j$  est le nombre complexe  $\sqrt{-1}$  et  $\omega$  est la fréquence angulaire.

Considérant une fonction d'essai interpolée ayant la forme suivante, la matrice ligne  $[\mathbf{N}_i]$  représente les fonctions d'interpolation  $\mathbf{N}_i$  et le vecteur  $\{\mathbf{A}\}$  contient les valeurs de la fonction d'essai aux nœuds de l'élément discrétisé dans l'espace physique.

$$\mathbf{A}^* = [\mathbf{N}_i]\{\mathbf{A}\} \quad (4.21)$$

Le résidu  $\mathbf{R}$  de la solution d'essai est obtenu à l'aide de l'équation (4.23).

$$\mathbf{R}(\mathbf{N}_i) = \frac{1}{\mu(T)} \nabla^2 \mathbf{A}^* + j\omega\sigma(T)\mathbf{A}^* - \mathbf{J}_0 \quad (4.23)$$

En appliquant le critère de Galerkin sur le domaine de la solution  $V$  pour chaque fonction d'interpolation  $\mathbf{N}_i$  (Jin, 1993), on obtient :

$$\int_V \mathbf{N}_i \mathbf{R}(\mathbf{N}_i) dV = 0 \quad (4.24)$$

La formulation variationnelle des équations en éléments finis est déterminée en remplaçant le résidu  $R$  par sa valeur. L'équation (4.25) est une équation générale qui peut être appliquée pour résoudre le cas des modèles 2D axisymétriques, bidimensionnels (2D) et tridimensionnels (3D).

$$\int_V N_i \frac{1}{\mu(T)} \nabla^2 A^* dV + \int_V N_i j \omega \sigma(T) A^* dV - \int_V N_i J_0 dV = 0 \quad (4.25)$$

La modélisation multiphysique du traitement thermique par induction nécessite la connaissance adéquate des propriétés électromagnétiques et thermiques des matériaux de la pièce à traiter, de l'inducteur et de l'air ambiant. Il est aussi important d'étudier les conditions aux frontières afin de compléter la modélisation mathématique. Les conditions aux frontières entre deux milieux sont définies dans ce cas par le champ électrique et son gradient (Jin, 1993).

### 4.1.3 Propriétés électromagnétiques

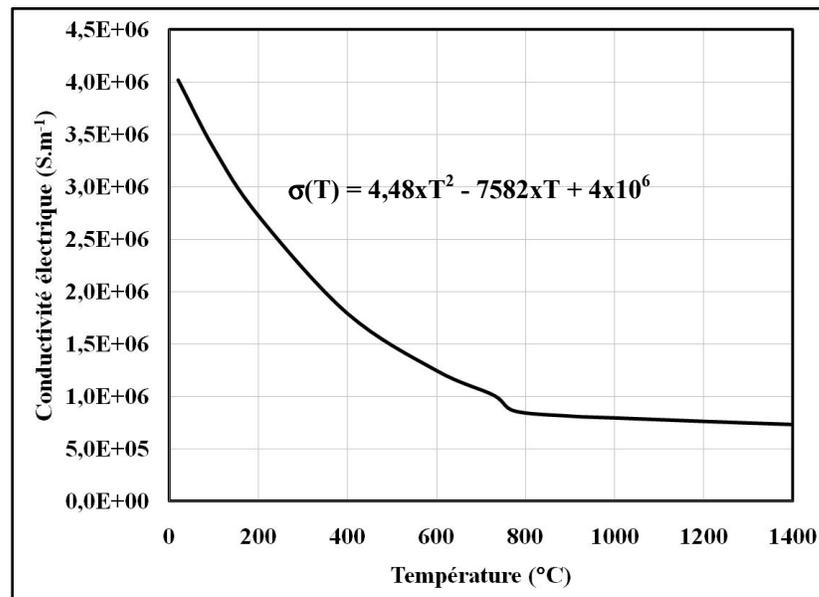
Les principales caractéristiques électromagnétiques sont : la perméabilité magnétique relative ( $\mu_r$ ), la conductivité électrique ( $\sigma$ ) et la permittivité relative ( $\epsilon_r$ ). Le tableau 4.1 présente les propriétés électromagnétiques de la pièce à traiter, de l'inducteur et de l'environnement ambiant (air).

Tableau 4.1 Propriétés électromagnétiques

	$\mu_r$	$\sigma$ (S.m <sup>-1</sup> )	$\epsilon_r$
<b>Pièce</b>	$\mu_r$ (T)	$\sigma$ (T)	$\epsilon_r$ (T)
<b>Inducteur (cuivre)</b>	1	$5.10^7$	1
<b>Air</b>	1	0	0

### Conductivité électrique de la pièce ( $\sigma(T)$ )

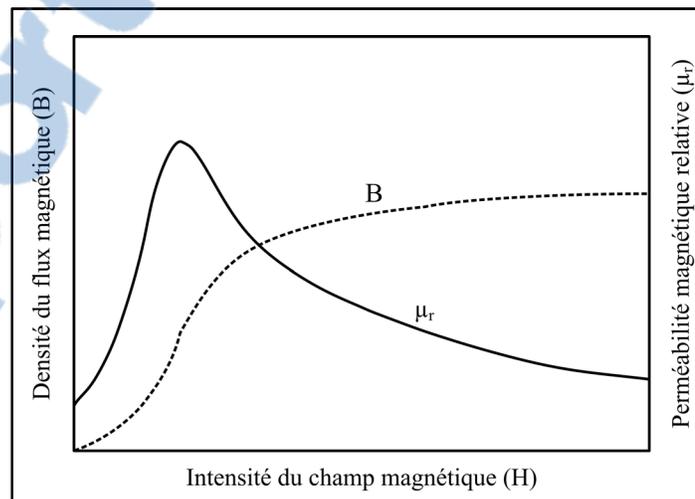
La conductivité électrique ( $\sigma$ ) exprimée en Siemens par mètre ( $S.m^{-1}$ ) mesure la capacité d'un matériau à conduire un courant électrique. Généralement, les matériaux métalliques sont considérés comme de bons conducteurs électriques comparativement aux matériaux isolants. Cette propriété électrique dépend de la température, de la composition chimique, de la microstructure et de la taille des grains du matériau. De plus, elle correspond à l'inverse de la résistivité électrique. La figure 4.1 illustre l'évolution de la conductivité électrique en fonction de la température pour l'acier AISI-4340. En l'absence de mesures fiables et justes qui tiennent compte des conditions réelles du traitement thermique par induction, la courbe de la figure ci-dessous représente une approximation simplifiée d'un comportement réel. La conductivité électrique peut être exprimée en fonction de la température à l'aide d'une équation polynomiale dans l'étendue de température [0 °C,  $A_{c1}$ ] (ASM Handbook, 2000). La conductivité électrique est supposée quasi constante au-dessus de la température de début d'austénitisation ( $A_{c1}$ ).



**Figure 4.1 Conductivité électrique en fonction de T.**  
Tirée de l'ASM Handbook (2000)

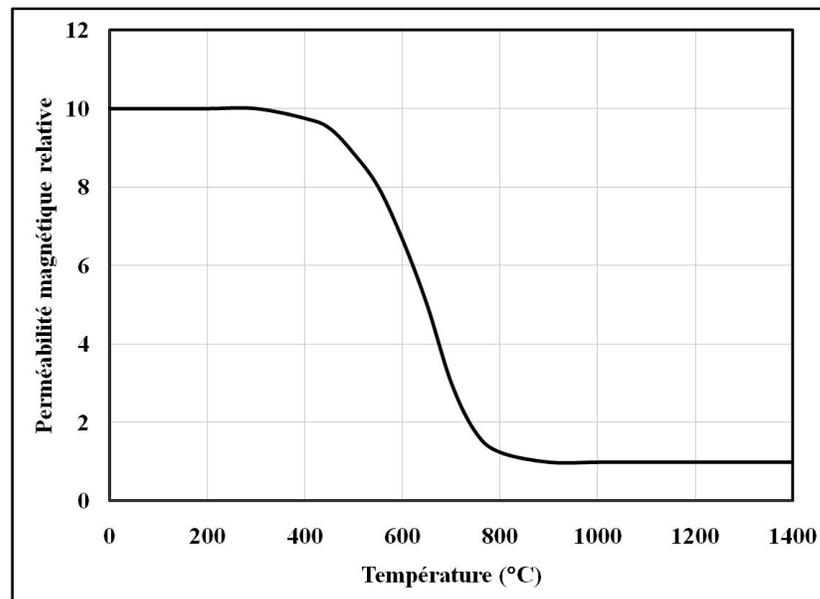
### Perméabilité magnétique de la pièce ( $\mu_r(T)$ )

La perméabilité magnétique relative ( $\mu_r$ ) indique l'aptitude du matériau à conduire un flux magnétique mieux que le vide. La perméabilité magnétique affecte les effets électromagnétiques de l'induction, la conception des inducteurs et le calcul de la distribution du champ magnétique. Le produit de la perméabilité magnétique relative ( $\mu_r$ ) et la perméabilité magnétique du vide ( $\mu_0 = 4.\pi.10^{-7} \text{ H.m}^{-1}$ ) est appelée perméabilité magnétique ( $\mu$ ) et correspond au ratio de la densité du flux magnétique ( $\mathbf{B}$ ) et de l'intensité du champ magnétique ( $\mathbf{H}$ ). La courbe de magnétisation décrit la relation qui existe entre la densité du flux magnétique ( $\mathbf{B}$ ) et l'intensité du champ magnétique ( $\mathbf{H}$ ) tel que présenté à la figure 4.2. Dans le cas du traitement thermique par induction effectué à haute vitesse de chauffe, l'intensité du champ magnétique doit être très grande puisque la puissance est importante pour provoquer une transformation austénitique de la pièce. La courbe ci-dessous démontre que la perméabilité magnétique relative du matériau de la pièce est naturellement faible (Rudnev et al, 2003).



**Figure 4.2 B- $\mu_r$  en fonction de H (acier au carbone).**  
Tirée de Rudnev et coll. (2003)

La perméabilité magnétique relative est une fonction complexe de la structure du matériau, de la composition chimique, du traitement initial appliqué au matériau, de la taille des grains, de la fréquence, de l'intensité du champ magnétique et de la température. La figure 4.3 illustre une représentation simplifiée de l'évolution de la perméabilité magnétique relative en fonction de la température pour l'acier AISI-4340. Une valeur initiale de  $\mu_r$  de l'ordre de 10 est tout à fait acceptable d'après la littérature pour des intensités du champ magnétique dépassant  $10^4 \text{ H.m}^{-1}$  (Wrona et coll., 2003). La perméabilité magnétique relative commence à chuter drastiquement à partir de  $400 \text{ }^\circ\text{C}$  pour atteindre une valeur unitaire au point de Curie du matériau. Ensuite, la perméabilité magnétique relative demeure unitaire puisque le matériau devient diamagnétique.



**Figure 4.3 Perméabilité magnétique relative en fonction T.**

## 4.2 Transfert de chaleur

La résolution du problème magnétique permet de déterminer la densité de chaleur générée par les courants induits. Une proportion importante de cette chaleur est diffusée dans la pièce à traiter par conduction, mais une certaine partie de cette énergie est perdue dans

l'environnement ambiant par les modes de transfert de chaleur par convection et par radiation. L'énergie  $Q_{Ind}$  générée par effet Joule durant le traitement thermique par induction dépend de l'intensité du champ électrique ( $E$ ) et de la conductivité électrique ( $\sigma(T)$ ).

$$Q_{Ind} = \sigma(T)E^2 \quad (4.26)$$

En remplaçant les équations 4.7 et 4.19 dans l'équation 4.26, on obtient

$$Q_{Ind} = \frac{\left(\frac{1}{\mu(T)} \nabla^2 A\right)^2}{\sigma(T)} \quad (4.27)$$

#### 4.2.1 Modes de transfert de chaleur

##### Conduction thermique

La chaleur générée par les courants induits dans la pièce est diffusée suivant le mode de conduction à partir des régions chaudes vers le cœur froid de la pièce. La loi fondamentale qui décrit le transfert de chaleur par conduction est la loi de Fourier. L'équation 4.28 stipule qu'une large différence entre la température en surface et celle au cœur de la pièce traitée par induction et ayant une grande conductivité thermique se traduit en un transfert intensif d'énergie (Welty et coll., 2008 et Incropera et coll., 2011).

$$Q_{Cond} = -k(T)\nabla T \quad (4.28)$$

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

### Convection thermique

Durant le traitement thermique par induction, une partie de la chaleur générée est perdue par convection dans l'environnement avoisinant la pièce. La loi de Newton énonce que le taux de transfert de chaleur par convection est directement proportionnel à la différence entre la température en surface et celle de l'air ambiant (Welty et coll., 2008 et Incropera et coll., 2011).

$$Q_{Conv} = h(T)(T_s - T_a) \quad (4.29)$$

où,  $Q_{Conv}$  est la densité de chaleur perdue par convection ( $W.m^{-2}$ ),  $h(T)$  est le coefficient de perte de chaleur par convection ( $W.m^{-2}.K^{-1}$ ),  $T_s$  est la température en surface (K) et  $T_a$  est la température de l'air ambiant (K).

Le coefficient de perte de chaleur par convection  $h(T)$  dépend des propriétés thermiques du matériau et du fluide environnant la pièce et l'inducteur, de la viscosité de ce fluide et de la vitesse de rotation de la pièce durant la chauffe. En effet, la convection est considérée en régime forcé et non libre puisque les pièces sont tournées ou déplacées durant la chauffe. En pratique, il existe des formules empiriques qui permettent d'estimer la chaleur moyenne perdue par convection libre d'un acier au carbone vers l'air ( $Q_{conv}$ ) en fonction de  $T_s$  et  $T_a$  (Rudnev, 2003).

$$Q_{Conv} = 1,86(T_s - T_a)^{1,3} \quad (4.30)$$

### Radiation thermique

Le transfert de chaleur par radiation est introduit comme un phénomène de propagation d'énergie électromagnétique causée par la différence de température. Ce phénomène est régi par la loi de Stefan-Boltzmann de la radiation thermique qui énonce que le taux de transfert de chaleur par radiation est proportionnel au coefficient de perte par radiation et à  $(T_s^4 - T_a^4)$  (Rudnev, 2003).

$$Q_{Rad} = C_s(T)(T_s^4 - T_a^4) \quad (4.31)$$

où,  $Q_{Rad}$  est la chaleur perdue par convection ( $W.m^{-2}$ ),  $C_s(T)$  est le coefficient de perte de chaleur par radiation ( $W.m^{-2}.K^{-1}$ ),  $T_s$  est la température en surface (K) et  $T_a$  est la température de l'air ambiant (K).

Le coefficient de perte de chaleur par radiation ( $C_s(T)$ ) dépend de l'émissivité du matériau ( $\epsilon$ ) qui dépend elle-même de la température, du fini de surface et du facteur de forme de la radiation thermique. En pratique, la perte de chaleur par radiation peut être évaluée en utilisant l'équation 4.32 (Rudnev, 2003).

$$Q_{Rad} = \sigma_s \epsilon(T)((T_s)^4 - (T_a)^4) \quad (4.32)$$

où,  $\sigma_s(T)$  est la constante de Stefan-Boltzmann ( $5.67 \times 10^{-8} W.m^{-2}.K^{-4}$ ),  $\epsilon(T)$  est l'émissivité du matériau,  $T_s$  est la température en surface (K) et  $T_a$  est la température de l'air ambiant (K).

### **Importance des pertes par convection et radiation**

Les équations 4.30 et 4.32 sont très utiles pour estimer les pertes moyennes par convection et par radiation. De plus, pour mieux comparer ces pertes de chaleur à la chaleur générée par le procédé de chauffage, il est important de considérer les conditions les plus défavorables. Si on considère une application du traitement thermique par induction impliquant le traitement d'un disque ayant un diamètre de  $\phi 110$  mm et une épaisseur de 6,6 mm. Les tests sur la machine à induction à l'École de technologie supérieure démontrent que pour obtenir le même profil de dureté, le chauffage à haute fréquence demande beaucoup moins de puissance que le chauffage à moyenne fréquence causé par l'effet de peau électromagnétique. Ainsi, pour avoir une profondeur durcie moyenne de 1 mm, la machine doit fournir une puissance moyenne en haute fréquence de 30 kW pendant une 1 s. Si le rendement de la machine est supposé de l'ordre de 80 % en haute fréquence, seulement une puissance moyenne utile de 24 kW est transmise à la pièce. En utilisant les équations 4.29 et 4.31 et une

température en surface de 1000 °C à la fin de la chauffe et une température ambiante de 20 °C ainsi qu'une émissivité propre à l'acier au carbone et pour une surface polie de l'ordre de 0,062, les densités de flux de chaleur perdue par convection et par radiation sont respectivement de l'ordre de 14392 W.m<sup>-2</sup> et de 9206 W.m<sup>-2</sup>. En supposant que la convection et la radiation se font sur toute la surface du disque à traiter (0,021287 m<sup>2</sup>), les puissances moyennes perdues par convection et par radiation sont respectivement de l'ordre de 306 W et de 196 W. Les pertes causées par la convection et à la radiation durant la chauffe et durant le temps de diffusion avant la trempe sont donc beaucoup plus petites que l'apport de chaleur par effet Joule. Pour cette raison, il convient de négliger les pertes par convection et rayonnement lors des calculs par éléments finis (Yuan, 2002). Cependant, dans le cadre de ce projet, la convection dans l'air est supposée équivalente à la conduction dans l'air à l'interface.

#### 4.2.2 Formulation par éléments finis du phénomène de transfert de chaleur

L'analyse thermique est couplée avec le processus de conversion électromagnétique et le mode de transfert de chaleur par conduction est supposé le plus important durant la chauffe. Le processus de transfert de chaleur dans une pièce en métal peut être décrit par l'équation traditionnelle de Fourier-Kirchhoff. Le comportement thermique est décrit par l'inertie thermique ( $k(T)\nabla^2 T$ ) et par le transfert de chaleur par conduction.

$$k(T)\nabla^2 T = \gamma C_p(T) \frac{\partial T}{\partial t} + \mathbf{Q}_{Ind} \quad (4.33)$$

où,  $k(T)$  est la conductivité thermique du matériau (J.m<sup>-1</sup>.s<sup>-1</sup>.K<sup>-1</sup>),  $C_p(T)$  est la chaleur spécifique du matériau (J.kg<sup>-1</sup>.K<sup>-1</sup>),  $\gamma$  est la densité du matériau (kg.m<sup>-3</sup>),  $\mathbf{Q}_{Ind}$  est la chaleur générée par les courants induits et  $T$  est la température. Considérant une fonction interpolée d'essai ayant la forme suivante.

$$\mathbf{T}^* = [\mathbf{N}_i]\{\mathbf{T}\} \quad (4.34)$$

La matrice ligne  $[N_i]$  représente les fonctions d'interpolation de l'élément  $N_i$  et le vecteur  $\{T\}$  contient les valeurs de la fonction d'essai aux nœuds de l'élément discrétisé dans l'espace de référence pour le calcul par éléments finis. Le résidu  $R$  de la solution d'essai est obtenu à l'aide de l'équation (4.35).

$$R(N_i) = k(T)\nabla^2 T^* - \gamma C_p(T) \frac{\partial T^*}{\partial t} - Q_{Ind} \quad (4.35)$$

En appliquant le critère de Galerkin sur le domaine de la solution  $V$  pour chaque fonction d'interpolation  $N_i$  (Cook et coll., 2002), on obtient :

$$\int_V N_i R(N_i) dV = 0 \quad (4.36)$$

La formulation variationnelle des équations en éléments finis est déterminée en remplaçant le résidu  $R$  par sa valeur :

$$\int_V N_i (k(T)\nabla^2 T^*) dV = \int_V N_i \left( \gamma C_p(T) \frac{\partial T^*}{\partial t} \right) dV + \int_V N_i (Q_{Ind}) dV \quad (4.37)$$

### 4.2.3 Propriétés thermiques

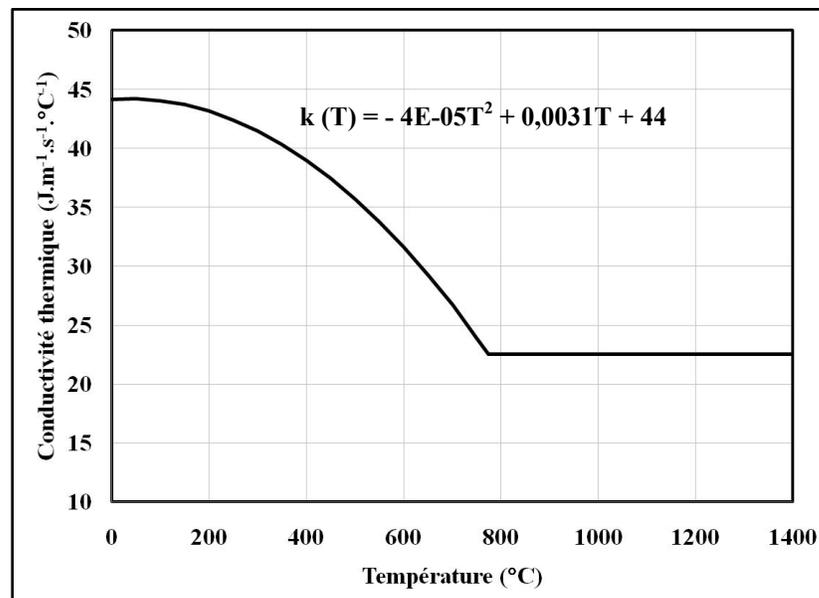
Les principales caractéristiques thermiques de la pièce à traiter, de l'inducteur et de l'air sont la conductivité thermique et la chaleur spécifique (Tableau 4.2).

Tableau 4.2 Propriétés thermiques

	$k$ (J.m <sup>-1</sup> .s <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> )	$C_p$ (J.kg <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> )
<b>Pièce</b>	$k(T)$	$C_p(T)$
<b>Inducteur (cuivre)</b>	400	358
<b>Air</b>	0,026	1010

### Conductivité thermique (k(T))

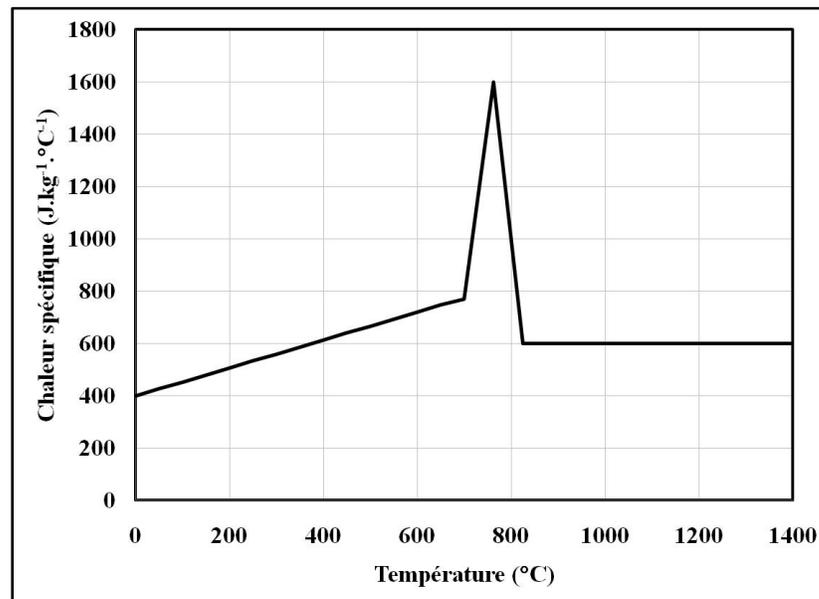
La conductivité thermique  $k$  définit le taux auquel un flux de chaleur est transmis par conduction dans une pièce en fonction du temps. Dans le cas du procédé du traitement thermique par induction, il est plutôt désavantageux d'avoir une grande conductivité thermique puisque la chaleur générée dans une zone mince en surface transfère rapidement vers le cœur froid de la pièce et il devient plus difficile de contrôler la chaleur créée en surface. Cette propriété est une fonction complexe de la structure du matériau, du traitement initial appliqué au matériau, de la taille des grains, de la température et de la vitesse de chauffe (Rudnev et coll., 2003). La figure 4.4 présente la variation de la conductivité thermique en fonction de la température de l'acier AISI-4340. Les données proviennent de la littérature et elles sont adaptées pour mieux quantifier l'évolution de cette propriété en fonction de la température. Les valeurs expérimentales de la conductivité thermique permettent de représenter cette propriété en utilisant une fonction polynomiale en fonction de la température jusqu'à la température  $A_{c3}$  du matériau et elle est supposée constante entre  $A_{c3}$  et  $1500\text{ °C}$  (ASM Handbook, 2000).



**Figure 4.4 Conductivité thermique en fonction de T.**  
Tirée de l'ASM Handbook (2000)

### Chaleur spécifique ( $C_p(T)$ )

La chaleur spécifique  $C_p(T)$  correspond à la quantité de chaleur requise pour provoquer une augmentation unitaire de température pour une masse unitaire. Cette propriété est aussi une fonction complexe de la structure du matériau, du traitement initial appliqué au matériau, de la taille des grains, de la température et de la vitesse de chauffe (Rudnev et coll., 2003). La chaleur spécifique augmente de façon linéaire légèrement avec la température jusqu'à la température du début d'austénitisation ( $Ac_1$ ). Elle augmente ensuite rapidement jusqu'à atteindre une valeur de  $1600 \text{ J.Kg}^{-1}.\text{°C}^{-1}$  à une température entre  $Ac_1$  et  $Ac_3$ . Ensuite, elle décroît drastiquement avant d'atteindre  $Ac_3$  et elle est présumée constante jusqu'à  $1500 \text{ °C}$ . La figure 4.5 illustre l'évolution de la chaleur spécifique de l'acier 4340 en fonction de la température (U.S. Department of Defense, 1998).



**Figure 4.5 Chaleur spécifique en fonction de T.**  
Tirée du U.S. Department of Defense (1998)

### 4.3 Modélisation

Les modèles développés par éléments finis multiphysiques sont basés sur la formulation mathématique du champ électromagnétique et du transfert de chaleur. Ces modèles tiennent compte des conditions imposées aux frontières, du couplage entre les champs électromagnétiques et thermiques, des propriétés du matériau et des approximations prises en considération pour la prédiction du profil de dureté.

#### 4.3.1 Couplage électromagnétique et thermique

Il existe deux types de couplage entre les champs électromagnétique et thermique, soit le couplage fort et le couplage faible. 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. Le couplage fort exige une formulation basée sur la combinaison de toutes les équations dans le même système de résolution. Ainsi, les paramètres inconnus du champ électromagnétique ( $A$ ) et les paramètres inconnus du problème thermique sont affectés à une matrice globale et ils sont résolus simultanément à chaque pas de temps. Une approche de résolution utilisant un couplage faible pour résoudre le problème est largement suffisante. De plus, à cause de la variation des propriétés des matériaux en fonction de la température, le traitement thermique par induction est non-linéaire et il devient nécessaire d'actualiser les propriétés électromagnétiques et thermiques du matériau à chaque pas de temps durant la résolution. La procédure du couplage entre les champs magnétique et thermique est présentée à la figure 4.6. Il est important de constater également que les champs électromagnétique et thermique possèdent deux constantes de temps très différentes puisque l'excitation de l'inducteur se fait à haute fréquence (régime permanent) et le chauffage se fait en régime transitoire. Le pas de temps ( $\Delta t$ ) doit minimiser le temps de calcul sans affecter la précision du calcul. Une valeur pratique de  $\Delta t$  est généralement déterminé autour de  $\left(\frac{1}{32 \cdot f}\right)$ , où  $f$  est la fréquence de traitement utilisée (Bay et coll., 2003). Les résultats obtenus sous forme de

distribution de température sont exploités pour prédire directement le profil de dureté en utilisant l'approximation stipulant que toute région austénitisée devient martensite à dureté maximale suite au refroidissement.

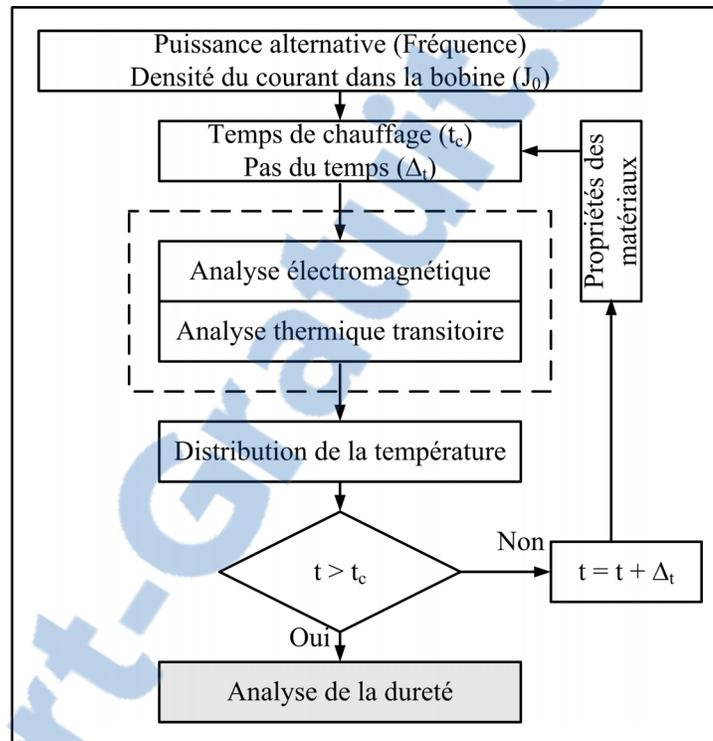
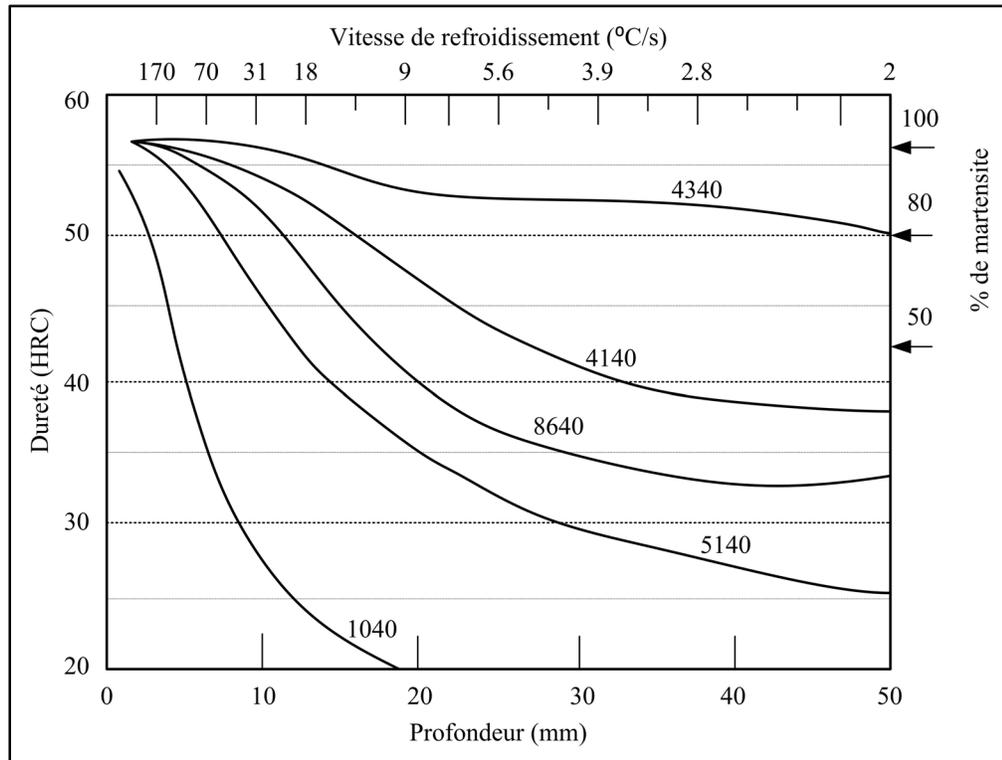


Figure 4.6 Couplage fort dans le procédé.

### 4.3.2 Prédiction du profil de dureté

La distribution finale de la température est convertie directement en profil de dureté en utilisant l'hypothèse qui stipule que toutes les régions chauffées au-dessus de la deuxième température d'austénitisation ( $A_{c3}$ ) deviennent martensitiques dure après trempe dans l'eau. Selon la figure 4.7, il est clair qu'avec une vitesse de refroidissement critique au-dessus de  $30\text{ }^{\circ}\text{C}\cdot\text{s}^{-1}$  à une profondeur de 10 mm, un acier tel que l'acier 4340 possédant une bonne trempabilité garde une dureté maximale et quasi uniforme (Callister et coll., 2010).



**Figure 4.7** Trempeabilité de cinq aciers à 0,40 % de carbone.  
Tirée de Callister et coll. (2010)

### 4.3.3 Caractéristiques des modèles

Les modèles 2D axisymétriques et 2D développés sur le logiciel de simulation Comsol utilisent un couplage fort entre les champs électromagnétique et thermique. Les modèles développés utilisent les deux modules quasi statiques (courants d'induction) et le module de transfert thermique général du logiciel en utilisant une analyse harmonique. Le domaine de résolution est composé de trois matériaux, soit l'acier SAE-4340, le cuivre de l'inducteur et l'air. Les équations de Maxwell et l'équation de transfert de chaleur sont discrétisées dans le temps. L'approche sélectionnée consiste en une méthode directe, celle de Crank-Nicolson. L'algorithme de résolution est développé selon cette méthode et conduit à mettre en place le solveur UMFPACK qui permet de résoudre les systèmes d'équations linéaires non symétriques tels que le couplage entre les équations de Maxwell et de l'équation du transfert

de chaleur. La fonction de forme de type Lagrange quadratique est utilisée afin d'implémenter les éléments finis.

En ce qui concerne l'aspect géométrique, les composantes des modèles conservent les mêmes dimensions réelles. Les paramètres d'entrée des simulations sont la fréquence de traitement (kHz), la densité du courant dans l'inducteur ( $A.m^{-2}$ ) et le temps de chauffe (s). La densité du courant initiale est imposée dans la section de l'inducteur. Les distributions du courant total et de la température en surface dans la pièce sont calculées pour les utiliser les analyses qui suivront dans les trois prochains chapitres. Les conditions aux limites à imposer au modèle électromagnétique se composent de conditions de champ électrique et son gradient, tandis que pour le problème thermique, les conditions aux frontières sont la température ambiante et la continuité thermique (sections 5.3.2 et 7.1). Les propriétés du matériau en fonction de la température de chauffe sont intégrées sous forme de tableaux dans les domaines de variation de la température.

#### 4.4 Discussion

Les deux modèles numériques développés sont basés sur la simulation appliquée à des géométries représentant des disques (2D axisymétrique) et des roues dentées (2D) ayant les mêmes dimensions extérieures. Les aspects du couplage et du pas de temps ont été analysés en utilisant les résultats de simulation ainsi que leur effet sur la qualité et la précision des résultats obtenus. Ensuite, les deux couplages faible et fort ont été comparés à l'instar de la qualité du calcul, de la vitesse de résolution et de la mémoire allouée. De plus, un pas de temps de l'ordre de  $10 \mu s$  était jugée approprié et suffisant pour faire les calculs. Concernant les paramètres de simulation, la densité du courant imposé est appliquée sur toute l'aire de l'inducteur au lieu de l'appliquer seulement sur la zone définie par la profondeur de peau ( $\delta$ ). Cette densité représente une solution intéressante pour pouvoir approcher la puissance machine réelle et le temps de chauffe correspond au temps total de calcul.

La section de l'inducteur est considérée continue alors qu'en pratique l'inducteur a une discontinuité obligatoire pour faire monter l'inducteur sur la machine à induction et faire circuler le courant. La taille de l'environnement est limitée à des dimensions approximatives non définies avec exactitude puisque les effets du champ magnétique et de la température sont locaux. L'entrefer entre la pièce et l'inducteur est supposé constant en simulation alors que les erreurs d'alignement au niveau de la rotation de l'outillage supportant cette pièce provoquent un écart variable. Finalement, la qualité de l'usinage de l'inducteur ne permet pas non plus de garder un écart constant en pratique.

De plus, les propriétés matériau sont mesurées à l'équilibre thermodynamique, où la température est augmentée lentement pendant la chauffe. Dans le cas du traitement thermique par induction, les vitesses de chauffe sont souvent au-dessus de  $1000\text{ }^{\circ}\text{C}\cdot\text{s}^{-1}$ . Par conséquent, il faudrait réévaluer ces grandeurs physiques dans des conditions de tests comparables à celles de l'induction et les intégrer dans les modèles développés. La mesure des propriétés dans de telles conditions est très complexe et exige des efforts considérables et des moyens techniques colossaux tels que les instruments de mesure sans contact. Par conséquent, il devient légitime de connaître comment les vitesses de chauffe affectent les propriétés et estimer leurs effets en utilisant la simulation. Une étude de sensibilité du profil de dureté en fonction de la variation des propriétés du matériau est la clé essentielle pour comprendre l'importance de ces propriétés. De plus, il faudrait procéder à des corrections à apporter sur chaque propriété en équilibre thermodynamique pour les utiliser correctement dans la modélisation. Il est alors nécessaire d'étudier la sensibilité des températures en surface en fonction des propriétés électromagnétiques et thermiques en se basant sur les résultats du modèle 2D axisymétrique. En premier lieu, une étude qualitative permet de dégager les propriétés qui affectent le profil de dureté. Par la suite, l'étude couplée permet aussi de combiner toutes les propriétés et de déterminer l'effet de la variation de chaque paramètre et des interactions possibles entre les propriétés du matériau ainsi que l'effet de la vitesse de chauffe.

## CHAPITRE 5

### EFFETS DES PROPRIÉTÉS HORS ÉQUILIBRE DU MATÉRIAU EN TRAITEMENT THERMIQUE PAR INDUCTION

#### 5.1 Introduction

Les propriétés du matériau ont certainement un effet sur le comportement du procédé de traitement thermique par induction. Ces propriétés dépendent généralement de la température de chauffe, de facteurs reliés à la microstructure et parfois de la vitesse de chauffe. De plus, elles sont mesurées dans des conditions d'équilibre thermodynamique et les données disponibles à l'équilibre thermodynamique ne sont pas complètes à hautes températures. En utilisant le procédé de traitement thermique par induction, les températures en surface doivent être au-dessus de 1000 °C pour garantir une transformation martensitique sur une certaine profondeur. Il est nécessaire d'étudier les effets de la variation des propriétés sur la distribution de la température.

Le chapitre 5 présente l'étude de sensibilité du procédé de traitement thermique par induction simulé par un modèle 2D axisymétrique en mettant l'accent sur le couplage multiphysique entre les champs électromagnétique et thermique et sur les propriétés du matériau. Dans un premier temps, une étude qualitative permet de discuter et de dégager les variables et les paramètres machine pouvant avoir un effet sur les propriétés physiques du matériau selon la littérature. Suivra une approche quantitative permettant d'étudier la sensibilité des températures en surface aux variations de propriétés du matériau. Ensuite, l'utilisation d'un plan de simulation basé sur la conception d'expérience permettra d'étudier les effets couplés et de les exploiter de façon à converger vers des conclusions pertinentes sur les propriétés du matériau et sur la manière d'en tenir compte dans les modèles développés.

## 5.2 Étude qualitative des propriétés physiques

La littérature montre le caractère multiphysique complexe du procédé de traitement thermique par induction et elle fait référence aux propriétés du matériau et de la dépendance des paramètres du procédé et d'autres grandeurs mesurées durant la chauffe telles que la température et la vitesse de chauffe. Le tableau 5.1 résume l'ensemble de ces propriétés et les variables potentielles pouvant les affecter. Cette discussion permet de faire la lumière sur les propriétés électromagnétiques et thermiques ainsi que les variables qui peuvent les influencer durant le traitement thermique par induction.

Tableau 5.1 Paramètres affectant les propriétés

Propriétés	Paramètres machine	Variables
Conductivité électrique ( $\sigma$ )	-	<ul style="list-style-type: none"> <li>▪ Température (T)</li> <li>▪ Vitesse de chauffe (<math>\dot{T}</math>)</li> <li>▪ Taille des grains.</li> </ul>
Perméabilité magnétique relative ( $\mu_r$ )	<ul style="list-style-type: none"> <li>▪ Fréquence (f)</li> <li>▪ Intensité du champ magnétique (<math>H</math>)</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>▪ Température (T)</li> <li>▪ Taille des grains</li> </ul>
Conductivité thermique (k)	-	<ul style="list-style-type: none"> <li>▪ Température (T)</li> <li>▪ Vitesse de chauffe (<math>\dot{T}</math>)</li> </ul>
Chaleur spécifique ( $C_p$ )	-	<ul style="list-style-type: none"> <li>▪ Température (T)</li> <li>▪ Vitesse de chauffe (<math>\dot{T}</math>)</li> </ul>

La conductivité électrique dépend de la température de chauffe (T), de la vitesse de chauffe ( $\dot{T}$ ) et de la taille des grains dans le matériau. La conductivité électrique diminue en fonction de la température de chauffe. De plus, la vitesse de chauffe affecte les températures critiques d'austénitisation ( $Ac_1$  et  $Ac_3$ ), qui à leur tour influencent les valeurs de ces propriétés dans ces gammes de température (Rudnev et coll., 2003). Généralement, pour tenir compte de la vitesse de chauffe, les courbes, représentant les propriétés à l'équilibre en fonction de la température de chauffe, sont décalées de façon à accommoder la variation des températures d'austénitisation ( $Ac_1$  et  $Ac_3$ ).

La perméabilité magnétique relative dépend de la fréquence ( $f$ ), de l'intensité du champ magnétique ( $H$ ), de la température de chauffe ( $T$ ) et de la taille des grains dans le matériau. Elle se situe autour d'une valeur initiale de 10 (température ambiante) dans des champs magnétiques de haute intensité et peut atteindre les 500 dans des champs de basse intensité. Pour une fréquence donnée et sous un champ magnétique spécifique, la perméabilité est constante jusqu'aux alentours de la température de Curie où elle chute rapidement pour atteindre une valeur unitaire (1) (Rudnev, 2003).

Les deux propriétés thermiques, soit la conductivité thermique et la chaleur spécifique, sont affectées surtout par la température de chauffe ( $T$ ) et par la vitesse de chauffe ( $\dot{T}$ ). La conductivité thermique diminue en fonction de la température jusqu'à atteindre la température d'austénitisation  $A_{c3}$  et elle est supposée constante au-dessus de cette valeur pour simplifier le calcul. Quant à la chaleur spécifique, elle augmente de façon linéaire jusqu'à la température d'austénitisation  $A_{c1}$  et augmente rapidement pour atteindre une valeur maximale avant de décroître rapidement vers une valeur correspondant à la chaleur spécifique de l'austénite. En absence de résultats fiables dans les conditions de chauffe réelles, il est convenu que la chaleur spécifique demeure constante au-dessus de  $A_{c3}$ .

### **5.3 Étude quantitative des propriétés physiques**

Cette étude quantitative étudie l'effet des propriétés du matériau sur les températures en surface calculées par simulation en utilisant un modèle 2D axisymétrique. Dans un premier temps, une seule propriété du matériau sera variée à la fois pour approcher l'effet des conditions hors équilibre thermodynamique tandis que les autres propriétés sont considérées dans les conditions d'équilibre thermodynamique (obtenue de la littérature). Puisque la littérature fournit très peu d'information sur les valeurs hors équilibre thermodynamique, des variations raisonnables autour des valeurs en équilibre thermodynamique seront proposées. Il faut aussi rappeler que le modèle initial développé utilise les propriétés du matériau présentées aux figures 4.1, 4.3, 4.4 et 4.5.

### 5.3.1 Présentation du modèle

Le premier modèle développé est un modèle 2D axisymétrique utilisant les méthodes par éléments finis pour résoudre le couplage électromagnétique et thermique afin de déterminer la distribution de la température dans la pièce traitée. Le modèle 2D axisymétrique développé est un cas spécifique de modélisation en coordonnées cylindriques où les variations en fonction de  $\theta$  sont nulles.

Tel que présenté à la figure 5.1, le modèle comprend un disque en acier faiblement allié (AISI-4340) de diamètre  $\phi$  105,2 mm et ayant une épaisseur de 6,6 mm. Le choix de cette géométrie est strictement régi par les dimensions extérieures de la roue dentée traitée dans le chapitre 7 de cette thèse. L'inducteur est schématisé par une section pleine en cuivre ayant une section de  $95 \text{ mm}^2$  et entouré d'un tube servant à refroidir l'inducteur en cas d'échauffement. L'entrefer entre l'inducteur et la circonférence du disque n'est pas constant et il varie entre 1,50 mm et 2,25 mm selon le périmètre. Une valeur moyenne a été ainsi considérée et elle est de l'ordre de 1,75 mm.

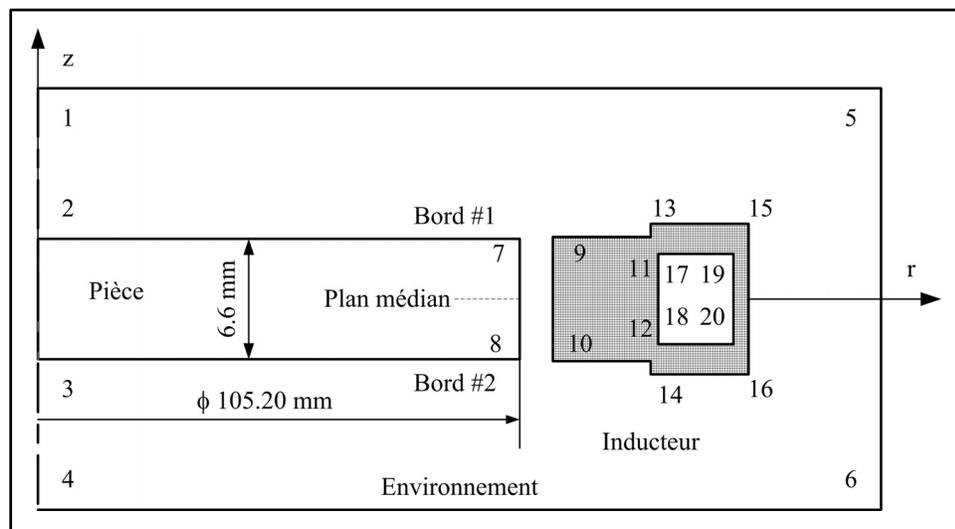


Figure 5.1 Modèle 2D axisymétrique.

### 5.3.2 Hypothèses de la modélisation

L'analyse par éléments finis tient compte des hypothèses suivantes :

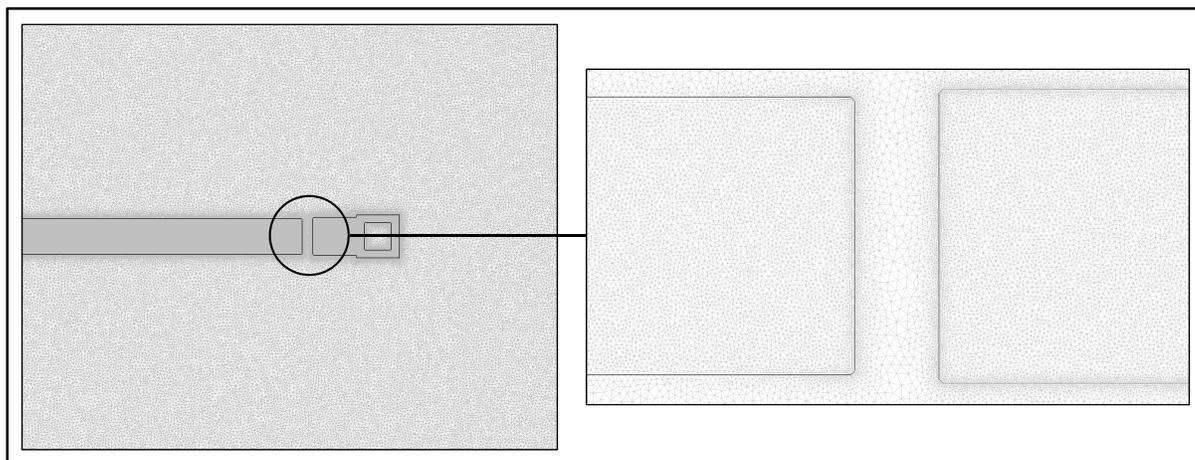
1. Le matériau est considéré homogène et isotrope;
2. La température ambiante initiale est fixée à 293 K (20 °C);
3. Une isolation magnétique est imposée aux limites (1,5), (5,6) et (6,4);
4. Une température de l'ordre de 293 K (20 °C) est imposée aux limites (1,5), (5,6) et (6,4);
5. L'inducteur est représenté par sa géométrie réelle en cuivre;
6. Les composantes du modèle sont entourées d'un environnement diélectrique ayant une perméabilité égale à la permittivité du vide ( $\mu_r = 1$ );
7. La perte d'énergie par convection est supposée équivalente à la perte d'énergie par conduction dans l'air à l'interface pièce/environnement ambiant;
8. La perte d'énergie par radiation est faible comparativement à l'énergie créée par induction et elle est donc négligée;
9. La densité du matériau est supposée fixe ( $7800 \text{ kg.m}^{-3}$ ).

### 5.3.3 Conditions d'opération

Les paramètres de simulation sont la fréquence (kHz), la densité du courant initial dans l'inducteur ( $\text{A.m}^{-2}$ ) et le temps de chauffe (s). Le courant moyen efficace et la puissance thermique fournie à la pièce durant la chauffe peuvent être déterminés par intégration numérique, respectivement sur l'inducteur et sur la pièce. Les deux fréquences utilisées dans cette étude sont la moyenne fréquence située à 10 kHz et la haute fréquence située à 200 kHz. Aux fins de cette étude de sensibilité, le temps de chauffe est fixé à 0,5 s. La densité du courant est ajustée à une valeur permettant d'atteindre 1000 °C en surface. Cette densité est de l'ordre de  $14,76 \times 10^9 \text{ A.m}^{-2}$  dans le cas MF et elle est de l'ordre de  $40,9 \times 10^9 \text{ A.m}^{-2}$  dans le

cas HF. Ces conditions d'opération serviront de référence dans la présente étude de sensibilité. Les propriétés électromagnétiques et thermiques du matériau de la pièce sont variées en fonction de la température et leurs effets sur le modèle de référence sont analysés.

La figure 5.2 présente le maillage optimal obtenu à l'aide de l'étude de convergence (*Voir Annexe IV, pp. 177*). Ce maillage comprend 335024 éléments et 838747 degrés de liberté. Une étude parallèle a démontré qu'il est nécessaire de conserver la géométrie réelle de l'inducteur au lieu de la simplifier en une section rectangulaire. En effet, une simple section ne représente pas une bonne approximation du problème vu que les courants induits sont distribués de façon différente et leurs valeurs maximales sont aussi différentes. L'analyse d'optimisation du pas de temps a permis de confirmer qu'un temps de 10  $\mu\text{s}$  est suffisant pour faire les calculs dans les deux cas MF et HF.

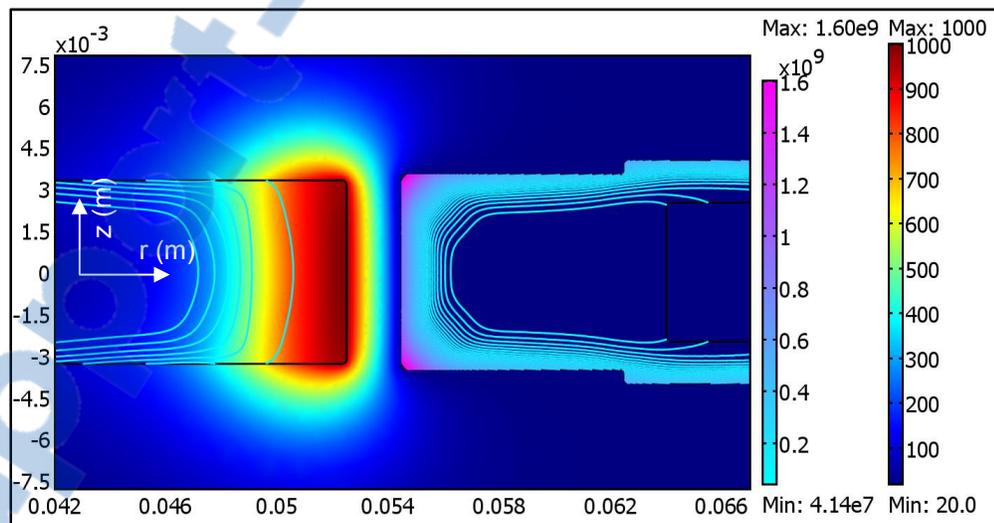


**Figure 5.2** Maillage final - modèle 2D axisymétrique.

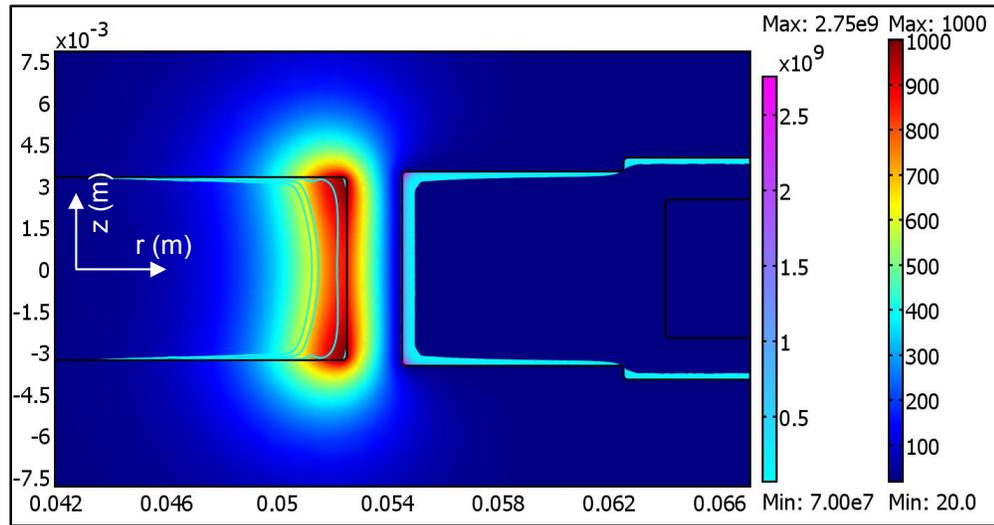
La figure 5.3 présente les distributions de la densité du courant total et de la température après une durée de chauffe de 0,5 s dans le cas du chauffage MF (10 kHz). La densité initiale du courant dans l'inducteur ( $J_0$ ) est ajustée à  $14,76 \times 10^9 \text{ A.m}^{-2}$  de façon à avoir une température de l'ordre de 1000 °C à la fin de la chauffe. À première vue, les courants sont distribués en profondeur dans les sections de l'inducteur et de la pièce à traiter. Ces résultats sont une conséquence directe des effets de peau et de bord électromagnétiques. Dans le cas

MF, la profondeur de pénétration est très importante et l'effet de bord est négligeable, ce qui se solde par un profil final de température quasi uniforme à travers la section de la pièce.

La figure 5.4 présente les distributions de la densité du courant total (isolignes) et de la température (distribution de couleur) pour un temps de chauffe de 0,5 s dans le cas du chauffage HF. La densité initiale du courant dans l'inducteur ( $J_0$ ) est ajustée à  $40,9 \times 10^9 \text{ A.m}^{-2}$  pour avoir également une température maximale de  $1000 \text{ }^\circ\text{C}$ . Les courants sont concentrés, dans ce cas, sur une couche mince au bord de l'inducteur et dans la pièce à traiter à cause de l'effet de peau. De plus, le profil de température est plus profond aux bords qu'au plan médian puisque les courants sont plus concentrés aux coins de l'inducteur. Les résultats préliminaires montrent clairement la présence des deux effets électromagnétiques, soit l'effet de peau et l'effet de bord. Ces résultats montrent également que les distributions des températures sont une conséquence directe des courants induits dans la pièce. Le profil de température a également un effet considérable sur le profil de dureté final après trempe.

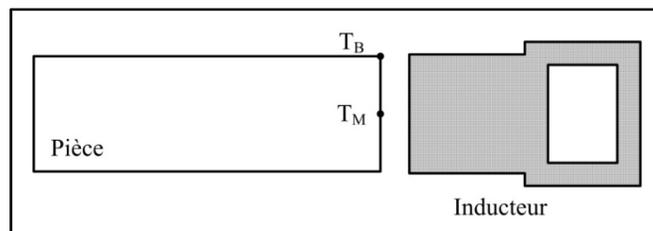


**Figure 5.3 Distributions de  $J$  ( $\text{A.m}^{-2}$ ) et de  $T$  ( $^\circ\text{C}$ ) en MF.**



**Figure 5.4 Distributions de  $J$  ( $A.m^{-2}$ ) et de  $T$  ( $^{\circ}C$ ) en HF.**

Pour quantifier la sensibilité du profil de température en fonction des propriétés du matériau, les deux températures  $T_B$  au bord de la pièce et  $T_M$  au plan médian (Figure 5.5) sont déterminées par simulation. Dans les quatre sections suivantes, l'étude de l'effet des propriétés du matériau est effectuée en changeant seulement une propriété à la fois et en gardant les autres constantes.



**Figure 5.5 Points de lecture de  $T_B$  et  $T_M$ .**

### 5.3.4 Effet de la perméabilité magnétique

La perméabilité magnétique a un effet considérable sur la profondeur de peau et elle influence grandement la distribution de la chaleur dans la zone où les courants induits sont

concentrés. Son évolution en fonction de la température de chauffe, présentée à la figure 5.6, est une représentation simpliste d'un comportement beaucoup plus complexe. En effet, la perméabilité magnétique relative dépend aussi de la fréquence et de l'intensité du champ magnétique. La mesure de cette grandeur physique demeure une tâche ardue et demande des techniques de mesure de pointe et des moyens colossaux pour des vitesses de chauffe supérieure à  $1000\text{ }^{\circ}\text{C}\cdot\text{s}^{-1}$ , pouvant même atteindre  $5000\text{ }^{\circ}\text{C}\cdot\text{s}^{-1}$  (Kawaguchi et coll., 2005). Dans ce cas, puisque les champs magnétiques sont très élevés à cause des grandes valeurs de courant dans l'inducteur, la valeur initiale est fixée à 10. La température de début de chute de perméabilité est autour de  $400\text{ }^{\circ}\text{C}$  et la température de Curie est de l'ordre de  $770\text{ }^{\circ}\text{C}$ . Pour étudier son effet sur la simulation, la valeur de la perméabilité magnétique initiale ( $\mu_{ri}$ ) est variée de 1 à 100 tel qu'indiqué à la figure 5.6 dans les deux cas de chauffage MF et HF. Les trois courbes de la perméabilité magnétique relative en fonction de la température ont suscité de l'intérêt pour extraire leurs effets sur le procédé. Les trois perméabilités magnétiques relatives initiales 1, 10 et 100 ont été choisies pour cette analyse à cause de l'effet logarithmique de cette propriété sur le procédé de traitement par induction.

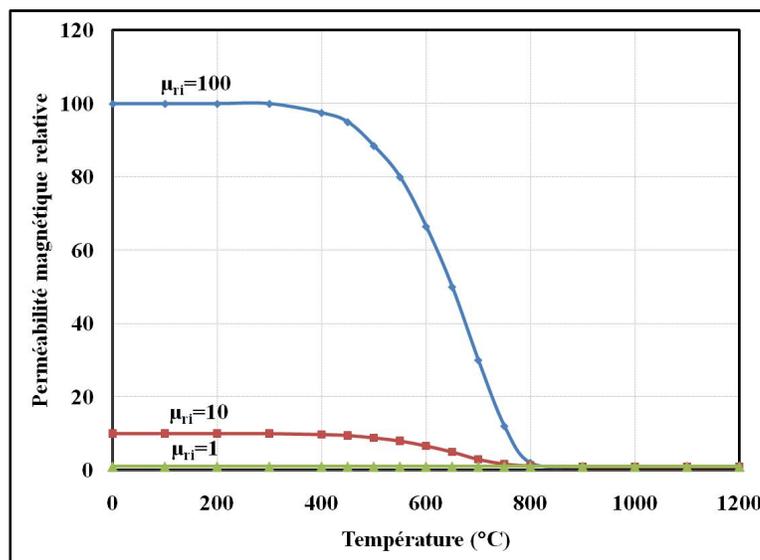


Figure 5.6 Perméabilités magnétiques  $\mu_r$  en fonction de T.

## Résultats en MF

La figure 5.7 présente la variation des températures  $T_B$  et  $T_M$  en fonction de la perméabilité magnétique dans le cas MF. La perméabilité magnétique suit le comportement illustré à la figure 5.6 dans la simulation. Les deux courbes de  $T_B$  et de  $T_M$  démontrent que les températures sont autour de 925 °C à une perméabilité magnétique relative de 1. Lorsque la perméabilité est augmentée à une valeur initiale de 10, les températures augmentent légèrement pour atteindre 1000 °C. De plus, la différence de températures entre le bord et le plan médian dans cet intervalle ne dépasse pas 20°C. Pour des perméabilités magnétiques variant entre 10 et 25, les températures ont tendance à diminuer tout en restant près l'une de l'autre. Au-dessus de 25, la température continue à diminuer de façon rapide en fonction de la perméabilité relative. L'effet de bord électromagnétique devient plus apparent et la différence de température entre  $T_M$  et  $T_B$  dépasse 100 °C à une perméabilité magnétique relative de l'ordre de 100. À l'instar de ces résultats et de ceux obtenus par expérimentation durant la campagne de tests de développement effectués pour PWC en 2007 (Barka et coll., 2007), la valeur de  $\mu_{ri}$  doit varier dans l'intervalle [1, 25] pour avoir un comportement MF.

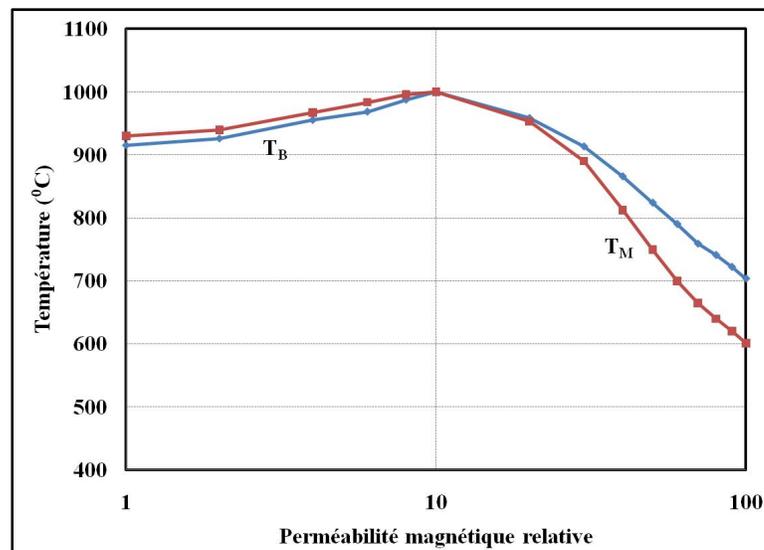


Figure 5.7  $T_B$  et  $T_M$  en fonction de  $\mu_{ri}$  en MF.

## Résultats en HF

La figure 5.8 présente la variation des températures  $T_B$  et  $T_M$  en fonction de la variation du comportement de la perméabilité magnétique relative dans le cas du chauffage HF. Dans le cas d'une valeur de  $\mu_{ri}$  de l'ordre de 1, la différence de température entre le bord et plan médian est déjà d'environ 130 °C. Cette différence augmente en fonction de la valeur initiale de la perméabilité magnétique relative. Au-dessus de 25, l'augmentation de la température est quasi linéaire, mais l'écart de température entre  $T_B$  et  $T_M$  devient plus important pour atteindre 400 °C à  $\mu_{ri}$  de l'ordre de 100. Les résultats obtenus démontrent que si le matériau est très perméable magnétiquement, il sera difficile de transformer le plan médian puisque même si la température  $T_B$  est de 1200 °C,  $T_M$  ne dépasse pas 850 °C.

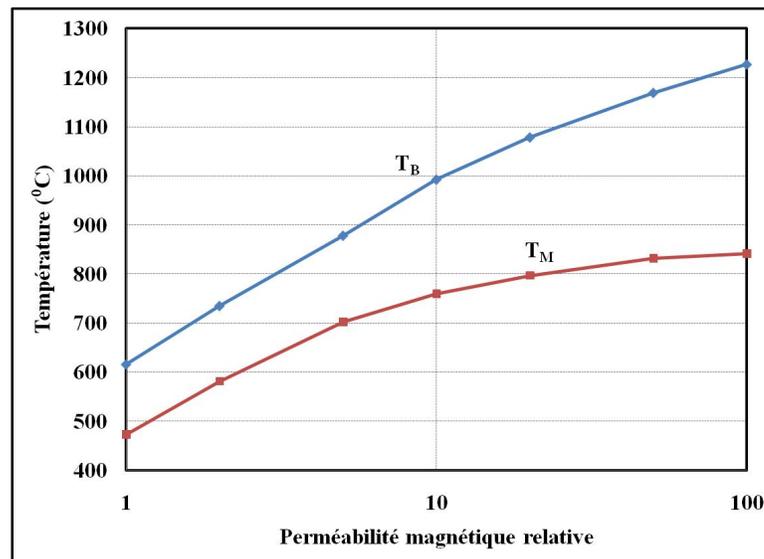
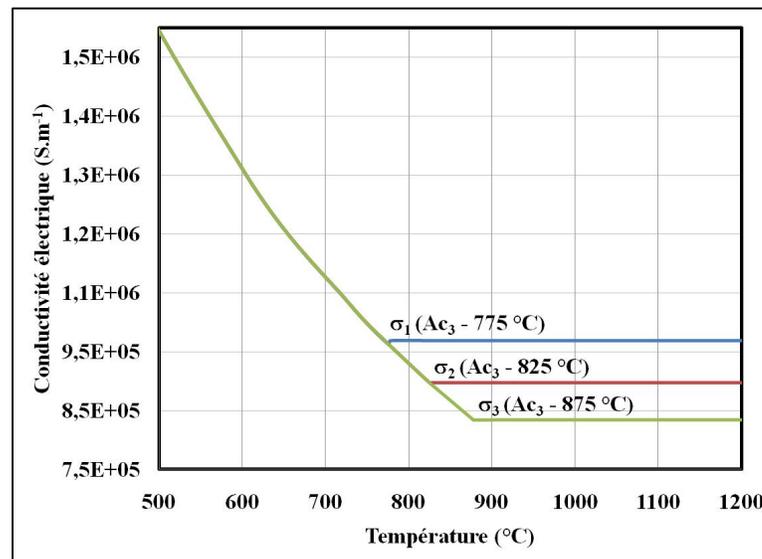


Figure 5.8  $T_B$  et  $T_M$  en fonction de  $\mu_{ri}$  en HF.

### 5.3.5 Effet de la conductivité électrique

À l'équilibre thermodynamique, la conductivité électrique connaît un comportement quasi linéaire en fonction de la température jusqu'à la zone de transformation allotropique. Pour étudier l'effet de la vitesse de chauffe, trois comportements de la conductivité électrique sont

considérés. Les courbes  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$  et  $\sigma_3$  représentent respectivement les trois conductivités électriques à des températures de fin d'austénitisation  $A_{c3}$  de l'ordre de 775 °C, 825 °C et 875 °C. La courbe  $\sigma_1$  est le comportement en équilibre thermodynamique. Au-dessus des températures  $A_{c3}$ , la conductivité électrique est supposée constante.



**Figure 5.9 Conductivités électriques en fonction de T.**

D'après la figure 5.10, un décalage de la courbe de  $\sigma$  vers des  $A_{c3}$  plus importantes entraîne une diminution des deux températures  $T_B$  et  $T_M$ . Ainsi, le décalage de  $A_{c3}$  de 100 °C provoque une diminution des deux températures d'environ 60 °C tout en ayant le même écart. En effet, les courants rencontrent plus de résistance à pénétrer la pièce et, par conséquent, la température devrait diminuer. Dans le cas HF (Figure 5.11), le décalage de  $A_{c3}$  de 100 °C entraîne une diminution de la température  $T_B$  de 40 °C, tandis que la température  $T_M$  reste la même. En effet, la température  $T_M$  n'est pas affectée par le décalage de la conductivité électrique vu que la conductivité a le même comportement au-dessous de la température  $A_{c3}$ . Globalement, les résultats obtenus démontrent que les températures sont peu sensibles à la variation de la conductivité électrique dans l'étendue de variation étudiée.

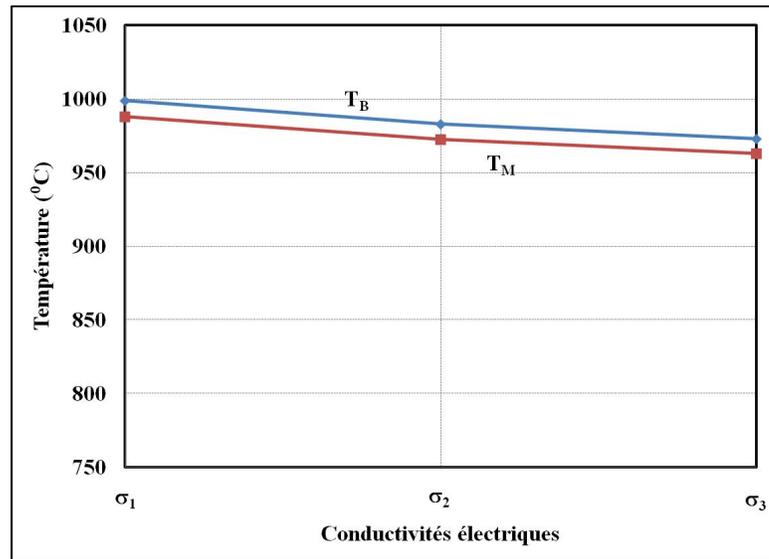


Figure 5.10  $T_B$  et  $T_M$  versus  $\sigma_i$  définies à la figure 5.9 - MF.

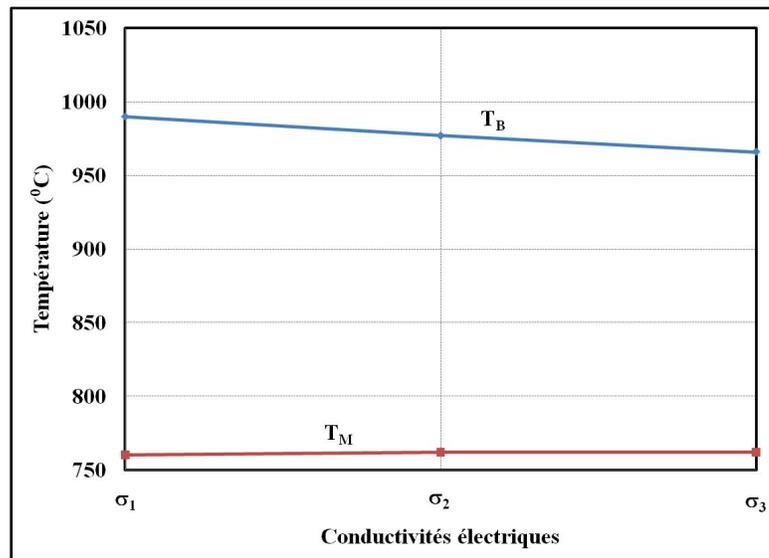
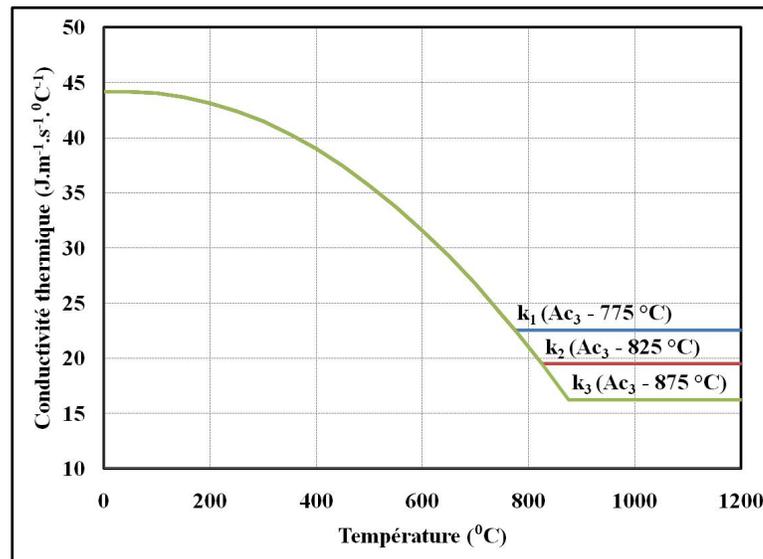


Figure 5.11  $T_B$  et  $T_M$  versus  $\sigma_i$  définies à la figure 5.9 - HF.

### 5.3.6 Effet de la conductivité thermique

La conductivité thermique du matériau caractérise la diffusion de l'énergie thermique générée par induction à partir des zones chaudes vers des régions froides. Tel qu'expliqué

dans les sections précédentes, cette propriété dépend de la température et de la vitesse de chauffe puisqu'elle enregistre un minimum au voisinage de la température 775 °C qui correspond à la température d'austénitisation  $Ac_3$  à l'équilibre thermodynamique. Les trois courbes de  $k$  sont étudiées et correspondent à des comportements de conductivités pour des températures  $Ac_3$  de 775 °C, 825 °C et 875 °C (Figure 5.12).



**Figure 5.12 Conductivités thermiques en fonction de T.**

Les figures 5.13 et 5.14 présentent la variation des températures  $T_B$  et  $T_M$  en fonction de la variation de la conductivité thermique pour les cas MF et HF. L'intervalle de variation de cette propriété est de 100 °C entre le comportement initial  $k_1$  ( $Ac_3 = 775^{\circ}C$ ) et  $k_3$  ( $Ac_3 = 875^{\circ}C$ ). L'augmentation des températures  $Ac_3$  et la variation de la conductivité thermique qui en résulte entraînent une faible augmentation des températures en surface. Dans le cas MF, un décalage des courbes de 100 °C entraîne une augmentation des températures  $T_B$  et  $T_M$  ne dépassant pas 20 °C. Cette augmentation est due au fait que l'énergie créée par les courants induits diffuse moins rapidement puisque la conductivité thermique diminue avec la température. Cependant, l'augmentation des températures  $T_B$  et  $T_M$  reste dans des proportions semblables. Dans le cas HF, le décalage augmente la température  $T_B$  alors que la température  $T_M$  reste inchangée étant donné que le comportement de la conductivité thermique est le

même en dessous de  $A_{c3}$ . L'effet de la conductivité thermique ne dépasse pas 80 °C sur la variation de  $T_B$ . Déjà à ce stade-ci, il est intéressant de remarquer que cette variation de température due à la conductivité thermique est environ l'inverse de l'effet de la variation provoquée par la conductivité électrique et les effets des ces deux propriétés pourraient être annulés.

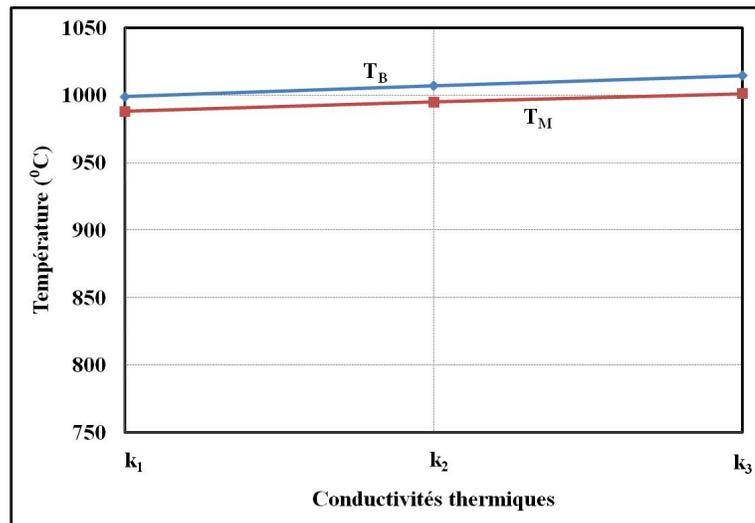


Figure 5.13  $T_B$  et  $T_M$  versus  $k_i$  définies à la figure 5.12 - MF.

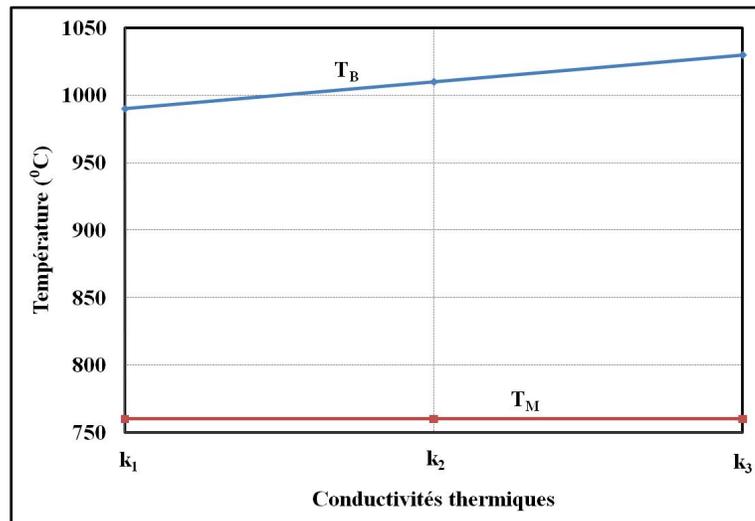


Figure 5.14  $T_B$  et  $T_M$  versus  $k_i$  définies à la figure 5.12 – HF.

### 5.3.7 Effet de la chaleur spécifique

La chaleur spécifique est une propriété thermique qui désigne la quantité d'énergie requise pour augmenter d'un degré °C une masse d'un kilogramme du matériau. La courbe caractérisant cette propriété peut être décomposée en une première zone linéaire légèrement croissante débutant à la température ambiante et jusqu'à la température d'austénitisation ( $A_{c1}$ ). Ensuite, la chaleur spécifique augmente rapidement pour atteindre un pic entre les températures  $A_{c1}$  et  $A_{c3}$  et elle diminue de façon drastique pour atteindre une valeur de  $600 \text{ J.kg}^{-1}.\text{°C}^{-1}$  à la température  $A_{c3}$ . Finalement, la chaleur spécifique est supposée constante au-dessus de la température  $A_{c3}$ . Pour quantifier l'effet de la chaleur spécifique sur le profil de la température, les courbes  $C_{p1}$ ,  $C_{p2}$  et  $C_{p3}$  de la figure 5.15 représentent trois comportements différents de cette propriété en décalant les températures  $A_{c1}$  et  $A_{c3}$ .

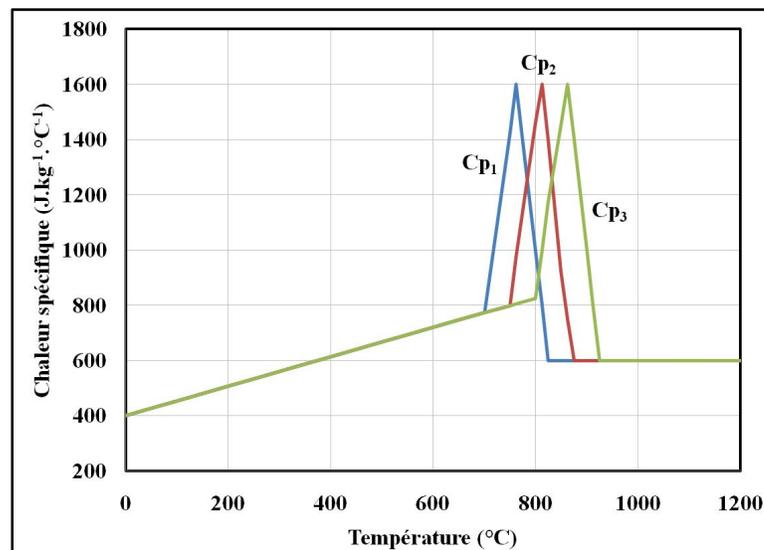


Figure 5.15 Chaleurs spécifiques en fonction de T.

Les figures 5.16 et 5.17 présentent la variation des températures  $T_B$  et  $T_M$  en fonction des chaleurs spécifiques. Dans le cas MF, les deux températures  $T_B$  et  $T_M$  diminuent en décalant les chaleurs spécifiques vers des températures d'austénitisation plus grandes. Ainsi, un décalage des températures  $A_{c1}$  et  $A_{c3}$  de  $100\text{°C}$  entraîne une diminution de  $T_B$  et  $T_M$  de  $60\text{°C}$ ;

ceci est traduit par une demande plus importante en énergie, ce qui diminue la température. Dans le cas HF, la température  $T_B$  supérieure à  $A_{c3}$  est affectée par le décalage des chaleurs spécifiques. Cependant, elle diminue peu en augmentant les températures  $A_{c1}$  et  $A_{c3}$ . En ce qui concerne la température  $T_M$ , elle n'est pas beaucoup affectée parce que la température est très basse comparativement aux températures sur les bords.

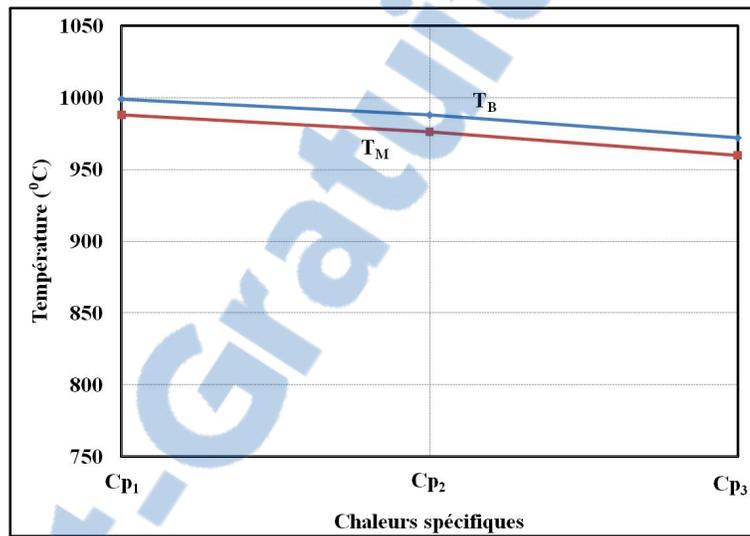


Figure 5.16  $T_B$  et  $T_M$  versus  $C_{p_i}$  définies à la figure 5.15 - MF.

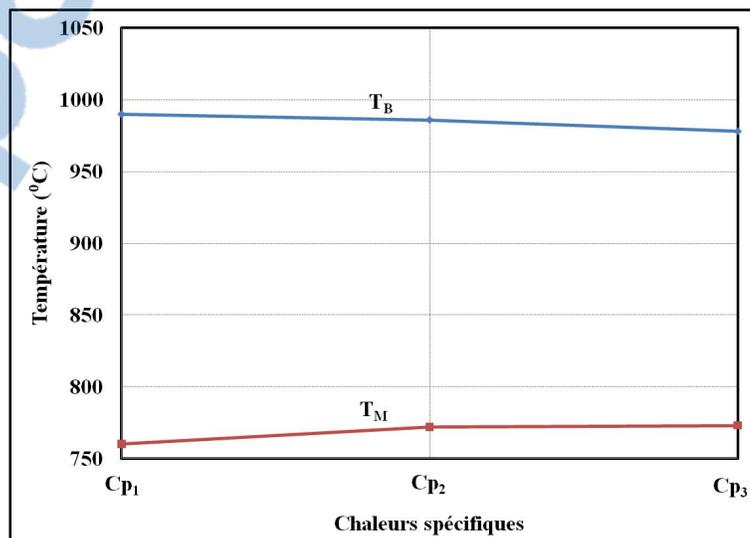


Figure 5.17  $T_B$  et  $T_M$  versus  $C_{p_i}$  définies à la figure 5.15 - HF.

## 5.4 Effets couplés

Après avoir étudié les propriétés du matériau de façon séparée, il est important de procéder à une analyse permettant de coupler les quatre propriétés du matériau afin de dégager leurs effets et les interactions pouvant exister ainsi que l'importance de chacune d'entre elles dans les cas MF et HF. Il est d'abord nécessaire de définir des intervalles de variation pour ces propriétés et les intégrer dans les modèles développés. La perméabilité magnétique relative initiale est variée entre 5 et 25 pour rester dans l'intervalle de variation déjà présenté. La température d'austénitisation  $Ac_1$  est variée entre 700 °C (équilibre thermodynamique) et 800 °C (grande vitesse de chauffe), alors que la température  $Ac_3$  est variée entre 775 °C (équilibre thermodynamique) et 875 °C (grande vitesse de chauffe). Les trois autres propriétés du matériau sont variées en respectant les décalages associés aux variations des deux températures d'austénitisation.

Pour coupler les propriétés, il est nécessaire de se baser sur des outils statistiques et une conception d'expérience. En effet, le design expérimental est le modèle le plus couramment utilisé dans l'expérimentation et dans la simulation. De plus, en utilisant une conception expérimentale basée sur des stratégies telles que les matrices orthogonales (MO) développées par Taguchi, conduit généralement à des conceptions de type fractionnaire efficace et robuste pour obtenir des informations statistiquement significatives avec un nombre minimum de tests (Box, 1978 et Ross, 1988). Le tableau 5.2 présente les facteurs et les niveaux utilisés dans la planification des simulations. En conséquence, quatre facteurs à trois niveaux au total sont considérés et la conception qui satisfait ce problème est une matrice  $L_9$  correspondant à 9 essais de simulation. Pour les deux cas MF et HF, les températures  $T_B$  et  $T_M$  sont déterminées en fonction des facteurs utilisés.

Tableau 5.2 Plan d'expérience en MF

Test	$\mu_{ri}$	$\sigma$	k	Cp	$T_B$	$T_M$
1	5	$\sigma_1$	$k_1$	Cp <sub>1</sub>	981	998
2	5	$\sigma_2$	$k_2$	Cp <sub>2</sub>	954	984
3	5	$\sigma_3$	$k_3$	Cp <sub>3</sub>	940	961
4	10	$\sigma_1$	$k_2$	Cp <sub>3</sub>	968	981
5	10	$\sigma_2$	$k_3$	Cp <sub>1</sub>	986	998
6	10	$\sigma_3$	$k_1$	Cp <sub>2</sub>	946	955
7	25	$\sigma_1$	$k_3$	Cp <sub>2</sub>	904	874
8	25	$\sigma_2$	$k_1$	Cp <sub>3</sub>	880	868
9	25	$\sigma_3$	$k_2$	Cp <sub>1</sub>	897	873

Tableau 5.3 Plan d'expérience en HF

Test	$\mu_{ri}$	$\sigma$	k	Cp	$T_B$	$T_M$
1	5	$\sigma_1$	$k_1$	Cp <sub>1</sub>	867	701
2	5	$\sigma_2$	$k_2$	Cp <sub>2</sub>	871	701
3	5	$\sigma_3$	$k_3$	Cp <sub>3</sub>	875	701
4	10	$\sigma_1$	$k_2$	Cp <sub>3</sub>	997	771
5	10	$\sigma_2$	$k_3$	Cp <sub>1</sub>	1014	761
6	10	$\sigma_3$	$k_1$	Cp <sub>2</sub>	947	771
7	25	$\sigma_1$	$k_3$	Cp <sub>2</sub>	1153	817
8	25	$\sigma_2$	$k_1$	Cp <sub>3</sub>	1044	827
9	25	$\sigma_3$	$k_2$	Cp <sub>1</sub>	1097	818

Les résultats de simulation obtenus ont été analysés statistiquement en utilisant trois critères : le % de contribution de chaque facteur dans la variation de la caractéristique et le graphique des effets moyens des facteurs sur les caractéristiques ( $T_B$  et  $T_M$ ). Les résultats expérimentaux ont été analysés statistiquement en utilisant deux indices statistiques, provenant d'ANOVA, soit le % de contribution et les effets moyens de chaque facteur sur les températures en surface. Le % de contribution d'un facteur reflète la partie de la variation totale observée dans l'expérience attribuée à ce facteur. Idéalement, la contribution de tous les facteurs considérés doit correspondre à 100 %. L'écart par rapport à 100 % représente la contribution de certains autres facteurs non contrôlés et les erreurs expérimentales. Une autre

façon intéressante d'analyser l'effet d'un facteur donné est le graphe des effets moyens. Comme les expériences ont été conçues en utilisant une matrice orthogonale, les estimations des effets moyens ne sont pas biaisées.

Globalement, les résultats obtenus de l'analyse statistique (Tableaux 5.4 et 5.5) démontrent que les températures en surface sont affectées à divers degrés par les quatre facteurs utilisés dans les essais. Dans le cas MF, le facteur prédominant est la perméabilité magnétique relative alors que les effets de la conductivité électrique et de la chaleur spécifique sont relativement moins importants. La conductivité thermique a un effet négligeable. La perméabilité magnétique relative contribue pour plus de 82 % de la variation de  $T_B$  et pour plus de 93 % de la variation de  $T_M$ . L'erreur représente moins de 3 % de la variation des deux températures. Dans le cas HF, l'effet de la perméabilité magnétique relative est plus important qu'en MF alors que les effets de la conductivité électrique, de la chaleur spécifique et de la conductivité thermique sont faibles. La perméabilité magnétique relative contribue pour plus de 89 % de la variation de  $T_B$  et pour plus de 99 % de la variation de  $T_M$ . L'erreur représente moins de 4 % de la variation des deux températures. Il faut mentionner que les interactions entre les différents facteurs sont négligeables puisque l'erreur est très faible.

Tableau 5.4 Pourcentage des contributions en MF

Caractéristiques	$\mu_{ri}$ (%)	$\sigma$ (%)	k (%)	Cp (%)	Erreur (%)
$T_B$	82,1	6,3	0	8,5	3,1
$T_M$	93,1	3,3	0	2,7	0,8

Tableau 5.5 Pourcentage des contributions en HF

Caractéristiques	$\mu_{ri}$ (%)	$\sigma$ (%)	k (%)	Cp (%)	Erreur (%)
$T_B$	89,3	1,4	2,7	3,0	3,6
$T_M$	99,4	0,0	0,3	0,3	0,0

Les diagrammes des effets en MF présentés aux figures 5.18 et 5.19 permettent de tirer des conclusions similaires. Ces deux diagrammes confirment l'importance relative de la

contribution des différents facteurs dans la variation de  $T_B$  et  $T_M$  et fournissent des indications sur la nature des relations qui permettent de les lier. À noter que la nature des effets des trois facteurs sur les deux températures suit des tendances similaires. Globalement, les températures  $T_B$  et  $T_M$  enregistrent des valeurs maximales à  $\mu_{ri}$  de l'ordre de 10 et diminuent en augmentant ou en diminuant cette valeur initiale de la perméabilité magnétique. À une valeur de  $\mu_{ri}$  de l'ordre de 5, les deux températures  $T_B$  et  $T_M$  sont respectivement de l'ordre de 885 °C et de 896 °C. Le décalage de la conductivité électrique et de la chaleur spécifique provoque une légère diminution des températures  $T_B$  et  $T_M$ .

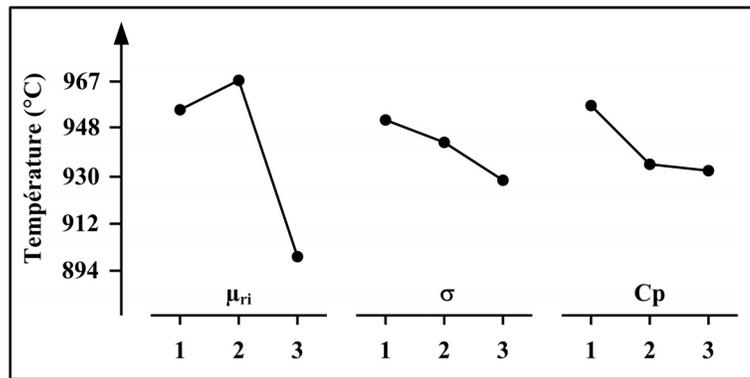


Figure 5.18 Effets des facteurs sur  $T_B$  en MF.

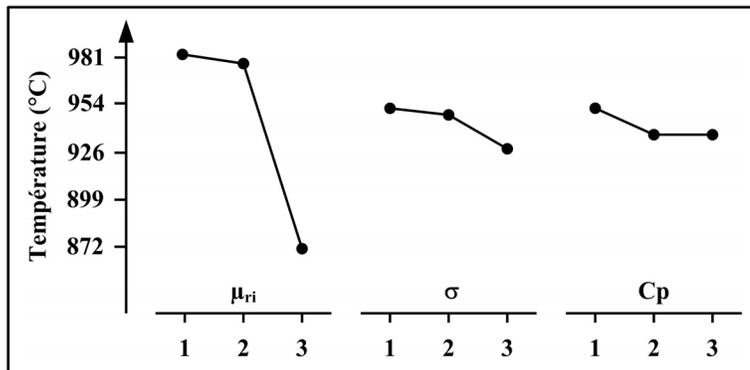
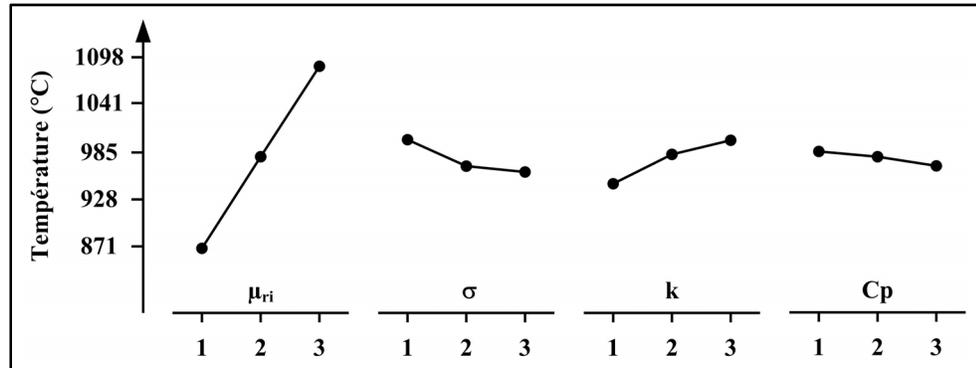
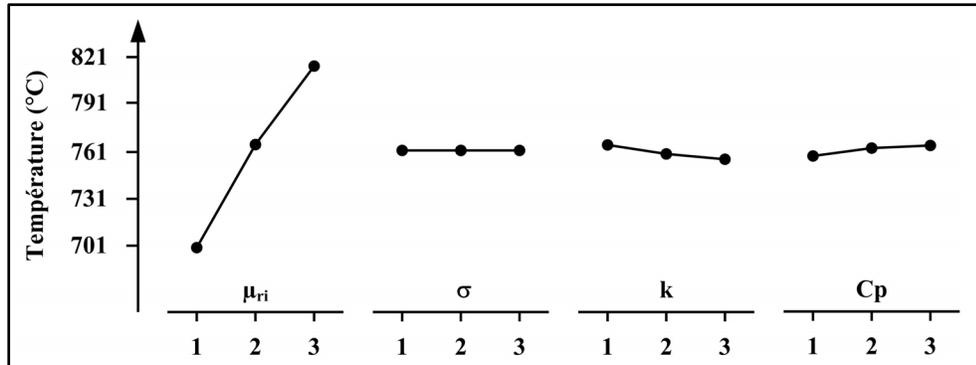


Figure 5.19 Effets des facteurs sur  $T_M$  en MF.

Dans le cas HF, les températures  $T_B$  et  $T_M$  augmentent en fonction de  $\mu_{ri}$  et elles restent quasi constantes en variant les autres facteurs. La perméabilité magnétique relative a un effet majeur sur la température en surface comparativement aux autres propriétés.



**Figure 5.20** Effets des facteurs sur  $T_B$  en HF.



**Figure 5.21** Effets des facteurs sur  $T_M$  en HF.

## 5.5 Discussion

L'étude de sensibilité des propriétés du matériau a permis de constater que la perméabilité magnétique relative est la propriété la plus importante dans le traitement thermique par induction. Cependant, l'effet de cette propriété est plus important dans le cas HF comparativement à la chauffe MF. En effet, cette propriété a un effet considérable sur les

effets électromagnétiques tels que l'effet de peau et l'effet de bord. Les autres propriétés ont moins d'effet sur les températures en surface. En l'absence de mesures hors équilibre thermodynamique, les propriétés du matériau mesurées à l'équilibre thermodynamique peuvent être utilisés dans la simulation du procédé afin d'étudier la sensibilité du profil de dureté en fonction des paramètres machine. Cependant, des mesures précises dans des conditions de chauffe rapide sont exigées si on veut développer des modèles de prédiction du profil de dureté en fonction des paramètres machine. L'étude de sensibilité des propriétés du matériau est suivie dans les prochains chapitres d'une étude de sensibilité mettant l'accent sur l'effet des paramètres machine sur le profil de dureté. Une validation expérimentale permet de calibrer le modèle développé.

## CHAPITRE 6

### PROFIL DE DURETÉ D'UNE PIÈCE CYLINDRIQUE EN FONCTION DES PARAMÈTRES MACHINE

#### 6.1 Introduction

Le développement d'un outil de prédiction du profil de dureté en fonction des paramètres machine démontrerait certainement une compréhension approfondie du procédé du traitement thermique par induction et permettrait des économies nettes en temps et en argent dans les industries qui utilisent le procédé pour traiter thermiquement des composantes mécaniques. Cependant, une telle démarche nécessite plusieurs étapes incluant la simulation et la validation expérimentale, avant de converger vers des modèles robustes et fiables, capables de prédire le profil de dureté avec une assez bonne précision.

Pour plusieurs raisons, il est plutôt opportun de commencer par établir des modèles capables de prédire les tendances générales avant d'envisager le développement de modèles de prédiction. En effet, le procédé implique plusieurs phénomènes physiques qui doivent être couplés dans les modèles. De plus, certaines propriétés des matériaux dépendent de la température et de la vitesse de chauffe. Par ailleurs, la mesure du champ de température en surface dans des conditions de chauffe rapide est difficile, et ce, même avec des caméras infrarouges de haute technologie. Enfin, la mesure du courant efficace variant à haute fréquence dans l'inducteur est encore très approximative.

L'objectif visé est donc de développer un modèle de tendance qui servira à étudier la sensibilité du profil de dureté en fonction des paramètres machine. Le modèle et les résultats de l'étude vont permettre de comprendre le comportement global du procédé et de quantifier les effets de ses paramètres sur le profil de dureté des composantes mécaniques développées. Le premier objectif de ce chapitre est de présenter les résultats de l'étude de sensibilité des températures en surface et des profondeurs durcies en fonction des paramètres du procédé appliqué à des disques de diamètre  $\phi$  105,2 mm et ayant une épaisseur de 6,6 mm à partir

d'un modèle numérique 2D axisymétrique. Le deuxième objectif est de présenter une validation expérimentale en réalisant des tests sur la machine à induction. La confrontation des résultats des simulations et des essais expérimentaux permet alors de déterminer l'écart entre le modèle et le procédé lui-même.

La section suivante de ce chapitre traite d'une comparaison sommaire entre les cas de chauffage MF et HF en se basant sur l'étude des densités du courant total et des températures dans la pièce traitée. La troisième section présente une étude quantitative détaillée permettant d'étudier l'effet des paramètres de simulation, incluant la fréquence de traitement, le temps de chauffe et la densité du courant initial ( $J_0$ ), sur la température en surface et sur la profondeur durcie. Finalement, la quatrième section compare les résultats des simulations aux résultats expérimentaux. Dans cette dernière section, une calibration est effectuée afin de déterminer les ratios de puissance permettant de relier la densité du courant initial ( $J_0$ ) à la puissance machine choisie afin de valider les recettes de développement.

## **6.2 Comportement MF et HF**

Puisque les cas de chauffage MF et HF présentent des comportements totalement différents, il apparaît nécessaire dans un premier temps de représenter les densités du courant total et les températures de surface à travers la section du disque simulé sur le bord et au plan médian. Ces données sont effectivement représentées suivant la profondeur et en fonction du temps de chauffe afin de mieux analyser l'effet des paramètres et de déterminer des liens logiques entre la densité du courant total et la distribution des températures.

Le modèle utilisé dans cette étude est celui présenté antérieurement dans le chapitre 5. Les mêmes conditions d'opération sont utilisées dans la présente section. Ainsi, les deux fréquences utilisées sont la moyenne fréquence (10 kHz) et la haute fréquence (200 kHz). Le temps moyen de chauffe est fixé à 0,5 s. La densité du courant initial est ajustée à une valeur spécifique pour permettre d'atteindre une température maximale en surface de 1000 °C. Pour

atteindre cette température, les valeurs de la densité du courant sont fixées respectivement à  $14,76 \times 10^9 \text{ A.m}^{-2}$  dans le cas MF et à  $40,9 \times 10^9 \text{ A.m}^{-2}$  dans le cas HF.

### 6.2.1 Distribution des courants induits

Les figures 6.1 et 6.2 présentent, pour un disque et dans le cas MF, respectivement les densités du courant total simulées au bord et au plan médian en fonction de la profondeur et en fonction du temps. Les courbes de densités du courant induit enregistrent des valeurs maximales en surface et les densités décroissent ensuite en fonction de la profondeur. Les valeurs maximales en surface sont sensiblement équivalentes sur le bord ( $6 \times 10^8 \text{ A.m}^{-2}$ ) et au plan médian ( $7 \times 10^8 \text{ A.m}^{-2}$ ) et elles sont distribuées sur une région plus importante sur le bord comparativement au plan médian. Puisque l'analyse électromagnétique est harmonique, le régime permanent est atteint après seulement une période ( $1/f$ ). Par conséquent, la densité des courants est considérée non nulle au temps 0 (temps pour atteindre le régime permanent, mais négligeable en comparant avec le temps de chauffe total).

De plus, la variation de ces densités en fonction du temps renseigne sur l'influence pouvant avoir les propriétés électromagnétiques du matériau. Les courbes de densités du courant total ont une forme exponentielle décroissante au début de la chauffe et ces courants sont concentrés dans une petite région faible. À la fin du temps de chauffe, les courbes des densités du courant total enregistrent des valeurs quasi constantes sur une région proche de la surface avant de décroître lentement en allant en profondeur dans le disque.

Les résultats obtenus démontrent que les champs magnétiques se concentrent beaucoup plus facilement dans les régions du bord que dans le cœur de la pièce. En conséquence, la profondeur de peau est de l'ordre de 4,5 mm aux bords et d'environ 1,5 mm au plan médian au début de la chauffe dans le cas MF. De plus, elle augmente rapidement en fonction du temps de chauffe puisque la perméabilité magnétique relative et la conductivité électrique diminuent en fonction de la température de chauffe.

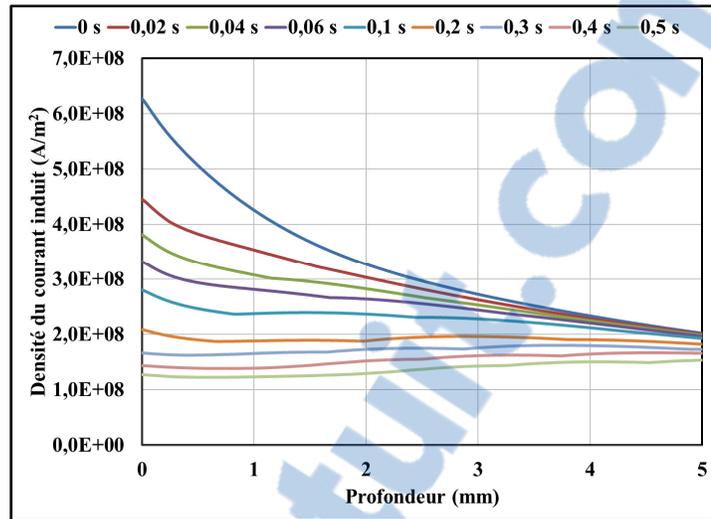


Figure 6.1 J versus la profondeur au bord - MF.

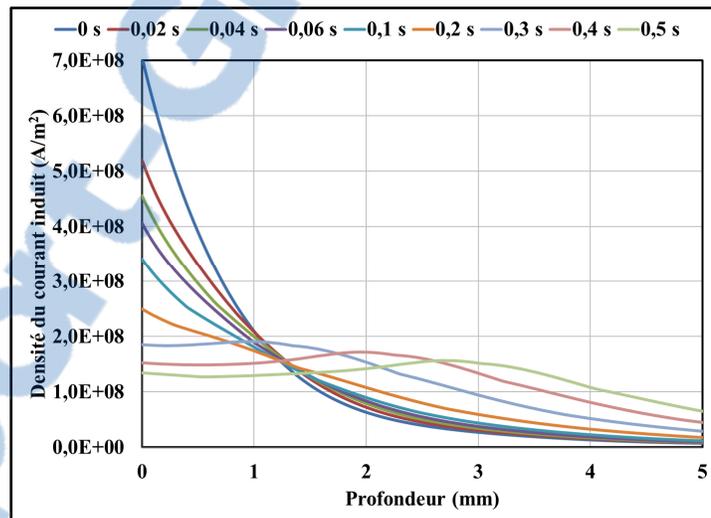


Figure 6.2 J versus la profondeur au plan médian - MF.

Dans le cas HF (Figures 6.3 et 6.4), les densités du courant total sont distribuées dans une région moins importante comparativement au cas MF sur le bord et au plan médian. Quant aux valeurs maximales des densités du courant total en surface, elles sont du même ordre de grandeur sur le bord et au plan médian ( $10^9 \text{ A.m}^{-2}$ ). De plus, l'effet de peau est beaucoup plus important au bord comparativement au plan médian. La profondeur de peau au début de la

chauffé est de 2 mm sur le bord et de 0,4 mm au plan médian. Cette profondeur augmente rapidement suivant le temps de chauffe au bord et elle varie sensiblement peu au plan médian. De plus, la densité du courant total en surface diminue de façon drastique en fonction du temps de chauffe.

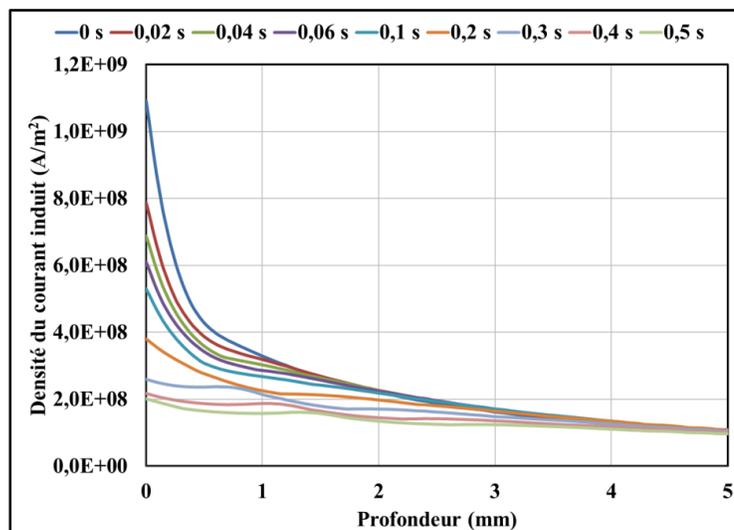


Figure 6.3 J versus la profondeur au bord en HF.

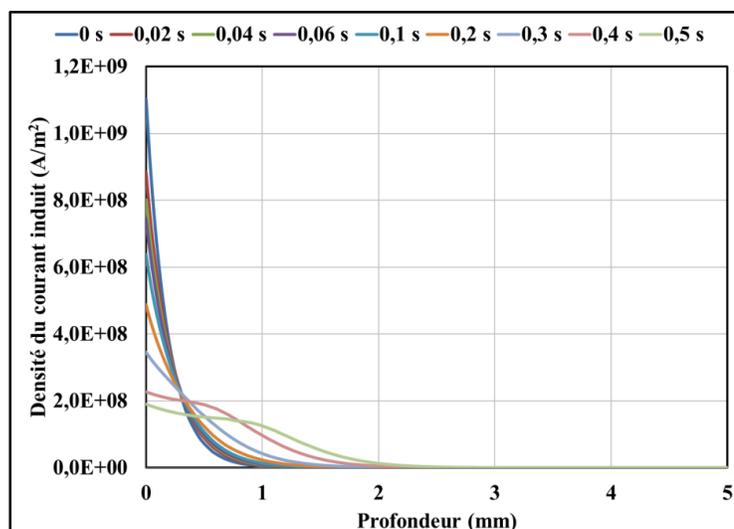


Figure 6.4 J versus la profondeur au plan médian en HF.

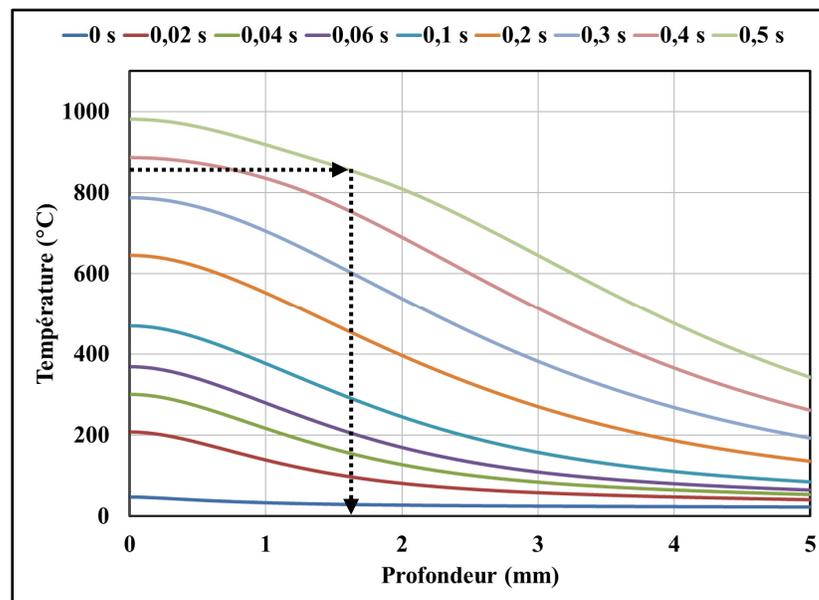
Tant en MF qu'en HF, les valeurs maximales des densités du courant en surface à la fin de chauffe sont d'environ 5 à 6 fois moins importantes que celles au début de la chauffe. De plus, ces valeurs sont plus importantes dans le cas HF que dans le cas MF, par contre, les courants sont concentrés sur des régions plus restreintes dans le cas HF. La diminution de la densité des courants induits peut être expliquée par la diminution de la perméabilité magnétique relative et de la conductivité électrique du matériau. Le rapport entre les profondeurs de peau sur le bord et au plan médian dans le cas HF (environ 8) est le double de celui trouvé pour le cas MF. Au bord, la situation est plus complexe vu que les champs électromagnétiques pénètrent plus facilement la pièce dans les deux directions, radiale (profondeur) et axiale (épaisseur) et les courants sont distribués en profondeur sur le bord des pièces.

La densité du courant total dans la pièce a un effet considérable sur la chaleur générée par les courants induits. La valeur maximale des densités du courant total et la profondeur de peau ont un effet direct sur la puissance thermique fournie à la pièce lors de la chauffe par induction. La distribution de température dans la pièce traitée est le résultat de la chaleur générée sous l'effet Joule. L'intégration mathématique de cette énergie aide à quantifier la portion de la puissance moyenne fournie à la pièce durant la chauffe. La puissance  $P_S$  dans le cas MF est de 75,5 kW alors que le courant approximatif est de 16,8 kA. La puissance  $P_S$  dans le cas HF est environ deux fois plus petite pour avoir 1000 °C en surface (43,3 kW) et le courant est 5 fois plus faible que celui en MF (3,4 kA).

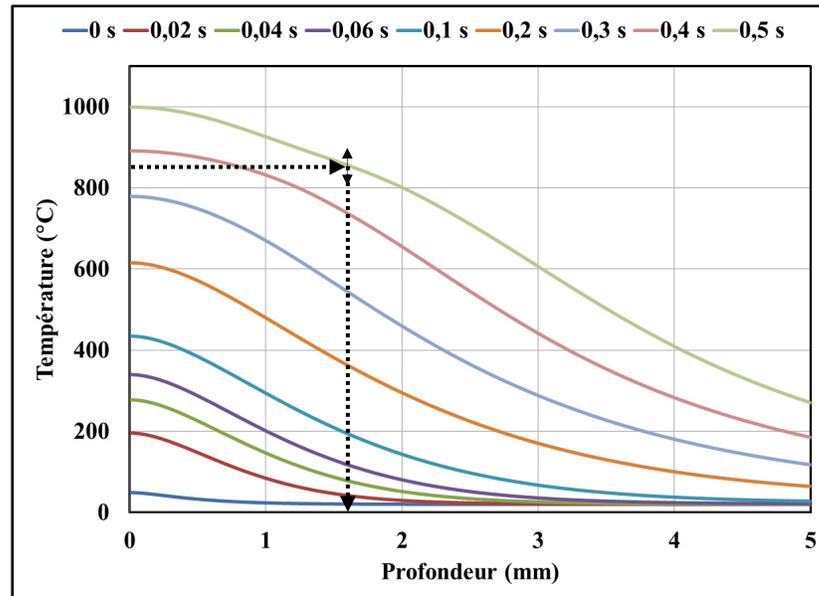
## 6.2.2 Distribution de la température

Les figures 6.5 et 6.6 présentent, en fonction de la profondeur, les courbes de température sur le bord et au plan médian dans les cas MF. Les températures maximales sont enregistrées en surface et elles augmentent en fonction du temps de chauffe. Les courbes des températures démontrent que les températures diminuent rapidement en fonction de la profondeur. En effet, la chaleur générée n'a pas suffisamment de temps pour pénétrer le cœur de la pièce. De plus, en surface, les valeurs de températures sont comparables, mais en profondeur, celles

aux bords sont légèrement plus importantes que celles au plan médian. La zone chauffée sur le bord atteint 320 °C à une profondeur de 5 mm et 260 °C au plan médian à la même profondeur. Globalement, ces courbes sont similaires sur le bord et au plan médian suggérant comme conclusion que le profil de dureté est uniforme à travers la section de la pièce. Par contre, si la température de 600 °C est supposée une température critique ayant un effet considérable sur la microstructure du matériau, elle correspond à une profondeur de 3,2 mm sur le bord et de 3 mm au plan médian. En ce qui concerne les profondeurs durcies, si l'hypothèse stipulant que toutes les régions chauffées au-dessus de la température  $A_{c3}$  deviennent martensite dure après refroidissement est satisfaisante, il est possible d'apprécier la profondeur durcie dans les deux positions. Si on suppose que  $A_{c3}$  est de l'ordre de 850 °C, les flèches en ligne interrompue indiquent une première approximation des profondeurs durcies. Ainsi, cette profondeur est autour de 1,6 mm sur le bord et au plan médian.



**Figure 6.5** T versus la profondeur au bord en MF.



**Figure 6.6 T versus la profondeur au plan médian en MF.**

Dans le cas HF (Figures 6.7 et 6.8), les températures sont plus grandes au bord qu'au plan médian. De plus, pour des profondeurs faibles, les valeurs maximales de températures enregistrent un décalage de 200 °C entre le bord et le plan médian. Cependant, à une profondeur de 5 mm, les températures au bord et au plan médian sont du même ordre. La courbe de température suivant la profondeur à la fin de chauffe permet de prédire la région durcie et laisse croire que la région au voisinage des bords est transformée en martensite dure alors que celle au plan médian de la pièce n'atteint pas la température nécessaire pour la transformation martensitique. De même, si la température de 600 °C est supposée une hypothèse légitime pour affecter la microstructure, les profondeurs affectées sont de 1,7 mm sur le bord et de 1,4 mm au plan médian. Si on suppose que  $A_{c3}$  est de l'ordre de 850 °C et en analysant les deux figures, on observe que la transformation austénitique est survenue seulement sur le bord de la pièce. La profondeur durcie sur le bord est de 0,8 mm, sachant que la région médiane n'est pas transformée complètement en martensite puisque la température finale en surface ne dépasse pas 840 °C.

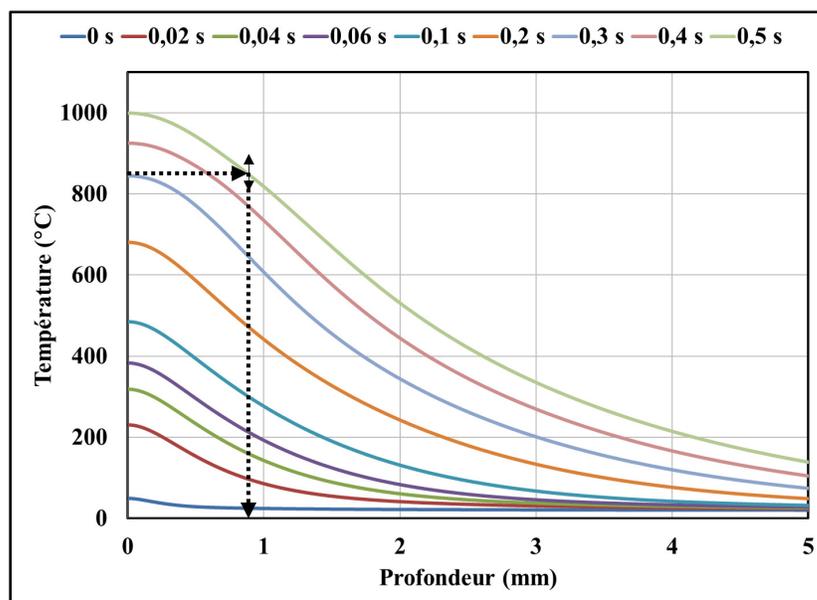


Figure 6.7 T versus la profondeur au bord en HF.

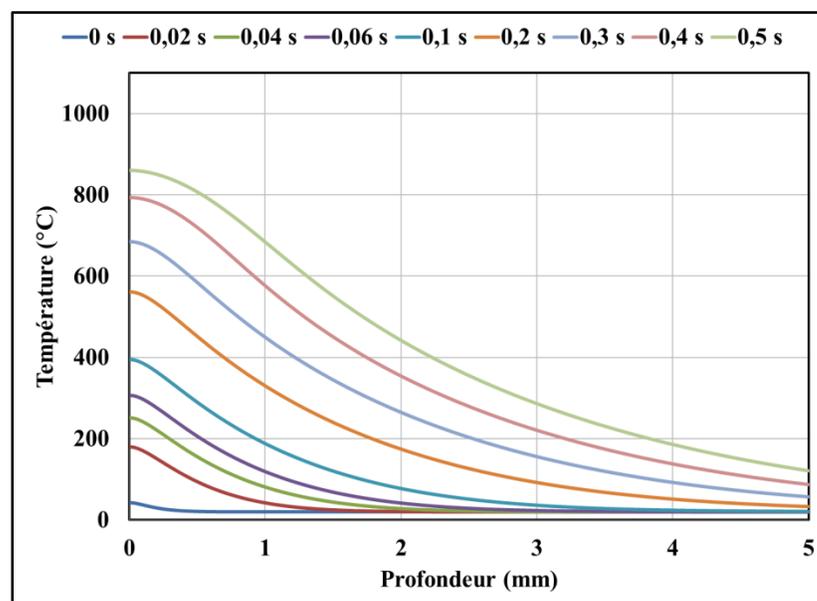


Figure 6.8 T versus la profondeur au plan médian en HF.

### 6.2.3 Discussion

Les courbes de température dans les cas MF et HF ont des allures différentes. En effet, les températures sont distribuées sur des régions plus larges dans le cas MF et, en conséquence, l'énergie moyenne créée durant la chauffe est plus importante comparativement au cas HF. Le profil de température finale dans la pièce a un effet direct sur le profil de dureté obtenu et sur l'évolution de celui-ci en fonction de la profondeur (dureté en surface et profondeur durcie). En analysant les courbes de température, on peut observer clairement que la chaleur est beaucoup plus concentrée sur la région avoisinante la surface dans le cas HF comparativement au cas MF. Ce constat a un effet direct sur le profil de dureté, et il devient intéressant d'étudier la variation de la profondeur durcie en fonction de la variation de la température en surface. Ainsi, si la courbe de température correspondant au temps total de chauffe (0,5 s) de la figure 6.5 est décalée en haut ou en bas de  $\pm 50$  °C, la profondeur durcie varie de  $\pm 0,8$  mm autour de 1,6 mm. Une variation de température de  $\pm 50$  °C de la courbe de température correspondant au temps de chauffe totale (0,5 s) de la figure 6.7 conduit à une variation de la profondeur durcie de  $\pm 0,2$  mm autour de 0,8 mm. En effet, les profondeurs durcies sont moins sensibles aux températures en surface dans le cas HF comparativement au cas MF.

Cette première exploration a permis de mieux comprendre la distribution des densités du courant total et des températures dans les cas MF et HF et à travers la section d'une pièce cylindrique. De plus, il était possible de constater que les propriétés du matériau ont un effet sur la distribution de la température de surface et d'estimer grossièrement ensuite la profondeur durcie tout en distinguant les deux chauffés MF des HF et bien différencier les résultats aux bords et au plan médian. Pour faire suite à cette étude, il devient important de mettre en place une étude quantitative pour étudier la sensibilité du profil de dureté à la variation des paramètres de simulation afin de dégager les effets de chaque paramètre sur la température en surface et sur la profondeur durcie. Les résultats obtenus sont validés ensuite à l'aide d'une batterie de tests expérimentaux réalisés sur la machine à induction.

### 6.3 Étude de sensibilité globale

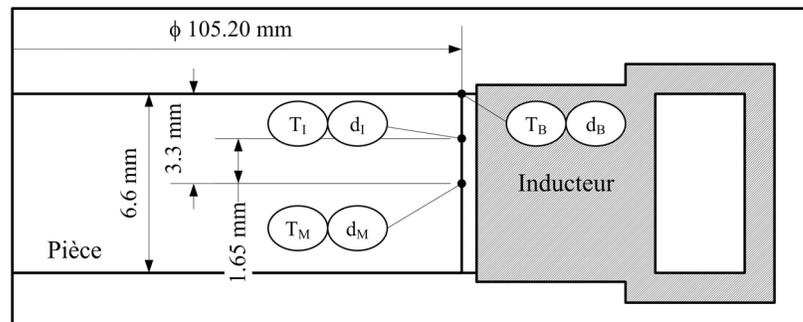
Avant d'entamer une étude quantitative, il est nécessaire de choisir les paramètres de simulation qui permettent de couvrir une certaine étendue de validité du procédé. La température maximale obtenue en surface est retenue comme étant le critère le plus prometteur dans la détermination de la profondeur durcie en simulation. Pour traiter thermiquement par induction une pièce à géométrie simple, un cycle typique de chauffage est constitué d'une étape de chauffe et d'une étape de diffusion avant la trempe. Ce temps de diffusion est technologiquement obligatoire entre la fin de chauffe et le début de la douche et il est imposé par le déplacement mécanique de la pièce à la fin de chauffe de la position de chauffe (inducteur) vers la position de douche (0,2 s). À cet effet, une étude menée par simulation a permis de quantifier l'effet de ce temps de diffusion et il a été conclu que seulement le temps de chauffe est considéré (*Voir Annexe V*, pp. 180).

La fréquence de traitement est affectée à 10 kHz pour la moyenne fréquence et à 200 kHz pour la haute fréquence. Le temps de chauffe est fixé à l'une des trois valeurs 0,25 s, 0,50 s et 1,00 s. La densité du courant initial ( $J_0$ ) est ajustée à des valeurs spécifiques de façon à atteindre la température de surface visée qui débute à 900 °C. Il est important de rappeler que les paramètres de simulation sont la densité du courant initiale dans l'inducteur ( $A.m^{-2}$ ), la fréquence de traitement (kHz) et le temps de chauffe (s) alors que les paramètres machine sont la puissance machine (kW), la fréquence du générateur (kHz) et le temps de chauffe (s). Le tableau 6.1 présente les paramètres de simulation utilisés lors de cette étude.

Tableau 6.1 Paramètres de simulation

Fréquence (kHz)	Temps de chauffe (s)	Densité du courant ( $A.m^{-2}$ )	Températures (°C)
10	0,25, 0,50 et 1,00	$J_{01}$ (à ajuster)	[900 – 1200]
200	0,25, 0,50 et 1,00	$J_{02}$ (à ajuster)	[900 – 1400]

Les températures en surface et les profondeurs durcies sont déterminées en 3 positions telles qu'illustrées à la figure 6.9. Ces positions sont : le bord (B), une position au plan médian (M) et une position intermédiaire (I). Le choix de ces positions permet de mieux caractériser les profils de température finale en surface mesurée dans le disque. L'hypothèse utilisée pour déterminer la profondeur durcie stipule que toute zone chauffée au-dessus de la température  $A_{c3}$  devient martensite après refroidissement. Cette température est fixée à 850 °C pour l'ensemble des analyses à venir.



**Figure 6.9** Positions de lecture des  $T_i$  et des  $d_i$ .

### 6.3.1 Chauffage MF

Le tableau 6.2 résume les valeurs calculées de température en surface ( $T_B$ ,  $T_I$  et  $T_M$ ) et des profondeurs durcies ( $d_B$ ,  $d_I$  et  $d_M$ ) en fonction du temps de chauffe et de la densité du courant imposé dans l'inducteur dans le cas MF. À première vue, les valeurs des températures en surface et des profondeurs durcies aux trois positions sont quasi identiques quels que soient les paramètres de simulation et confirment une certaine concordance avec les résultats de la deuxième section. L'écart entre les températures  $T_M$  et  $T_B$  est faible à une densité de courant  $J_0$  faible et augmente en fonction de  $J_0$  sans qu'il y ait un écart significatif entre les profondeurs durcies. En effet, les températures en surface sont du même ordre pour les trois positions, quoique les valeurs enregistrées au plan médian soient légèrement plus hautes que celles sur le bord. En ce qui concerne les profondeurs durcies, elles sont quasi identiques confirmant ainsi que l'effet de bord est négligeable dans le cas MF. La valeur de la densité

du courant initial ( $J_0$ ) nécessaire pour provoquer une transformation austénitique ( $T_M$  de l'ordre de 900 °C) est de l'ordre de  $1,79 \times 10^{10}$  A.m<sup>-2</sup> pour un temps de 0,25 s et diminue à  $1,06 \times 10^{10}$  A.m<sup>-2</sup> pour un temps de 1,00 s. Il est donc possible de constater que le temps a un certain effet non linéaire sur les températures et sur les profondeurs durcies. Ce paramètre joue certainement un rôle important dans la diffusion d'énergie créée dans les zones proches de la surface de la pièce.

Tableau 6.2 Températures en surface et profondeurs durcies obtenues en fonction des paramètres de simulation dans le cas MF

Temps de chauffe (s)	Densité du courant (A.m <sup>-2</sup> )	Température en surface (°C)			Profondeur durcie (mm)		
		T <sub>B</sub>	T <sub>I</sub>	T <sub>M</sub>	d <sub>B</sub>	d <sub>I</sub>	d <sub>M</sub>
<b>0,25</b>	<b><math>1,79 \times 10^{10}</math></b>	<b>895</b>	<b>897</b>	<b>900</b>	<b>0,85</b>	<b>0,85</b>	<b>0,8</b>
0,25	$1,83 \times 10^{10}$	915	920	922	1,05	1	0,95
0,25	$1,88 \times 10^{10}$	938	948	946	1,25	1,2	1,15
0,25	$1,92 \times 10^{10}$	968	982	980	1,40	1,35	1,3
0,25	$1,97 \times 10^{10}$	1006	1021	1020	1,55	1,50	1,45
0,25	$2,01 \times 10^{10}$	1046	1061	1062	1,70	1,65	1,60
0,25	$2,06 \times 10^{10}$	1086	1103	1105	1,85	1,80	1,70
<b>0,50</b>	<b><math>1,37 \times 10^{10}</math></b>	<b>893</b>	<b>899</b>	<b>900</b>	<b>0,95</b>	<b>1</b>	<b>1</b>
0,50	$1,40 \times 10^{10}$	914	923	924	1,20	1,20	1,20
0,50	$1,44 \times 10^{10}$	940	951	953	1,45	1,45	1,45
0,50	$1,47 \times 10^{10}$	973	987	992	1,65	1,65	1,65
0,50	$1,50 \times 10^{10}$	1015	1029	1034	1,85	1,85	1,85
0,50	$1,54 \times 10^{10}$	1057	1071	1078	2	2	2
0,50	$1,57 \times 10^{10}$	1111	1116	1122	2,15	2,15	2,15
<b>1,00</b>	<b><math>1,06 \times 10^{10}</math></b>	<b>891</b>	<b>897</b>	<b>900</b>	<b>1,10</b>	<b>1,15</b>	<b>1,2</b>
1,00	$1,08 \times 10^{10}$	915	923	927	1,45	1,50	1,50
1,00	$1,11 \times 10^{10}$	944	953	959	1,70	1,75	1,75
1,00	$1,13 \times 10^{10}$	981	993	1000	1,95	2	2
1,00	$1,16 \times 10^{10}$	1025	1037	1044	2,20	2,25	2,25
1,00	$1,19 \times 10^{10}$	1071	1082	1090	2,45	2,45	2,45
1,00	$1,21 \times 10^{10}$	1118	1129	1137	2,65	2,65	2,65

Les figures 6.10 et 6.11 présentent l'évolution des températures (T<sub>B</sub>, T<sub>I</sub> et T<sub>M</sub>) et des profondeurs durcies (d<sub>B</sub>, d<sub>I</sub> et d<sub>M</sub>) en fonction de l'incrément de  $J_0$  dans l'inducteur pour

un temps de chauffe de 0,50 s. Les trois températures sont à environ 900 °C à une valeur  $J_0$  de départ de  $1,37 \times 10^{10}$  A.m<sup>-2</sup> permettant de provoquer une transformation austénitique et ensuite une région martensitique profonde de 1 mm. Une faible augmentation de  $J_0$  de 2,5 % entraîne une faible augmentation de la température d'environ 25 °C, mais la profondeur durcie devient 1,2 mm. Une variation de  $\pm 2,5$  % autour de  $1,47 \times 10^{10}$  A.m<sup>-2</sup>, représentant 7,5 % de plus que la valeur de départ, entraîne une variation de température de  $\pm 40$  °C et de  $\pm 0,2$  mm au niveau des profondeurs durcies. Globalement, les comportements des températures et des profondeurs durcies en fonction de la densité du courant initial pour les trois temps de chauffe sont similaires pour le cas MF. De plus, il existe une relation quasi linéaire entre les températures et les profondeurs durcies d'une part et l'accroissement de  $J_0$  d'autre part. Il est aussi intéressant de remarquer que la puissance reçue par la pièce ( $P_S$ ) varie de façon linéaire en fonction de la densité du courant imposé dans l'inducteur (Figure 6.12). Ainsi, une augmentation de la densité du courant de 2,5 % correspond à une augmentation de la puissance de 10 kW pour un temps de chauffe de 0,25 s, de 6 kW pour un temps de chauffe de 0,50 s et de 4 kW pour un temps de chauffe de 1,00 s. Une variation de  $\pm 6$  kW de la puissance  $P_S$  pour un temps de chauffe conduit à une variation des profondeurs durcies  $d_B$ ,  $d_I$  et  $d_M$  de  $\pm 0,2$  mm.

La puissance  $P_S$  est déterminée en intégrant la densité de puissance instantanée générée par induction sur le volume de la pièce et en calculant la moyenne durant le temps de chauffe (6.1)

$$P_S = \frac{\sum_{i=1}^{\frac{tc}{\Delta t}} \int_V (Q_{Ind})_i dV}{\frac{tc}{\Delta t}} \quad (6.1)$$

où,  $P_S$  est la puissance fournie à la pièce durant la chauffe,  $Q_{Ind}$  est la densité de chaleur créée par induction,  $tc$  est le temps de chauffe et  $\Delta t$  est le pas de temps.

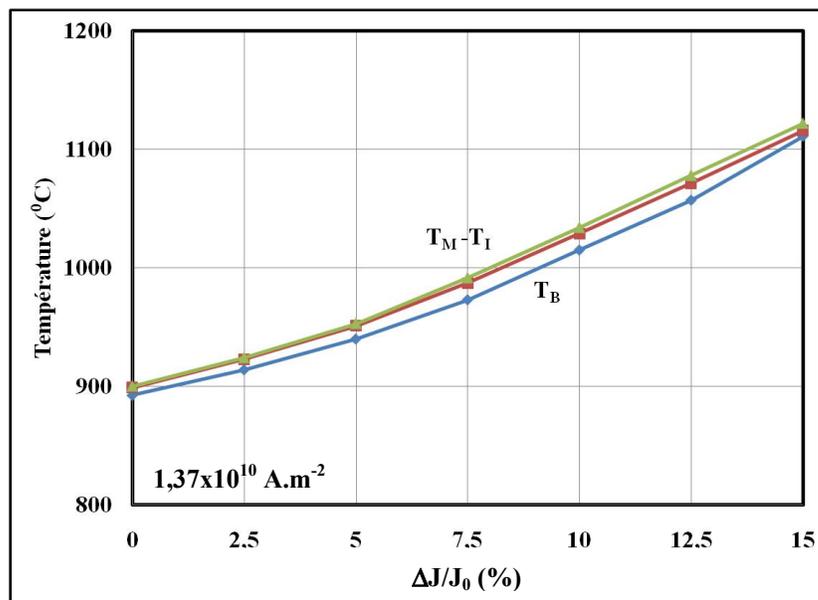


Figure 6.10 Effet de  $J_0$  sur les températures en MF (0,50 s).

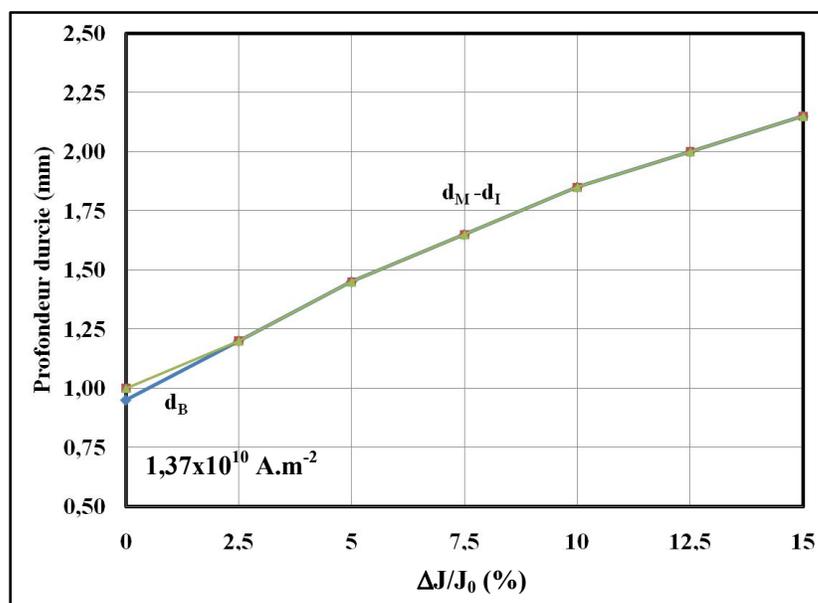
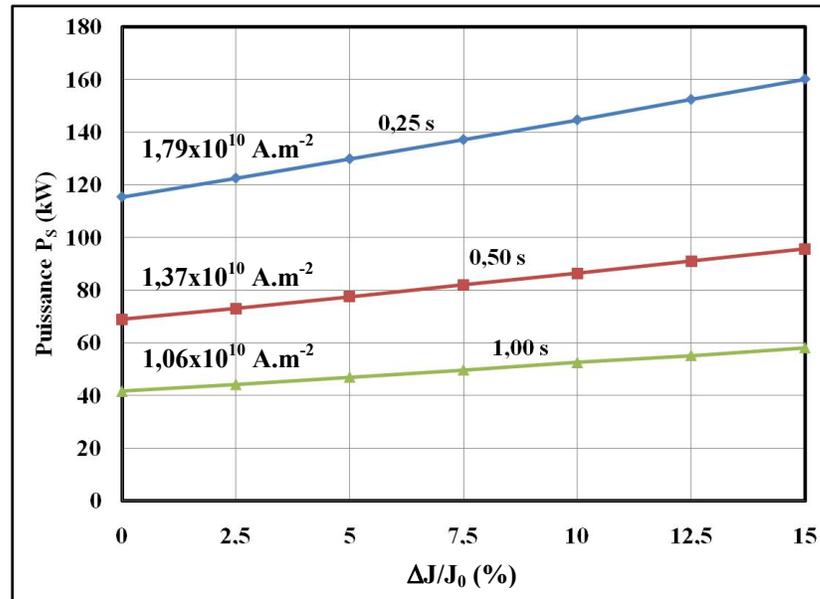


Figure 6.11 Effet de  $J_0$  sur les profondeurs durcies en MF (0,50 s).



**Figure 6.12** Puissance reçue par la pièce versus  $J_0$  en MF.

À partir des résultats obtenus, il est possible d'établir une relation linéaire entre les températures en surface et les profondeurs durcies en fonction de la puissance reçue par la pièce ( $P_S$ ) et le temps de chauffe ( $t_c$ ) en utilisant une régression linéaire multiple. Les équations 6.2, 6.3, 6.4, 6.5 et 6.6 présentent des modèles pouvant être utilisés pour prédire les deux grandeurs en fonction de  $P_S$  et  $t_c$  dans les domaines [ $40 \text{ kW} \leq P_S \leq 160 \text{ kW}$ ] et [ $0,25 \text{ s} \leq t_c \leq 2 \text{ s}$ ].

$$(T_B, T_I) = 438,9413 - 177,3027 \cdot t_c + 0,784 \cdot P_S + 13,9 \cdot t_c \cdot P_S \quad (6.2)$$

$$T_M = 422,3055 - 182,9236 \cdot t_c + 0,8135 \cdot P_S + 14,6457 \cdot t_c \cdot P_S \quad (6.3)$$

$$d_B = -1,7379 - 0,7096 \cdot t_c + 0,0026 \cdot P_S + 0,0853 \cdot t_c \cdot P_S \quad (6.4)$$

$$d_I = -1,6335 - 0,6764 \cdot t_c + 0,0018 \cdot P_S + 0,0841 \cdot t_c \cdot P_S \quad (6.5)$$

$$d_M = -1,5361 - 0,7451 \cdot t_c + 0,0006 \cdot P_S + 0,0849 \cdot t_c \cdot P_S \quad (6.6)$$

Une analyse statistique réalisée sur ces modèles a permis de comparer la concordance entre les grandeurs calculées par simulation et celles prédites avec les modèles présentés ci-dessus.

Le tableau 6.3 présente une synthèse d'une étude comparative entre les valeurs calculées et celles prédites avec les modèles de régression. Ces résultats permettent de confirmer que les coefficients de corrélations pour les températures et pour les profondeurs durcies sont très grands, confirmant que pratiquement plus de 95 % de fluctuation est exprimé par les deux paramètres de simulation (temps de chauffe et puissance fournie à la pièce). L'analyse de la variance permet de constater que l'écart type est très faible pour les températures et pour les profondeurs durcies. À la lumière de ces résultats, il est possible de conclure que les modèles développés peuvent être utilisés pour prédire de manière fiable la température et la profondeur durcie en fonction des paramètres de simulation.

Tableau 6.3 Performances des modèles de régression en MF

Critère	T <sub>B</sub>	T <sub>I</sub>	T <sub>M</sub>	d <sub>B</sub>	d <sub>I</sub>	d <sub>M</sub>
R <sup>2</sup>	0,984	0,954	0,989	0,991	0,993	0,996
Écart-type	9,83	14,53	8,55	0,0508	0,0451	0,0402

### 6.3.2 Chauffage HF

Les températures et les profondeurs durcies obtenues par simulation en fonction des paramètres de simulation sont synthétisées dans le tableau 6.4. Les valeurs obtenues des températures et des profondeurs durcies confirment les conclusions de la deuxième section à savoir qu'il y a un écart important de température entre le bord et le plan médian et que les bords se transforment en austénite bien avant le plan médian de la pièce. Les températures en surface ne sont pas les mêmes d'une position à l'autre et elles sont plus importantes sur le bord comparativement au plan médian. En ce qui concerne les profondeurs durcies, elles sont plus importantes sur le bord comparativement au plan médian laissant croire que l'effet de bord est très présent. La valeur de la densité du courant initiale ( $J_0$ ) nécessaire pour provoquer une transformation martensitique est de l'ordre de  $4,52 \times 10^{10}$  A.m<sup>-2</sup> pour un temps de chauffe de 0,25 s et diminue à environ  $3,12 \times 10^{10}$  A.m<sup>-2</sup> en augmentant quatre fois le temps de chauffe (1,00 s).

Tableau 6.4 Températures en surface et profondeurs durcies obtenues en fonction des paramètres de simulation dans le cas HF

Temps de chauffe (s)	Densité du courant ( $A.m^{-2}$ )	Température ( $^{\circ}C$ )			Profondeur durcie (mm)		
		$T_B$	$T_I$	$T_M$	$d_B$	$d_I$	$d_M$
<b>0,25</b>	<b><math>4,52 \times 10^{10}</math></b>	<b>900</b>	<b>808</b>	<b>745</b>	<b>0,40</b>	<b>0</b>	<b>0</b>
0,25	$4,74 \times 10^{10}$	954	851	796	0,60	0,20	0
0,25	$4,97 \times 10^{10}$	1008	894	847	0,75	0,35	0
0,25	$5,19 \times 10^{10}$	1083	947	885	0,90	0,50	0,20
0,25	$5,42 \times 10^{10}$	1158	1000	922	1,00	0,70	0,45
0,25	$5,65 \times 10^{10}$	1245	1071	976	1,10	0,80	0,60
0,25	$5,87 \times 10^{10}$	1331	1142	1029	1,25	0,95	0,75
<b>0,50</b>	<b><math>3,75 \times 10^{10}</math></b>	<b>900</b>	<b>826</b>	<b>774</b>	<b>0,50</b>	<b>0</b>	<b>0</b>
0,50	$3,94 \times 10^{10}$	957	871	821	0,70	0,30	0,15
0,50	$4,13 \times 10^{10}$	1014	915	869	0,95	0,55	0,30
0,50	$4,31 \times 10^{10}$	1091	977	915	1,10	0,75	0,5
0,50	$4,50 \times 10^{10}$	1169	1038	960	1,25	0,95	0,70
0,50	$4,69 \times 10^{10}$	1259	1117	1024	1,45	1,10	0,90
0,50	$4,88 \times 10^{10}$	1350	1196	1087	1,60	1,30	1,05
<b>1,00</b>	<b><math>3,12 \times 10^{10}</math></b>	<b>900</b>	<b>844</b>	<b>808</b>	<b>0,60</b>	<b>0</b>	<b>0</b>
1,00	$3,28 \times 10^{10}$	958	891	850	0,90	0,40	0,30
1,00	$3,44 \times 10^{10}$	1015	937	892	1,15	0,80	0,55
1,00	$3,59 \times 10^{10}$	1095	1008	948	1,35	1,05	0,85
1,00	$3,75 \times 10^{10}$	1175	1078	1005	1,55	1,30	1,10
1,00	$3,90 \times 10^{10}$	1271	1168	1090	1,75	1,55	1,35
1,00	$4,06 \times 10^{10}$	1367	1257	1175	1,95	1,75	1,55

Selon les figures 6.13 et 6.14, les trois températures  $T_B$ ,  $T_I$  et  $T_M$  sont de l'ordre respectivement de  $900^{\circ}C$ ,  $826^{\circ}C$  et  $774^{\circ}C$  et la profondeur durcie  $d_B$  est de  $0,50$  mm, alors que les profondeurs durcies à la position intermédiaire et au plan médian sont nulles pour un temps de chauffe de  $0,50$  s et pour un  $J_0$  de l'ordre de  $3,75 \times 10^{10} A.m^{-2}$ . Une faible augmentation de  $J_0$  de 5 % entraîne une faible augmentation des trois températures d'environ  $55^{\circ}C$  et cette légère augmentation est accompagnée d'une croissance des trois profondeurs durcies  $d_B$ ,  $d_I$  et  $d_M$  de l'ordre de  $0,20$  mm. Une variation de  $\pm 5\%$  autour de  $4,31 \times 10^{10} A.m^{-2}$  (20 % de plus que la valeur de départ), entraîne une variation moyenne de température de

$\pm 80$  °C pour  $T_B$ , de  $\pm 65$  °C pour  $T_I$  et de  $\pm 45$  °C pour  $T_M$  et une variation des profondeurs  $d_B$  de  $\pm 0,20$  mm,  $d_I$  de  $\pm 0,20$  mm,  $d_M$  de  $\pm 0,20$  mm.

Encore une fois, la puissance  $P_S$  varie de façon linéaire en fonction de la densité du courant imposé dans l'inducteur (Figure 6.15). Encore une fois, il est aussi intéressant de remarquer que la puissance reçue par la pièce ( $P_S$ ) varie de façon quasi linéaire en fonction de la densité du courant imposé dans l'inducteur (Figure 7.12). Ainsi, une augmentation de la densité du courant de 5 % correspond à une augmentation de la puissance de 7 kW pour un temps de chauffe de 0,25 s, de 5 kW pour un temps de chauffe de 0,50 s et de 2 kW pour un temps de chauffe de 1,00 s. Une variation de  $\pm 5$  kW entraîne la variation des profondeurs durcies d'environ 0,20 mm.

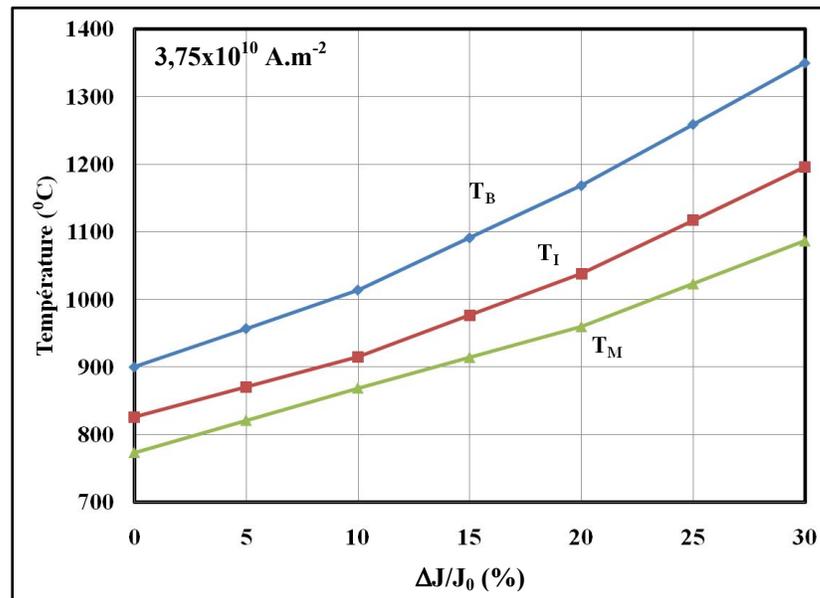


Figure 6.13 Effet de  $J_0$  sur les températures en HF (0,50 s).

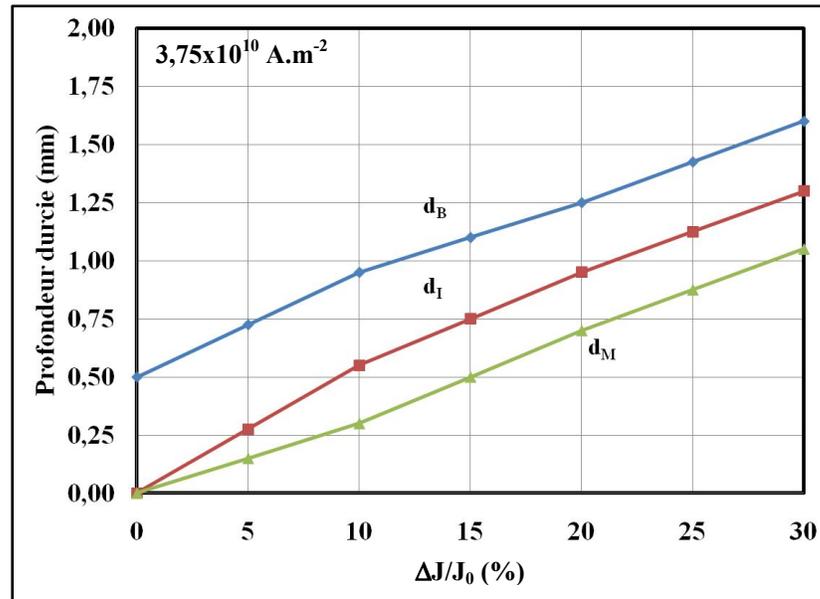


Figure 6.14 Effet de  $J_0$  sur les profondeurs durcies en HF (0,50 s).

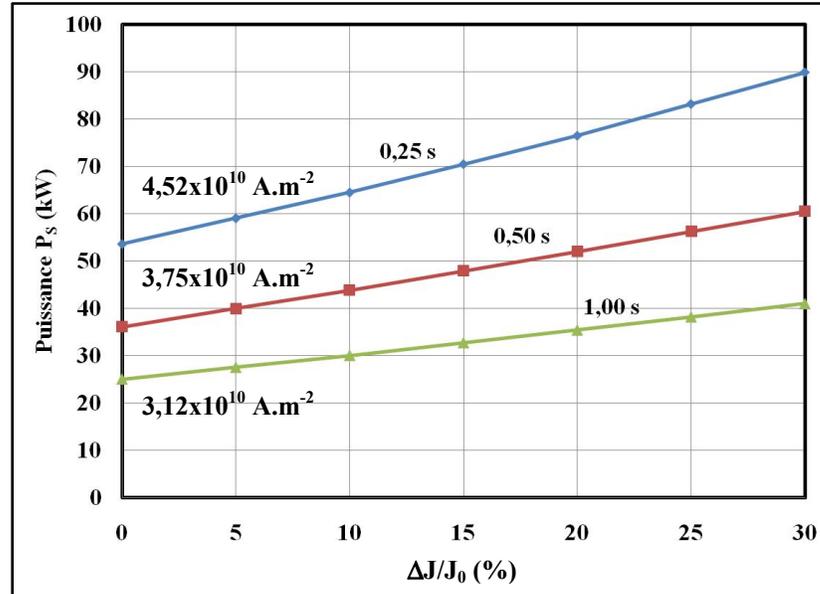


Figure 6.15 Puissance reçue par la pièce versus  $J_0$  en HF.

La régression linéaire multiple permet d'élaborer des modèles de prédiction des températures en surface et des profondeurs durcies en fonction de  $P_s$  et  $t_c$  dans le cas HF dans les domaines  $[25 \text{ kW} \leq P_s \leq 80 \text{ kW}]$  et  $[0,25 \text{ s} \leq t_c \leq 2 \text{ s}]$ . Les équations 6.7, 6.8, 6.9, 6.10, 6.11

et 6.12 présentent ces modèles pouvant être utilisés pour prédire les températures  $T_B$ ,  $T_I$  et  $T_M$ , ainsi que les profondeurs  $d_B$ ,  $d_I$  et  $d_M$ .

$$T_B = 386,4948 - 304,6408 \cdot tc + 4,3965 \cdot P_S + 27,0676 \cdot tc \cdot P_S \quad (6.7)$$

$$T_I = 403,9851 - 262,7212 \cdot tc + 2,7103 \cdot P_S + 24,2851 \cdot tc \cdot P_S \quad (6.8)$$

$$T_M = 410,6807 - 195,4317 \cdot tc + 2,2142 \cdot P_S + 20,6946 \cdot tc \cdot P_S \quad (6.9)$$

$$d_B = -0,5772 - 0,8345 \cdot tc + 0,0031 \cdot P_S + 0,0801 \cdot tc \cdot P_S \quad (6.10)$$

$$d_I = -1,2638 - 1,1231 \cdot tc + 0,0041 \cdot P_S + 0,0981 \cdot tc \cdot P_S \quad (6.11)$$

$$d_M = -1,2435 - 0,9493 \cdot tc + 0,0026 \cdot P_S + 0,0885 \cdot tc \cdot P_S \quad (6.12)$$

Une analyse statistique est effectuée afin de valider la robustesse des modèles établis et pour comparer la concordance entre les températures en surface calculées par simulation et celles prédites avec les modèles présentés ci-dessus. Tels que présentés au tableau 6.5, les coefficients de corrélations sont supérieurs à 98 % pour les deux grandeurs simulées et les écarts-types sont très faibles ne dépassant pas 17 °C pour les températures et 0,075 mm pour les profondeurs durcies.

Tableau 6.5 Performances des modèles de régression en HF

Critère	$T_B$	$T_I$	$T_M$	$d_B$	$d_I$	$d_M$
$R^2$	0,989	0,989	0,990	0,990	0,982	0,985
Écart-type	16,89	13,95	11,94	0,0407	0,0736	0,0607

### 6.3.3 Discussion

L'analyse des deux cas de chauffe MF et HF a permis de constater que le comportement MF est totalement différent du cas HF, à cause principalement des effets de peau et de bord électromagnétiques. En conséquence, les températures de surface et les profondeurs durcies

mesurées sur le bord et au plan médian sont similaires pour le chauffage à moyenne fréquence pour l'épaisseur étudiée. Cependant, dans le cas du chauffage à haute fréquence, il y a bel et bien un décalage entre les valeurs enregistrées sur le bord et celles mesurées au plan médian. L'étude quantitative a permis d'étudier la sensibilité des températures de surface et des profondeurs durcies en fonction des paramètres de simulation pour la géométrie étudiée et pour l'inducteur utilisé. Les effets du temps de chauffe et de la densité du courant imposé paraissent à première vue suivre une tendance linéaire. Ces deux paramètres de simulation affectent les températures en surface et la densité du courant initial à degrés différents. La variation de la puissance  $P_S$  pour le même temps conduit à une même variation de profondeur durcie.

Tel que mentionné auparavant, l'effet de bord électromagnétique est négligeable dans le cas du chauffage MF. Ceci est traduit par la quasi-uniformité des températures et des profondeurs durcies quelle que soit la position sur le disque. Par contre, cet effet est très important dans le cas du chauffage HF. En effet, les températures en surface et les profondeurs durcies aux trois positions (B, I et M) montre que pour un faible temps de chauffe et à une faible  $J_0$ , ces températures et profondeurs sont très différentes les unes des autres. Les modèles de tendance développés ont été utilisés avantageusement pour prédire les températures de surface ou les profondeurs durcies en fonction des paramètres de simulation. Ces modèles sont affectés par les propriétés du matériau et par les hypothèses simplificatrices prises en compte rendant ainsi difficile la possibilité de prédire le profil de dureté avec une très bonne précision. Il est nécessaire, donc, de procéder à une validation expérimentale afin de comparer la simulation et l'expérimentation, de valider les performances des modèles de tendance et ajuster les paramètres. Les paramètres machine et les paramètres de simulation ne sont pas identiques du fait qu'en pratique, une puissance est sélectionnée sur la machine à induction, alors qu'en simulation, une densité du courant imposé est appliquée sur l'inducteur. Cependant, aucune relation entre les deux paramètres n'est établie et une calibration des modèles doit être basée sur une méthode permettant de mettre en place une relation entre la simulation et l'expérimentation.

## 6.4 Validation expérimentale

La puissance requise pour une application du traitement thermique par induction dépend étroitement de la géométrie et de la taille de la pièce à traiter ainsi que du profil de dureté désiré. Le dosage de cette puissance reste une tâche difficile et repose sur l'expérience humaine. Durant le chauffage, seulement une proportion de cette puissance est transmise à la pièce traitée à cause, principalement, des circuits de puissance et du couplage entre l'inducteur et la pièce, ainsi qu'à la conversion de la fréquence ligne en haute fréquence AC. La proportion de la puissance fournie à la pièce dépend, entre autres, de la conductivité électrique et de la perméabilité magnétique de la pièce. Sur les machines à induction, seulement la puissance machine et le temps de chauffe peuvent être ajustés. La fréquence de traitement peut prendre deux valeurs, soit 10 kHz et 200 kHz pour obtenir les recettes désirées. De plus, le courant efficace (RMS) appliqué dans l'inducteur n'est pas corrélé à la puissance machine. Ce courant se trouve affecté par une impédance électrique complexe dépendant elle-même du couplage inducteur-pièce, de la fréquence de traitement, de la perméabilité magnétique et de la température de la pièce. Les hypothèses suivantes sont considérées lors des essais expérimentaux réalisés sur la machine à induction localisée au laboratoire du traitement thermique par induction à l'ÉTS de Montréal :

- Le délai entre la fin de la chauffe et le départ de la douche est considéré constant et son effet sur le profil de dureté est négligeable;
- Les erreurs de répétitivité et de précision lors de la configuration des paramètres machine sont considérées comme négligeables;
- La pièce est centrée verticalement dans l'inducteur.

Dans un premier temps, deux tests expérimentaux MF et HF ont été réalisés afin de déterminer de ratio de puissance entre la puissance  $P_S$  et la puissance  $P_M$ . Le temps de chauffe pour ces deux tests était de 0,50 s et les puissances MF et HF ont été choisies de façon à obtenir des profondeurs moyennes entre 1 mm et 1,50 mm. Pour valider les modèles développés et vérifier la validité du ratio de puissance pour d'autres temps de chauffe et pour

d'autres profondeurs durcies, il est nécessaire d'effectuer des tests à moyennes et à hautes fréquences et à des temps de chauffe de 0,25 s et de 1 s, tout en modulant la puissance machine afin d'obtenir des profondeurs durcies variant entre le début de la transformation martensitique et le profil de dureté désiré. Le tableau 6.6 résume les deux tests utilisés pour la validation des modèles. Les deux tests sont effectués à un temps de 0,50 s et pour les deux cas de chauffe MF et HF. On remarque que pour environ la même profondeur  $d_B$  (environ 1,3 mm), la puissance MF est deux fois plus importante que celle en HF. De plus le profil de dureté en MF est uniforme alors qu'il est plus profond aux bords de la pièce comparativement au plan médian.

Tableau 6.6 Plan d'expérience de validation

Test	Paramètres	Expérimentation			
		$P_M$ (kW)	$d_B$ (mm)	$d_I$ (mm)	$d_M$ (mm)
1	0,50 s, 10 kHz	115	1,30	1,30	1,30
2	0,50 s, 200 kHz	66	1,40	1,10	0,90

Une première comparaison qualitative entre la simulation et l'expérimentation permet de constater que les profils de dureté sont uniformes sur toute l'épaisseur du disque en MF et plus profond sur le bord qu'au plan médian en HF (Figure 6.16). Les essais de validation montrent aussi une nette concordance entre la simulation et l'expérimentation (Figure 6.17).

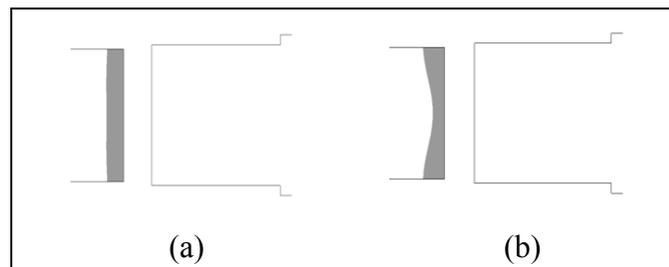
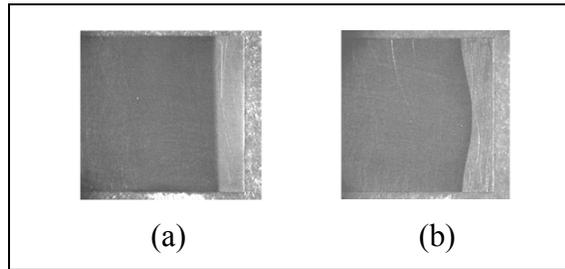


Figure 6.16 Profils de dureté simulés, (a) MF (Test 1) et (b) HF (Test 2).



**Figure 6.17 Profils de dureté expérimentaux, (a) MF (Test 1) et (b) HF (Test 2).**

#### 6.4.1 Mesure de la dureté

Pour pouvoir valider les modèles développés, il est nécessaire de préparer des échantillons pour l'analyse métallographique et ainsi obtenir les profils de dureté. Ensuite, il est nécessaire de caractériser la région de martensite dure en faisant des mesures de dureté en fonction de la profondeur dans les disques traités. Les figures 6.18 et 6.19 présentent les courbes de dureté dans les deux cas MF et HF aux trois positions B, I et M (Tests 1 et 2 présentés au tableau 6.6 à titre d'exemple). La profondeur durcie est caractérisée par la profondeur indiquant un début de chute de la dureté superficielle. Dans le cas MF (Figure 6.18), les courbes de dureté aux trois positions sont sensiblement confondues en fonction de la profondeur. Les profondeurs durcies  $d_B$ ,  $d_I$  et  $d_M$  sont de l'ordre de 1,3 mm. Dans le cas HF (Figure 6.19), les courbes de dureté sont différentes aux trois positions. Les profondeurs  $d_B$ ,  $d_I$  et  $d_M$  sont respectivement 1,4 mm, 1,1 mm et 0,9 mm. Dans les deux cas, les courbes de dureté chutent à partir d'une valeur maximale en surface pour atteindre une valeur minimale (autour de 350 HV) plus basse que la dureté initiale du matériau (450 HV). Ensuite, la dureté augmente rapidement pour revenir au palier de la dureté initiale. La région de chute de dureté est affectée par un revenu local provoqué par une quantité importante de chaleur générée sous la surface.

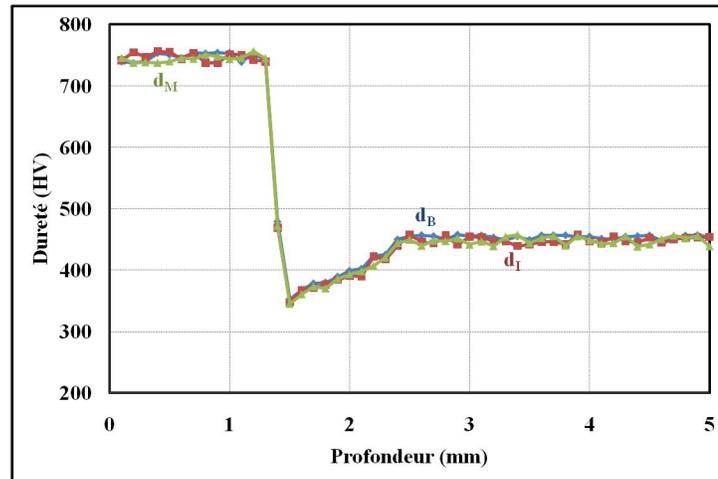


Figure 6.18 Dureté versus la profondeur (Test 1).

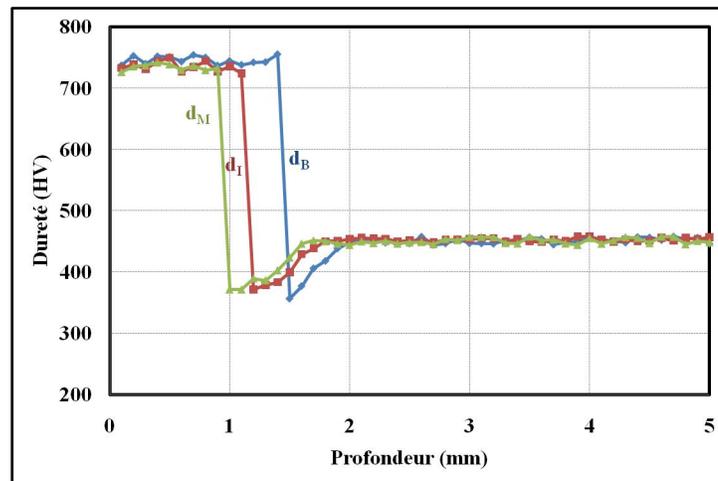


Figure 6.19 Dureté versus la profondeur (Test 2).

#### 6.4.2 Calibration

Afin de valider des modèles numériques, généralement, les chercheurs se basent sur la mesure expérimentale de grandeurs potentielles et les comparent à celles de la simulation. Dans le cas du traitement thermique par induction à haute vitesse de chauffe, les grandeurs telles que le courant RMS dans l'inducteur et la température en surface, pouvant être utilisées pour comparer la simulation et l'expérimentation, ne peuvent être considérées fiables à cause

des phénomènes reliés à la haute fréquence et à la vitesse de chauffe. Il est alors nécessaire de penser à mettre en place une méthode originale pour mesurer l'écart entre les résultats de simulation et d'expérimentation. Il est d'abord légitime d'ajuster la densité du courant imposé dans l'inducteur en simulation en maintenant le même temps de chauffe et la même fréquence de façon à obtenir les mêmes profils de dureté qu'en expérimentation. Dans ce cas, la densité du courant imposé est ajustée pour obtenir des profondeurs  $d_B$  similaires à celles obtenues en expérimentation. Ensuite, il est possible de calculer la puissance moyenne reçue par la pièce ( $P_S$ ) avant de déterminer les ratios de puissance. En effet, ce ratio représente une corrélation pratique entre ces deux paramètres. Le tableau 6.7 résume les valeurs des ratios de puissance pour les deux tests réalisés. Le choix de faire seulement deux tests expérimentaux réside dans le fait qu'ils permettent de vérifier la robustesse d'un modèle en le validant avec le minimum de tests. Ainsi, à l'aide d'un nombre très limité de tests, il serait possible de développer des modèles pour d'autres géométries et dimensions.

Tableau 6.7 Ratios de puissance

Test	$P_M$ (kW)	$P_S$ (kW)	Ratio
1 (MF)	115	75	0,65
2 (HF)	66	56	0,85

Les résultats obtenus démontrent que le ratio de puissance est plus important dans le cas MF comparativement à la chauffe HF, laissant croire que le transfert de puissance vers la pièce est plus important dans le cas HF. Connaissant ces ratios, on peut déduire la puissance thermique moyenne reçue par la pièce durant la chauffe et ensuite la densité du courant imposé à ajuster dans l'inducteur en simulation.

### 6.4.3 Validation des modèles

Les résultats obtenus lors de la calibration sont exploités de façon à choisir les recettes de développement pour des pièces à des temps de chauffe et pour des profils de dureté

différents. Ces ratios permettent d'évaluer la puissance  $P_S$  fournie à la pièce et, par conséquent, la densité du courant imposé requise pour la simulation. Les profondeurs durcies obtenues par simulation sont comparées à celles obtenues lors des tests expérimentaux.

Le tableau 6.8 présente les résultats de simulation et d'expérimentation qui démontrent clairement que ces ratios sont très utiles et ne demandent pas un nombre excessif de tests pour valider la simulation. Ces tests ont été réalisés pour vérifier, tout d'abord, la robustesse des modèles développés en gardant environ le même ordre de grandeur au niveau de la profondeur durcie et en changeant seulement le temps de chauffe. Les résultats obtenus permettent de confirmer que les profondeurs durcies obtenues par simulation en utilisant le ratio de puissance et la relation entre la puissance  $P_S$  et la densité du courant imposé ( $J_0$ ) sont du même ordre que celles mesurées expérimentalement.

Tableau 6.8 Test de validation des modèles

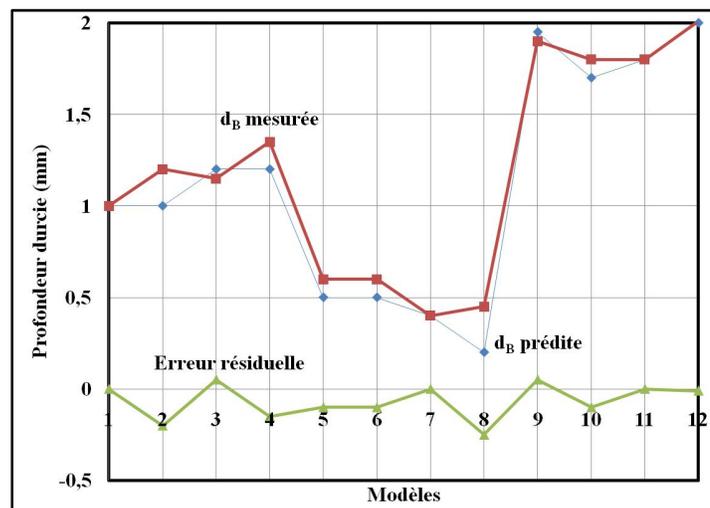
Test	Paramètres	Expérimentation				Simulation			
		$P_M$ (kW)	$d_B$ (mm)	$d_I$ (mm)	$d_M$ (mm)	$P_S$ (kW)	$d_B$ (mm)	$d_I$ (mm)	$d_M$ (mm)
3	0,25 s, 10 kHz	182	1,00	1,00	1,00	118	1,00	1,00	1,00
4	1,00 s, 10 kHz	65	1,00	1,00	1,05	42	1,20	1,25	1,25
5	0,25 s, 200 kHz	96	1,20	0,90	0,60	81	1,15	0,80	0,60
6	1,00 s, 200 kHz	39	1,20	0,90	0,70	33	1,35	1,05	0,80

Afin de couvrir une étendue de validité plus large du procédé, les tests 7 à 14 ont été effectués à des temps de 0,25 s et de 1 s et pour obtenir des profondeurs durcies variant entre moins de 0,5 mm (début de la transformation) et environ 2 mm. Les résultats obtenus ont confirmé encore une fois que les modèles numériques sont robustes prometteurs pour les deux cas de chauffe MF et HF.

Tableau 6.9 Ratios de puissance en fonction des paramètres machine

Test	Paramètres	Expérimentation				Simulation			
		$P_M$ (kW)	$d_B$ (mm)	$d_I$ (mm)	$d_M$ (mm)	$P_S$ (kW)	$d_B$ (mm)	$d_I$ (mm)	$d_M$ (mm)
7	0,25 s, 200 kHz	69	0,50	0,10	0,00	59	0,6	0,10	0,00
8	1,00 s, 200 kHz	30	0,50	0,00	0,00	26	0,60	0,20	0,00
9	0,25 s, 10 kHz	157	0,40	0,40	0,40	102	0,40	0,45	0,35
10	1,00 s, 10 kHz	58	0,20	0,20	0,20	38	0,45	0,50	0,60
11	0,25 s, 10 kHz	250	1,95	1,95	1,95	163	1,90	1,85	1,80
12	1,00 s, 10 kHz	86	1,70	1,70	1,70	56	1,80	1,80	1,75
13	0,25 s, 200 kHz	145	1,80	1,50	1,40	123	1,80	1,55	1,35
14	1,00 s, 200 kHz	50,5	2,00	1,70	1,60	43	2,01	1,65	1,60

Les figures 6.20 et 6.21 présentent les profondeurs durcies mesurées et celles estimées par simulation pour les 12 tests effectués pour la validation. Les résultats obtenus permettent de constater qu'il y a une bonne concordance entre les deux courbes pour les deux profondeurs durcies  $d_B$  et  $d_M$  puisque les erreurs résiduelles sont faibles et varient autour de la valeur 0. Les erreurs maximales sont de l'ordre de 0,10 mm et 0,20 mm respectivement pour les profondeurs  $d_B$  et  $d_M$ . Ainsi, il est possible de conclure que les modèles de tendance développés ont une précision de l'ordre de 0,20 mm.

Figure 6.20  $d_B$  mesurée versus  $d_B$  prédite.

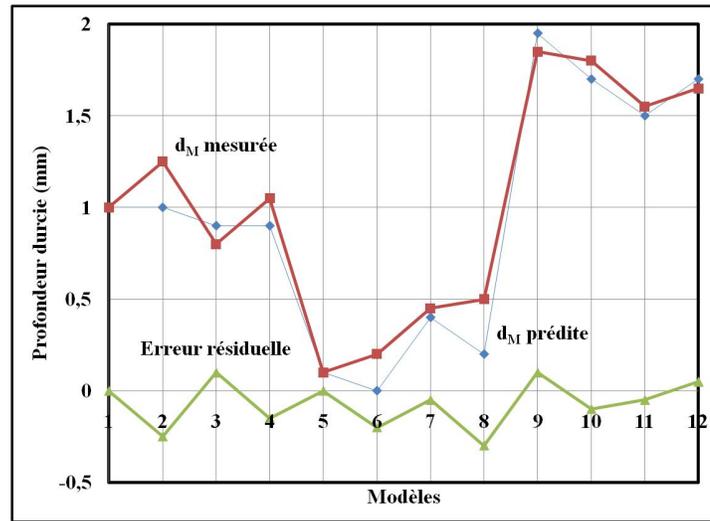


Figure 6.21  $d_M$  mesurée versus  $d_M$  prédite.

## 6.5 Étude de sensibilité locale

L'étude de sensibilité locale, basée sur les modèles, est effectuée en variant localement les différents paramètres machine autour d'un profil de dureté caractérisé par la profondeur durcie ( $d_B$ ) de 1,60 mm dans les deux cas MF et HF. Les paramètres nominaux de la machine permettant d'obtenir cette profondeur sont (10 kHz, 120 kW et 0,5 s) dans le cas MF et (200 kHz, 66 kW et 0,5 s) dans le cas HF. Pour évaluer l'influence des paramètres, la plage de variation des paramètres est choisie autour des valeurs nominales utilisées pour atteindre le profil de dureté nominale (niveau 2). La fréquence moyenne est variée entre 9 kHz et 11 kHz, et la haute fréquence est variée entre 180 kHz et 220 kHz. La puissance MF varie entre 110 kW et 130 kW, la puissance HF est variée entre 56 kW et 76 kW. Le temps de chauffage est varié entre 0,4 s et 0,6 s. Une matrice orthogonale (MO) basée sur la méthode de Taguchi a été adoptée afin de concevoir un plan d'expérience représentant le mieux le domaine de variation (Ross, 1988). La conception qui répond à ce problème est une  $L_9$  qui correspond à 9 simulations en utilisant des paramètres machine pour chaque essai et en calculant les profondeurs durcies. Les tableaux 6.10 et 6.11 résument les facteurs et leur niveau respectifs utilisés dans la conception de l'expérience.

Tableau 6.10 Niveaux des facteurs en MF

Paramètres	Code	Niveau 1	Niveau 2	Niveau 3
Fréquence MF (kHz)	A	9	10	11
Puissance MF (kW)	B	110	120	130
Temps de chauffe (s)	C	0,4	0,5	0,6

Tableau 6.11 Niveaux des facteurs en HF

Paramètres	Code	Niveau 1	Niveau 2	Niveau 3
Fréquence HF (kHz)	D	180	200	220
Puissance HF (kW)	E	56	66	76
Temps de chauffe (s)	F	0,4	0,5	0,6

### 6.5.1 Chauffage MF

Les résultats de simulation obtenus dans le cas de chauffe MF sont résumés dans le tableau 6.12. Il est important de remarquer que les trois profondeurs durcies sont minimales en présence de faibles puissances machine et temps de chauffe (test 1 : 9 kHz, 110 kW et 0,4 s et test 8: 11 kHz , 120 kW et 0,4 s). En outre, les profondeurs durcies maximales sont obtenues pour des valeurs maximales de puissance machine et de temps de chauffe (test 3 : 9 kHz, 130 kW et 0,6 s).

Dans l'ensemble, les résultats montrent que les profondeurs durcies sont affectées à divers degrés par les trois paramètres machine. Selon le tableau 6.13 exposant les contributions des paramètres machine, le facteur prédominant affectant le plus les profondeurs durcies est le temps de chauffe. Les effets de la puissance et de la fréquence sont relativement moins importants. Pour les trois profondeurs, la fréquence représente environ 7 % de la variation totale des profondeurs durcies, tandis que la puissance machine contribue pour environ 13 %. Cependant, le temps de chauffe environ 80 % de cette variation et l'erreur est très faible et ne dépasse pas 1 %. Finalement, on note que les interactions entre les paramètres sont

négligeables et les résultats obtenus dépendent strictement des plages de variation des paramètres machine choisis pour conduire cette étude.

Tableau 6.12 MO (L<sub>9</sub>) des résultats de simulation en MF

Test	A	B	C	d <sub>B</sub>	d <sub>I</sub>	d <sub>M</sub>
1	1	1	1	0,45	0,55	0,55
2	1	2	2	1,80	1,80	1,80
3	1	3	3	2,80	2,80	2,80
4	2	1	2	1,20	1,25	1,25
5	2	2	3	2,25	2,25	2,25
6	2	3	1	1,00	1,05	1,05
7	3	1	3	1,70	1,70	1,70
8	3	2	1	0,35	0,40	0,40
9	3	3	2	1,60	1,60	1,60

Tableau 6.13 Contributions des paramètres machine en MF

Caractéristique	A (%)	B (%)	C (%)	Erreur (%)
d <sub>B</sub>	6,3	13,5	79,7	0,5
d <sub>I</sub> , d <sub>M</sub>	7,3	13,2	79,1	0,4

Le graphique des effets moyens présenté à la figure 6.22 montre que les profondeurs durcies sont affectées par les paramètres machine à différents degrés. Dans ce graphique, l'axe horizontal indique le niveau des facteurs et l'axe vertical représente la profondeur durcie exprimée en mm. Les points obtenus correspondent à la moyenne des observations réalisées pour chaque niveau des facteurs choisis. L'analyse de ces résultats montre l'importance relative de la contribution des différents facteurs dans la variation des profondeurs d<sub>B</sub>, d<sub>I</sub> et d<sub>M</sub> et fournit la nature de leur relation. Il est important de noter que les effets des trois facteurs suivent des tendances différentes. Dans l'ensemble, les profondeurs durcies atteignent des valeurs maximales à 9 kHz, 130 kW et 0,6 s et les valeurs minimales sont enregistrées à 11 kHz, 120 kW et 0,4 s. En outre, les profondeurs diminuent avec la

fréquence et augmentent avec la puissance machine et le temps de chauffe et ces profondeurs varient de façon quasi linéaire en fonction des paramètres machine.

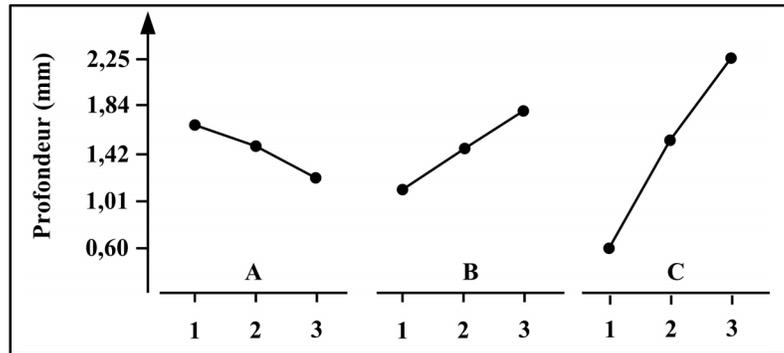


Figure 6.22 Effets des paramètres machine sur  $d_B$ ,  $d_I$  et  $d_M$  en MF.

### 6.5.2 Chauffage HF

Les résultats de simulation concernant le cas de chauffe HF sont résumés dans le tableau 6.14, montrant ainsi une similarité entre les deux cas de chauffe en ce qui concerne l'effet des paramètres sur les profondeurs durcies. Dans ce cas, le profil de dureté est minimal au test 1 (180 kHz, 56 kW et 0,4 s), tandis que le profil de dureté est maximal au test 3 (220 kHz, 76 kW et 0,6 s).

Tableau 6.14 MO ( $L_9$ ) des résultats de simulation en HF

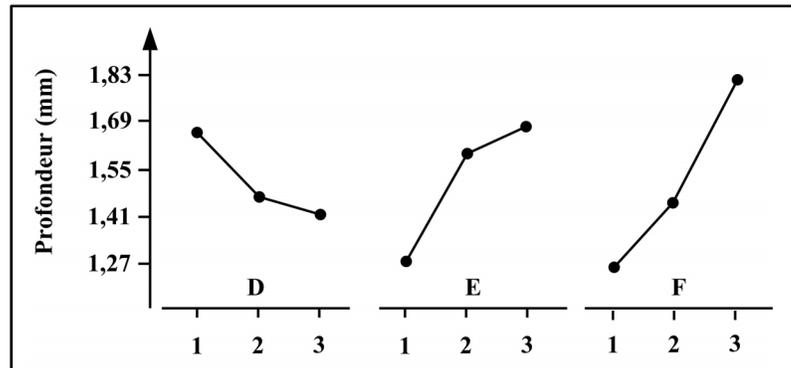
Test	D	E	F	$d_B$	$d_I$	$d_M$
1	1	1	1	1,05	0,65	0,50
2	1	2	2	1,70	1,45	1,25
3	1	3	3	2,25	1,90	1,70
4	2	1	2	1,20	0,90	0,65
5	2	2	3	1,80	1,50	1,30
6	2	3	1	1,40	1,10	0,90
7	3	1	3	1,50	1,20	0,95
8	3	2	1	1,30	0,95	0,70
9	3	3	2	1,45	1,25	1,00

Des conclusions similaires peuvent être clairement établies à partir des contributions des facteurs qui sont rapportées dans le tableau 6.15. Les résultats obtenus montrent que les profondeurs durcies sont principalement affectées par la puissance machine et par le temps de chauffe. L'effet de la fréquence est beaucoup moins important. De plus, dans le cas HF, les profondeurs durcies ne sont pas affectées de la même manière par les paramètres machine. Globalement, la puissance machine et le temps de chauffe contribuent respectivement pour 30 % et pour 50 % de la variation des profondeurs durcies, alors que la fréquence contribue pour moins de 10 %. De plus, l'erreur est faible et représente moins de 10 % de la variation.

Tableau 6.15 Contributions des paramètres machine en HF

Caractéristique	D (%)	E (%)	F (%)	Erreur (%)
$d_B$	9,1	29,4	52,2	9,3
$d_I$	5,7	27,4	59,4	7,5
$d_M$	7,5	32,3	52,5	7,7

L'analyse des effets diagramme (Figure 6.23) montre l'importance relative de la contribution des différents facteurs dans la variation de la profondeur  $d_B$  et fournit la nature de leur relation. Il est important de noter que les effets des trois facteurs suivent des tendances différentes en fonction du changement des niveaux des paramètres. Dans l'ensemble, la profondeur durcie au bord enregistre une valeur minimale à 180 kHz, 56 kW et 0,4 s et une valeur maximale à 220 kHz, 76 kW et 0,6 s. De plus, la profondeur durcie augmente avec la puissance machine et le temps de chauffe et elle diminue avec la fréquence. Il est également pertinent de noter que les effets de la fréquence et de la puissance machine sont plus prononcés lorsque ces paramètres passent du niveau 1 au niveau 2, tandis que le temps de chauffe est plus marquant lors du passage du niveau 2 au niveau 3.



**Figure 6.23 Effets des paramètres machine sur  $d_B$  en HF.**

Une analyse de variance en utilisant la méthode ANOVA a été réalisée afin d'évaluer l'importance de chaque paramètre machine. Pour chaque paramètre étudié, la valeur du rapport de la variance, F (Fisher) (Montgomery, 2005), a été comparé avec les valeurs de la norme donnée par les tableaux-F pour tenir compte des niveaux de signification statistique. Suite à ces analyses, il a été conclu que dans les plages de variation des paramètres machine, la fréquence de traitement, la puissance machine et le temps de chauffe sont importants pour les profondeurs durcies avec un niveau de confiance dépassant 95 % dans le cas de chauffe MF. Toutefois, dans le cas de chauffe HF, seulement le temps de chauffe est important pour les profondeurs durcies en ayant un niveau de confiance de 95 %. La puissance est significative à 90 % tandis que la fréquence n'a pas de signification statistique sur les profondeurs durcies obtenues.

## 6.6 Discussion

L'étude de sensibilité du profil de dureté en fonction des paramètres de simulation a été suivie d'une validation expérimentale. Cette validation a permis de cerner tout d'abord l'aspect pratique du procédé du traitement thermique par induction avant de chercher à déterminer l'écart entre la simulation et l'expérimentation. Finalement, elle a aussi permis de mettre en place une approche originale permettant de calibrer les modèles développés. Ces modèles ne peuvent pas être considérés comme étant robustes pour la prédiction du profil de dureté en fonction des paramètres machine. Cependant, il est préférable d'utiliser ces

modèles pour prédire les tendances et aider à développer des recettes pratiques pour les industriels. Pour augmenter la précision et la robustesse de ces modèles, il est nécessaire de mesurer le courant RMS dans l'inducteur et d'envisager des mesures des propriétés du matériau dans les conditions hors d'équilibre. Ces données permettraient certainement d'approcher le procédé de traitement par induction de façon systématique et d'extraire des corrélations potentielles entre les facteurs mesurés et les paramètres machine.

Une première analyse a été consacrée à la comparaison entre les cas de chauffe MF et HF et elle a mis en évidence les effets électromagnétiques et thermiques. Les distributions de la densité du courant total et de la température dans la pièce traitée ont été présentées et analysées en profondeur. Les résultats ont permis de montrer l'effet des propriétés du matériau sur le comportement des courants induits et de la température. De plus, il était possible de déterminer de façon qualitative la relation existante entre ces deux grandeurs. Finalement, une étude de sensibilité a permis de confirmer que les profondeurs durcies sont très sensibles à la température maximale en surface dans le cas de chauffe MF comparativement au cas de chauffe HF.

L'étude de sensibilité globale a permis d'étudier l'effet des paramètres de simulation sur les températures en surface et les profondeurs durcies pour les deux cas de chauffe MF et HF. Cette étude a permis de couvrir un certain domaine de variation du temps de chauffe et de la densité du courant imposé pour avoir des profondeurs durcies variant de 0 à 2 mm. Les résultats ont confirmé que pour les trois temps de chauffe (0,25 s, 0,50 s et 1,00 s), les températures étaient très sensibles à l'augmentation de  $J_0$  dans les deux cas de chauffe. Ensuite, des modèles préliminaires basés sur la régression linéaire multiple ont été mis en place pour exprimer les températures en surface et les profondeurs durcies en fonction de la puissance moyenne fournie à la pièce ( $P_S$ ) et du temps de chauffe. Les résultats obtenus ont permis de conclure que les effets de la puissance  $P_S$  et du temps de chauffe sont quasi linéaires sur les températures en surface et sur les profondeurs durcies et qu'il y a une interaction entre les deux paramètres.

La validation expérimentale a été ensuite menée afin de comparer les résultats expérimentaux aux simulations et calibrer les modèles développés. Elle a permis ensuite de déterminer des ratios de puissances en superposant les profils de dureté obtenus expérimentalement et par simulation en l'absence d'outils fiables de mesure du courant circulant dans l'inducteur et de la température en surface. Ces ratios ont été exploités avantageusement en simulation pour vérifier les résultats de tests expérimentaux obtenus à l'aide de recettes développées sur la machine à induction. Ainsi, ces tests ont confirmé que les modèles de tendance développés sont assez précis pour être utilisés efficacement dans le développement de recettes pour l'industrie.

L'étude de sensibilité locale a permis d'étudier l'effet d'une variation locale de puissance machine, du temps de chauffe et de la fréquence de traitement sur les profondeurs durcies. Cette étude était basée sur un plan d'expérience utilisant la méthode de Tagushi et elle a utilisé seulement des résultats de simulation en se basant sur les modèles développés et calibrés. Aussi, les tests expérimentaux ont permis de constater des limitations au niveau de la machine. En effet, la répétitivité de la machine au niveau de la consigne de puissance est de 1 % pour la puissance MF et 2 % pour la puissance HF (10 kW pour la chauffe MF et pour la chauffe HF) et de 5 % au niveau de la consigne du temps de chauffe. Les résultats obtenus ont permis de négliger l'effet de la variation de la fréquence dans le domaine de variation choisi dans les deux cas MF et HF et de pouvoir penser à raffiner les recettes en changeant la puissance machine et le temps de chauffe selon ce que la machine est capable de fournir autour d'un certain profil de dureté et ainsi déterminer une précision à cause de la répétitivité de la machine.

Les résultats obtenus ont permis d'élaborer des recettes pour le développement de pièces mécaniques cylindriques par induction pour une géométrie spécifique et pour un matériau donné. Il serait pertinent d'appliquer ces modèles à d'autres dimensions pour mettre en place des modèles plus globaux. Il est possible d'utiliser le modèle 2D axisymétrique et deux tests MF et HF pour déterminer le ratio de puissance pour des disques ayant d'autres dimensions.

## CHAPITRE 7

### PROFIL DE DURETÉ D'UNE ROUE DENTÉE EN FONCTION DES PARAMÈTRES MACHINE

#### 7.1 Introduction

L'étude de sensibilité du profil de dureté menée dans le chapitre 6 sur des disques a été basée sur des modèles 2D axisymétriques. Elle a permis de dégager l'effet des paramètres machine sur le profil de dureté. Les résultats obtenus pourront être très utiles pour le développement de pièces simples de révolution, mais ils ne peuvent en aucun cas être appliqués à des géométries complexes telles que les engrenages ou les cannelures. Il est alors nécessaire de développer un modèle 2D capable de démontrer les mêmes effets pour des engrenages et de converger vers un modèle capable de prédire le profil de dureté en fonction des paramètres machine.

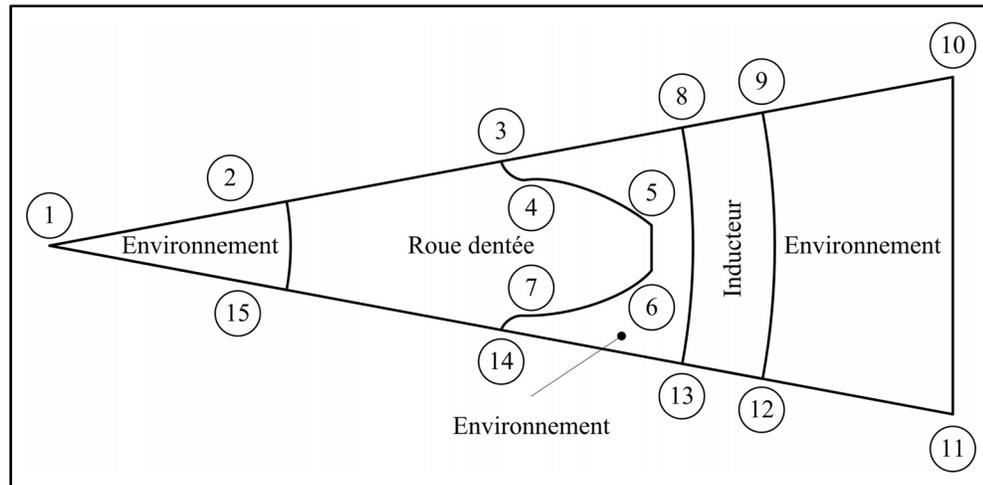
La première section de ce chapitre présente le modèle 2D, l'étude de convergence menée pour optimiser le maillage, ainsi que les hypothèses prises en compte dans la modélisation et les conditions d'opération. La deuxième section évoque une étude de sensibilité paramétrique en cas de chauffes MF et HF en se basant sur l'étude de la densité du courant imposé et sur les températures dans la roue dentée. La troisième section présente une étude de sensibilité globale permettant de mettre en évidence l'effet des paramètres de simulation sur le profil de dureté en analysant en premier lieu les chauffes MF et HF de façon séparée. Déjà, à cette étape, il est possible de parler de modèles simples de prédiction de la température et de la profondeur durcie en fonction de la puissance reçue par la pièce. Dans la quatrième section, une étude expérimentale est menée pour valider les modèles développés et une calibration est effectuée afin de déterminer les ratios de puissance en MF et en HF. Ces ratios sont employés pour valider les recettes de développement utilisant le chauffage combiné MF et HF. Dans la section suivante, une étude de sensibilité locale est conduite en utilisant un profil de dureté suivant le contour obtenu à l'aide d'une chauffe séquentielle MF-HF et en utilisant les

paramètres machine, à savoir les puissances d'entrée MF et HF, les temps de chauffe et les fréquences MF et HF.

### 7.1.1 Présentation du modèle

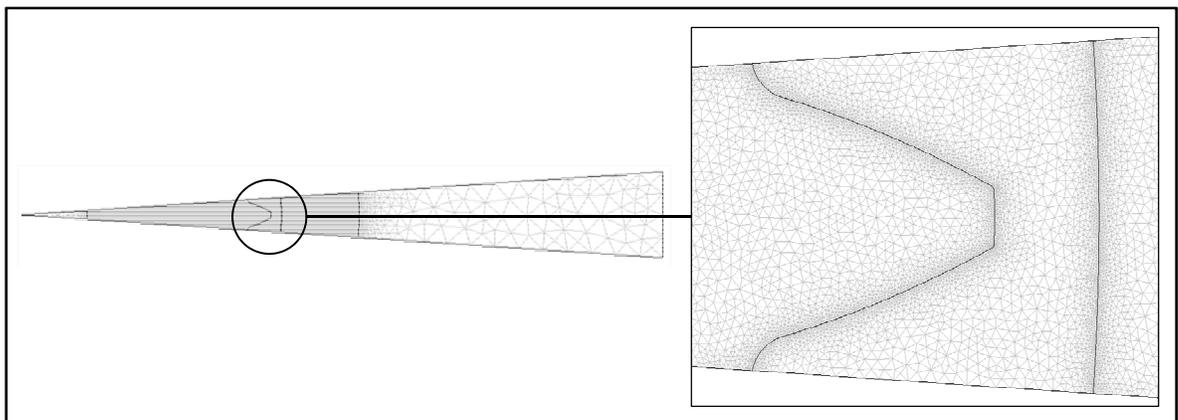
Un modèle 2D utilisant les méthodes par éléments finis est employé pour résoudre le couplage électromagnétique-thermique et déterminer ainsi la distribution de la température dans un engrenage droit en acier faiblement allié (4340) ayant  $\phi$  105,2 mm de diamètre et 6,5 mm d'épaisseur et 48 dents. Le modèle 2D est présenté à la figure 7.1 et comprend une dent d'engrenage représentée sur  $7,5^\circ$ . Le modèle par éléments finis tient compte des hypothèses suivantes (voir la figure 7.1 pour les frontières du modèle) :

1. Le matériau est considéré homogène et isotrope;
2. La température ambiante initiale est fixée à 293 °K (20 °C);
3. Une isolation magnétique est imposée aux limites (1, 10), (10,11) et (1, 11);
4. Une isolation thermique est imposée aux limites (1, 10) et (1, 11);
5. Une température de l'ordre de 293 °K (20 °C) est imposée à la limite (10, 11);
6. L'inducteur est représenté par une section pleine en cuivre de 30 mm d'épaisseur;
7. Les composantes du modèle sont entourées d'un environnement diélectrique ayant une perméabilité ( $\mu_r = 1$ ) et une permittivité du vide ( $\epsilon_r = 1$ );
8. La perte d'énergie par convection est supposée équivalente à la perte d'énergie par conduction dans l'air à l'interface pièce/environnement ambiant;
9. La perte d'énergie par radiation est négligée à cause du temps très court de traitement.



**Figure 7.1 Représentation schématique du modèle 2D.**

Une étude de convergence a été effectuée sur le modèle 2D et elle a permis d'optimiser le maillage en fonction de la densité du courant induit dans l'inducteur et dans la pièce ainsi que de la température dans la pièce en utilisant les deux fréquences (MF et HF). Dans l'ensemble des composantes, les mailles ont une dimension de 0,1 mm et elles sont plus fines (0,01 mm) au niveau du contour de la denture et au diamètre interne de l'inducteur. Le maillage final illustré à la figure 7.2. Le modèle final contient 545000 éléments et 1132700 degrés de liberté.



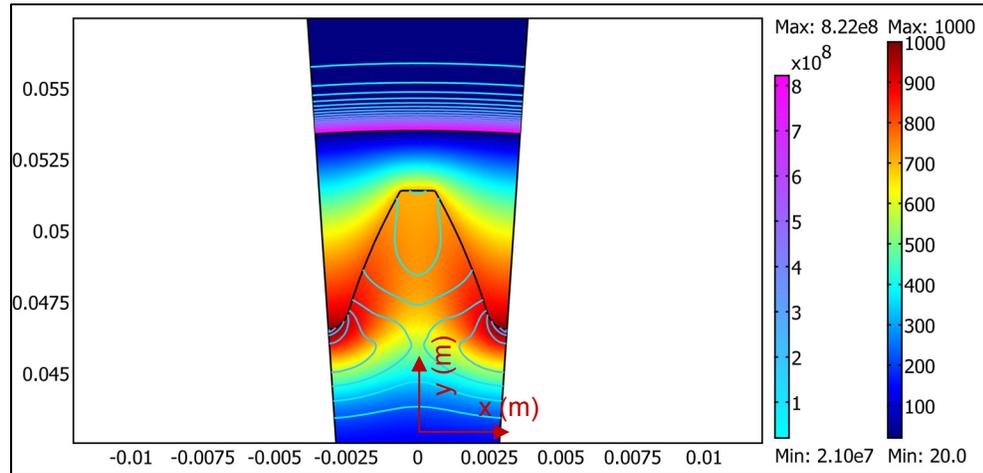
**Figure 7.2 Maillage optimal - modèle 2D**

### 7.1.2 Conditions d'opération

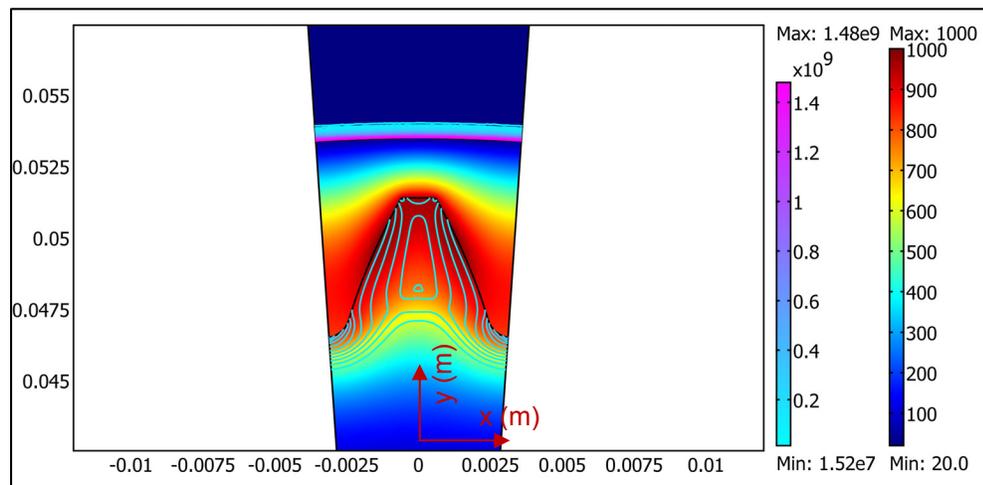
La densité du courant imposée dans l'inducteur ( $J_0$ ) est ajustée de façon à avoir une température spécifique en surface. Les deux fréquences utilisées sont la moyenne fréquence (MF) de l'ordre de 10 kHz et la haute fréquence (HF) de l'ordre de 200 kHz. Le temps de chauffe est varié entre 0,25 s et 1 s afin d'éviter un grand échauffement de la pièce entière. Il faut rappeler que le modèle initial développé utilise les propriétés du matériau présentées aux figures 4.1, 4.3, 4.4 et 4.5.

## 7.2 Comportement MF et HF

Avant d'étudier l'effet de la densité du courant imposé et du temps de chauffe sur le profil de dureté, il est important tout d'abord, de comparer les deux cas de chauffe MF et HF en se basant sur les distributions de la densité du courant induit et de la température dans la pièce. Aux fins de cette étude, le temps de chauffe est fixé à 0,50 s et la densité du courant imposé dans l'inducteur est ajustée à  $2,5 \times 10^9 \text{ A.m}^{-2}$  dans le cas MF et à  $8,1 \times 10^9 \text{ A.m}^{-2}$  dans le cas HF pour obtenir une température maximale en surface de 1000 °C. Les premiers résultats de simulation sont présentés aux figures 7.3 et 7.4 et permettent de confirmer que dans le cas MF, les courants sont distribués en profondeur dans l'inducteur et dans la dent. Cependant, la densité du courant induit est beaucoup plus importante à la racine de la denture et, par conséquent, ils génèrent plus de chaleur dans cette région où la température atteint environ 1000 °C, tandis que la température dans la région de la tête de la denture ne dépasse pas 700 °C. Dans le cas HF, les courants sont distribués suivant le contour de la denture, mais ils génèrent beaucoup plus de chaleur dans la région de la tête et du diamètre primitif que dans la racine de la denture. La chaleur générée chauffe la région de la tête à environ 1000 °C et le diamètre primitif à plus de 900 °C alors que la température dans la racine n'excède pas 600 °C.



**Figure 7.3 Distributions de  $J$  ( $A.m^{-2}$ ) et de  $T$  ( $^{\circ}C$ ) en MF.**



**Figure 7.4 Distributions de  $J$  ( $A.m^{-2}$ ) et de  $T$  ( $^{\circ}C$ ) en HF.**

Ces résultats préliminaires permettent de tirer des conclusions par rapport à la distribution finale de la température dans une roue dentée et l'impact de cette distribution sur le profil de dureté obtenu. La simulation permet de confirmer que dans le cas MF, la région avoisinant la racine de la denture est transformée en martensite alors que dans le cas HF, la région de la tête et du flanc adjacent sont durcies. Les efforts de simulation nous ont permis aussi d'estimer le courant moyen dans l'inducteur et la puissance reçue par la pièce durant la chauffe. Les courants moyens sont respectivement de l'ordre de 7,4 kA dans le cas MF et

d'environ 2,8 kA dans le cas HF. Les puissances thermiques moyennes reçues par la roue dentée sont environ 64 kW en MF et environ 50 kW en HF. Les résultats obtenus ont permis de bien distinguer le comportement de chacun des deux cas de chauffe MF et HF et de bien comprendre le lien entre la densité du courant total et la température dans la pièce. Cependant, les propriétés du matériau, qui dépendent de la température de chauffe, affectent les champs magnétiques et la distribution de la température dans la pièce. Il est alors nécessaire d'analyser attentivement la densité du courant total et la température pour mieux cerner leurs évolutions durant la chauffe.

### **7.2.1 Étude de la densité du courant induit**

L'étude des densités du courant total au niveau de la tête et de la racine de la denture dans les deux cas MF et HF permet d'expliquer clairement comment la fréquence affecte le comportement global du procédé et comment ces courants varient en fonction du temps de chauffe pour les mêmes conditions d'opération déjà présentées dans la section 7.1.2.

#### **Chauffage MF**

Les figures 7.5 et 7.6 présentent la distribution des densités du courant induit en fonction de la profondeur et du temps de chauffe au niveau de la tête et de la racine de la denture. Au niveau de la tête, la densité du courant total a une valeur maximale en surface de l'ordre de  $6 \times 10^8 \text{ A.m}^{-2}$  et décroît de façon exponentielle en fonction de la profondeur au début de la chauffe. Après 0,2 seconde, la valeur maximale en surface devient beaucoup plus faible et diminue peu en fonction de la profondeur. Il faut noter qu'à la fin de la période de chauffe, la densité du courant induit est plus importante en profondeur comparativement à la surface puisque cette région se trouve affectée par des valeurs du courant induit beaucoup plus importantes dans la racine. Au niveau de la racine de la denture, la densité du courant induit enregistre une valeur maximale en surface autour de  $8 \times 10^8 \text{ A.m}^{-2}$  au début de la chauffe et les courants sont concentrés sur une profondeur plus faible comparativement à la région de la tête. Après 0,3 s, la densité du courant total atteint une valeur maximale en surface de  $4 \times 10^8$

$A.m^{-2}$  et diminue de façon exponentielle en fonction de la profondeur. À la fin de la chauffe, la densité du courant total enregistre une valeur maximale en surface et son évolution en fonction de la profondeur se trouve perturbée à cause des propriétés du matériau.

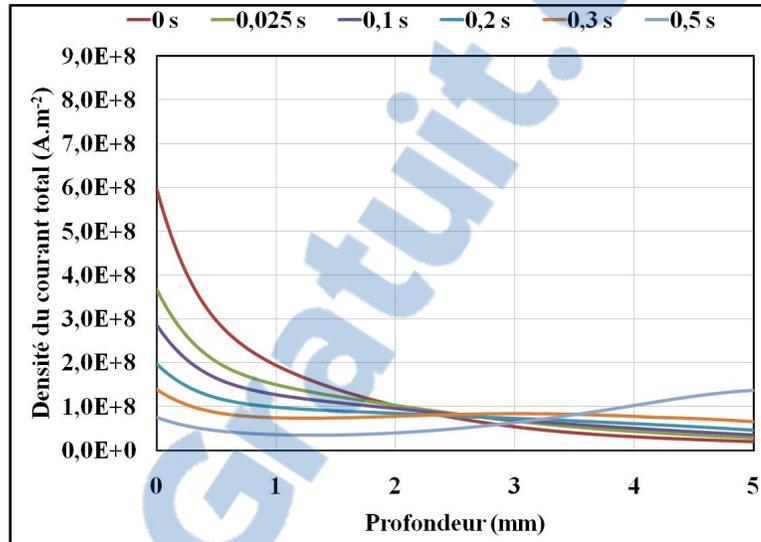


Figure 7.5 J en fonction de la profondeur à la tête - MF.

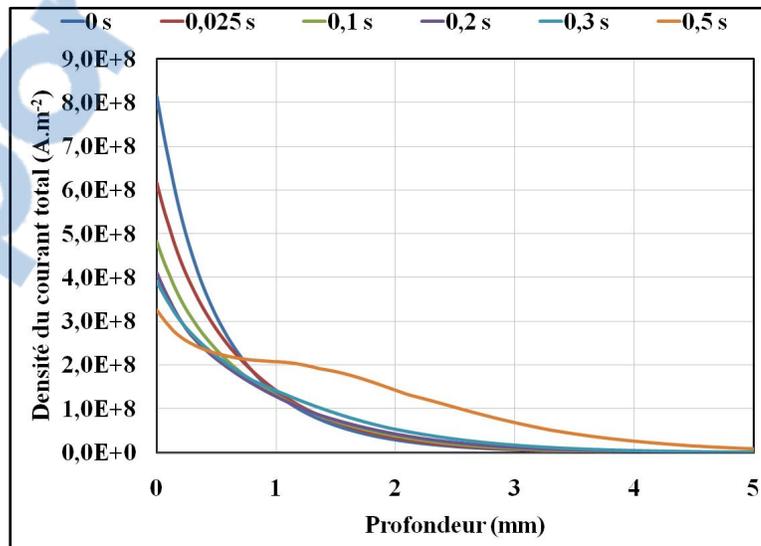


Figure 7.6 J en fonction de la profondeur à la racine - MF.

## Chauffage HF

Dans le cas HF, les courants sont concentrés au début de la chauffe sur une profondeur très faible au niveau de la tête de la denture (Figure 7.7). Après 0,1 s, les courants induits sont distribués sur une profondeur deux fois plus importante et la densité du courant induit est trois fois moins importante en surface. De plus, la valeur de la densité du courant en surface passe alors de  $1,2 \times 10^9 \text{ A.m}^{-2}$  au début de la chauffe à  $2 \times 10^8 \text{ A.m}^{-2}$  à la fin de chauffe. Au niveau de la racine (Figure 7.8), la densité du courant en surface au début de la chauffe est du même ordre de grandeur qu'à la tête ( $1,2 \times 10^9 \text{ A.m}^{-2}$ ) et les courants sont concentrés sur une faible profondeur.

Les résultats obtenus démontrent que la distribution des courants induits est influencée par la variation des propriétés du matériau. Généralement, les courants induits présentent des distributions exponentielles au début de la chauffe en ayant des valeurs maximales en surface au niveau de la tête et à la racine de la denture. Cependant, en augmentant légèrement le temps de chauffe, la densité du courant induit se comporte différemment et les valeurs en surface diminuent rapidement.

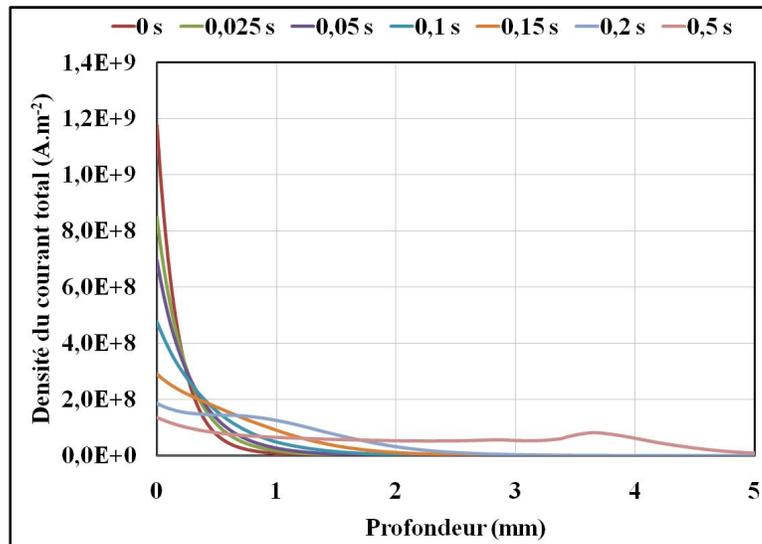
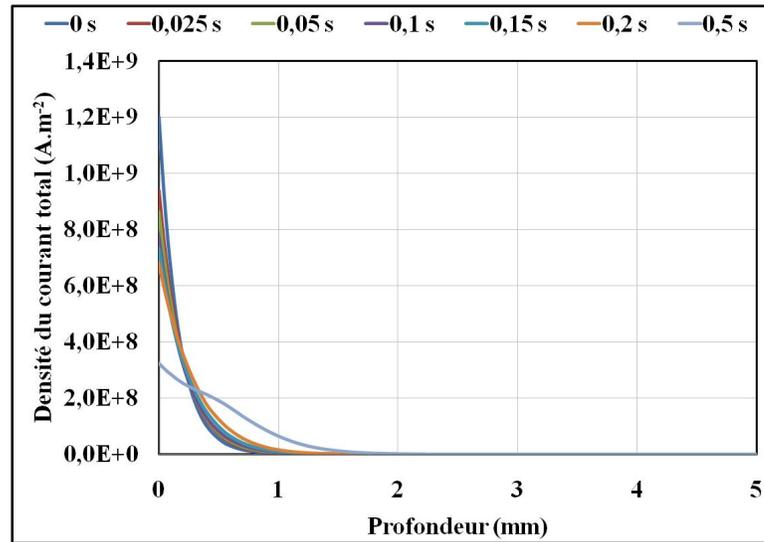


Figure 7.7 J en fonction de la profondeur à la tête - HF.



**Figure 7.8 J en fonction de la profondeur à la racine - HF.**

Dans le cas MF, les courants sont répartis sur une assez grande profondeur au niveau de la tête de la denture, et ils sont plus faibles en termes de valeur en surface, tandis qu'au niveau de la racine, les courants sont distribués sur une faible profondeur et enregistrent de grandes valeurs en surface. Les profondeurs de peau au début de la chauffe sont respectivement de l'ordre de 2 mm et de 1 mm à la tête et à la racine. Les profondeurs de peau peuvent être considérées comme des sources de chaleur créée par les courants induits dans la pièce. On peut conclure que, dans le cas HF, les courants sont distribués suivant le profil de la denture au départ de la chauffe et qu'ils se diffusent plus en profondeur dans toute la dent en fonction du temps de chauffe. Les profondeurs de peau au début de la chauffe sont du même ordre de grandeur et elles sont de l'ordre de 0,5 mm à la tête et à la racine de la denture.

## 7.2.2 Étude des températures

### Chauffage MF

La distribution des températures est une conséquence de la chaleur créée par les courants induits dans la denture. Les figures 7.9 et 7.10 présentent respectivement les températures au niveau de la tête et à la racine. Au niveau de la tête, la température atteint environ 600 °C en

surface après 0,3 s de chauffe et ne dépasse pas 700 °C en surface à la fin de chauffe. Cette température reste quasi constante sur une certaine profondeur avant de diminuer en allant en profondeur. Au niveau de la racine, les températures sont maximales en surface et diminuent rapidement en allant vers le cœur de la roue dentée. À la fin de chauffe, la température atteint 1000 °C en surface et ne dépasse pas 100 °C à 5 mm de profondeur.

La comparaison des courbes de température des deux positions démontre que les températures sont distribuées en profondeur dans le corps de la denture et que la température reste quasi constante sur une grande profondeur dans la tête, tandis qu'elle est concentrée sur une faible profondeur à la racine. De plus, le décalage entre les températures en surface à la tête et à la racine est d'environ 300 °C à la fin de chauffe. Par conséquent, la transformation austénitique commence dans la région de la racine de la denture.

Le profil final de température dans la pièce a un effet direct sur le profil de dureté obtenu et sur l'évolution de celui-ci en fonction de la profondeur. En effet, si l'hypothèse stipulant que toutes les régions chauffées au-dessus de la température  $A_{c3}$  deviennent martensite dure après refroidissement est satisfaisante et que cette température est estimée à 875 °C pour les vitesses de chauffe en jeu, il est possible d'apprécier la profondeur durcie. La flèche en ligne interrompue de la figure 7.10 confirme que, dans le cas MF seulement, la racine de la denture est transformée et la profondeur durcie est de 0,6 mm. Finalement, une étude de sensibilité permet de constater qu'un décalage de la courbe de la température à la fin de chauffe (Figure 7.10) de  $\pm 50$  °C autour de la valeur 850 °C pouvant être provoqué par une variation de la densité du courant imposé autour de la valeur  $2,5 \times 10^9$  A.m<sup>-2</sup> conduit à une variation de profondeur d'environ  $\pm 0,2$  mm autour de 0,6 mm dans le cas MF (racine de la la denture).

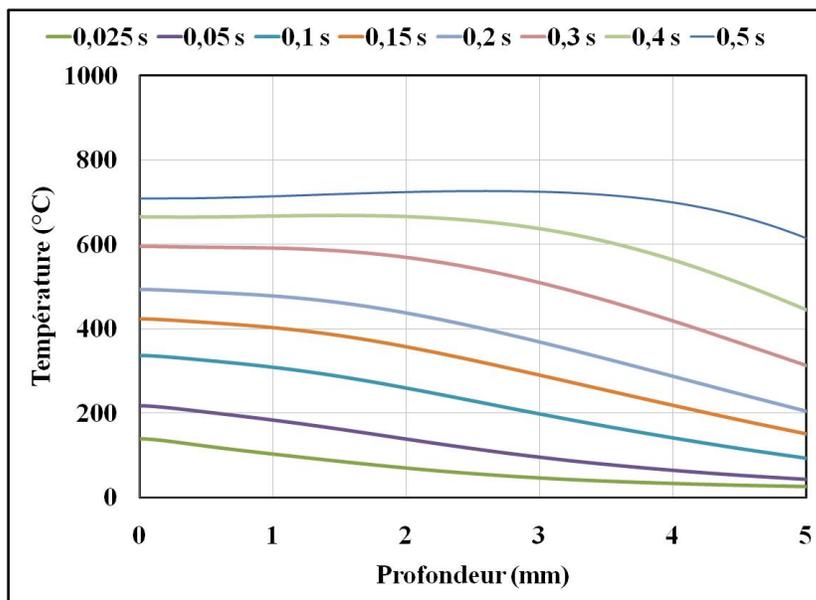


Figure 7.9 Température versus la profondeur à la tête en MF.

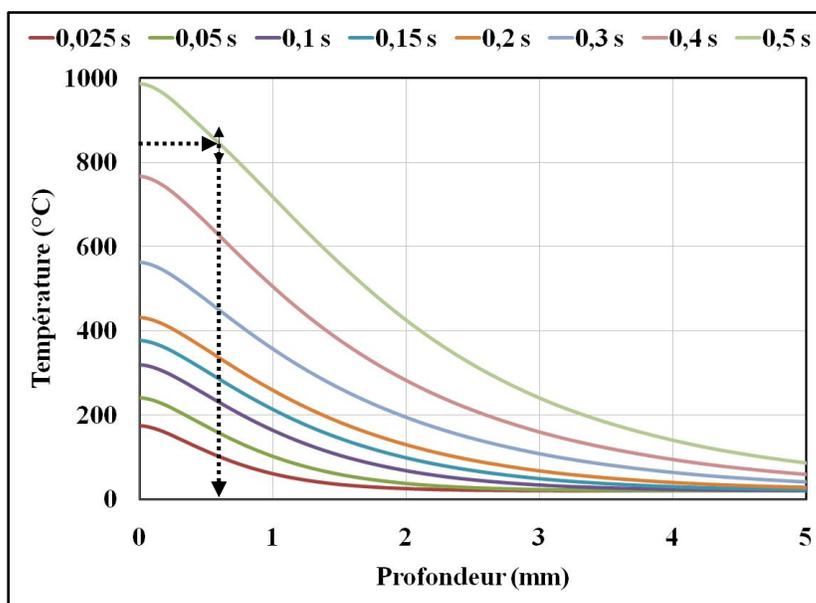


Figure 7.10 Température versus la profondeur à la racine en MF.

## Chauffage HF

Au niveau de la tête de la denture (Figure 7.11), la température est concentrée sur une faible profondeur proche de la surface et elle est de l'ordre de 600 °C seulement après 0,1 s et elle atteint ensuite 760 °C après 0,2 s avant d'atteindre 960 °C à la fin de chauffe. À ce stade-ci, la température est répartie sur une grande profondeur. À la racine de la denture (Figure 7.12), la température est de 320 °C après 0,1 s de chauffe. Ensuite, elle augmente rapidement à 570 °C après 0,3 s de chauffe.

À la fin de la chauffe, la température ne dépasse pas 810 °C et elle reste répartie sur une faible profondeur. En effet, la chaleur est créée suivant le contour de la denture au début de la chauffe avant d'être concentrée dans la région de la tête vu que le volume à chauffer est faible. Une fois que les grandes températures sont atteintes, plus de chaleur est créée dans la racine de la denture, ce qui chauffe le flanc de la denture et le milieu de la dent. La température est distribuée sur une grande profondeur à la tête tandis qu'elle est concentrée sur une faible profondeur dans la racine de la denture. Par contre, la valeur de cette température est beaucoup plus importante dans la tête de la denture.

La flèche en ligne interrompue des figures 7.11 démontre que seulement la région de la tête est transformée en austénite et indique que la profondeur durcie est de l'ordre de 2 mm au niveau de la tête de la denture. Une même variation de la courbe de température à la fin de chauffe pouvant être provoquée par une variation de  $J_0$  autour de la valeur  $8,1 \times 10^9 \text{ A.m}^{-2}$  (Figure 7.11) conduit à une variation de profondeur de  $\pm 0,8 \text{ mm}$  autour de 2,1 mm dans le cas HF (Tête de la denture).

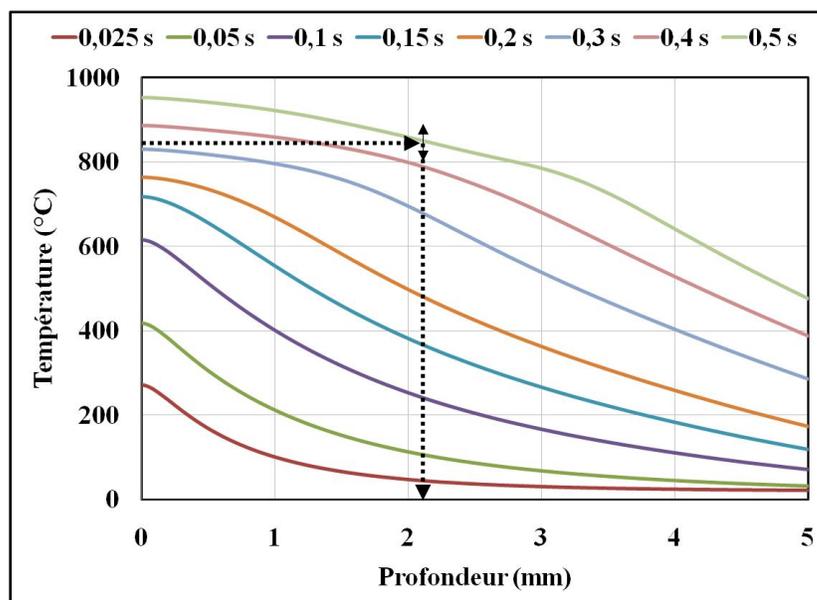


Figure 7.11 Température versus la profondeur à la tête en HF.

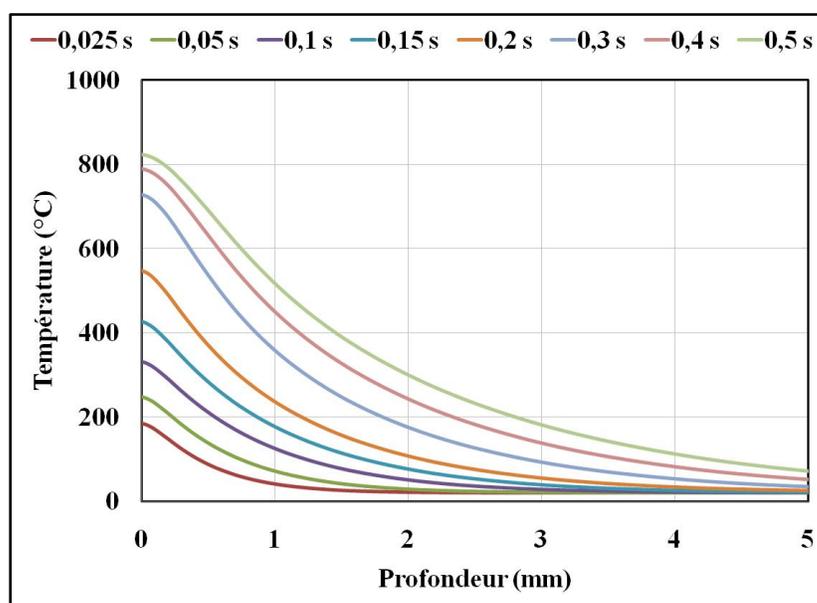


Figure 7.12 Température versus la profondeur à la racine en HF.

### 7.2.3 Discussion

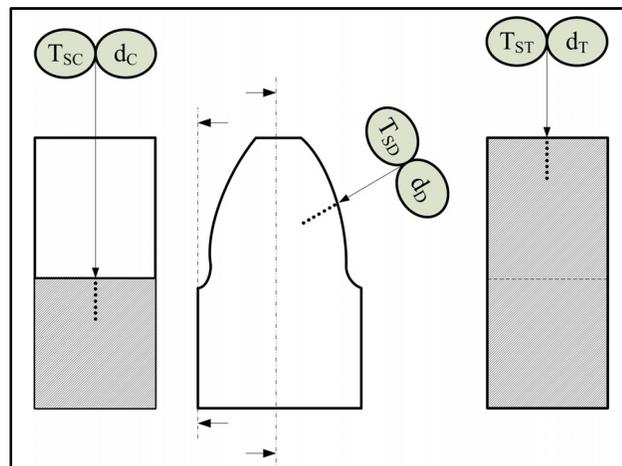
Les résultats de simulation ont permis de comprendre comment les courants induits sont concentrés dans la denture dans les deux cas MF et HF. Dans le cas MF, les courants enregistrent de grandes valeurs en surface et ils sont concentrés sur une faible profondeur dans la racine de la denture. Ces courants génèrent une source de chaleur locale qui transforme cette région bien avant la région de la tête. La température dans la racine est maximale en surface et elle est aussi concentrée sur une faible profondeur. Par conséquent, la profondeur durcie devrait être très faible dans cette région. Dans le cas de la chauffe HF, les courants sont concentrés sur une faible profondeur dans la tête et dans la racine et de la denture et y créent une source de chaleur qui chauffe toute la dent. Les profondeurs durcies sont plus sensibles à une même variation de température en surface dans le cas HF (tête de la denture) comparativement au cas MF (creux de la denture). La température en surface est un critère pertinent pour une première comparaison puisqu'elle est une conséquence de la puissance transmise à la pièce. À ce stade-ci, il est aussi intéressant de remarquer que les effets sont très différents comparativement au cas du chauffage par induction d'un disque où profondeur durcie étaient moins sensibles dans le cas de la chauffe HF comparativement au cas MF. L'étude menée dans cette section a permis de présenter deux cas de chauffe avec des paramètres machines fixes. Il est important maintenant de varier les paramètres machine et de déterminer leurs effets sur la température en surface et sur la profondeur durcie qui constituent les deux critères importants lors du développement industriel. La prochaine section permet de mieux quantifier les effets globaux de la densité du courant imposé et du temps de chauffe et de relier les résultats des simulations aux essais expérimentaux.

### 7.3 Étude de sensibilité globale

Dans le contexte de développement industriel des pièces mécaniques qui utilisent des traitements thermiques par induction, les ingénieurs de développement sont toujours préoccupés par le développement de recettes efficaces dans des délais aussi courts que possible. Cependant, il est difficile de choisir des paramètres machine en se basant seulement

sur l'expérience sans mener une étude de cause à effet de l'influence de ces paramètres sur le profil de dureté. Dans cette optique, l'étude de sensibilité, menée dans cette section et basée sur des résultats de simulation, permet justement de varier ces paramètres et de mesurer leurs effets sur la température en surface et sur le profil de dureté. En effet, les paramètres machine sont choisis de façon à varier la température de 900 °C (début de transformation) à une valeur maximale d'environ 1450 °C (Profil de dureté maximal).

Au départ, la fréquence de traitement est fixée à une des deux valeurs possibles, soit 10 kHz pour la moyenne fréquence et 200 kHz pour la haute fréquence. Ensuite, le temps de chauffe est ajusté à une des trois valeurs 0,25 s, 0,50 s et 1,00 s. La densité du courant imposé dans l'inducteur est augmentée graduellement à partir d'une valeur initiale permettant d'atteindre 900 °C en surface pour chaque temps de chauffe. Afin de mieux caractériser le profil de dureté en surface dans la pièce simulée, les températures en surface et les profondeurs durcies sont mesurées aux trois positions telles qu'illustrées à la figure 7.13, soit au niveau de la tête de la denture ( $T_{ST}$ ,  $d_T$ ), au niveau du diamètre primitif ( $T_{SD}$ ,  $d_D$ ) et au niveau de la racine de la denture ( $T_{SC}$ ,  $d_C$ ).



**Figure 7.13** Mesure des profondeurs durcies.

L'étude de sensibilité est menée dans les deux cas de chauffe MF et HF de façon séparée. L'étude est basée sur l'analyse des températures en surface et des profondeurs durcies et

leurs corrélations aux paramètres de simulation. Finalement, la puissance moyenne reçue par la roue dentée est corrélée ensuite à la densité du courant imposée ( $J_0$ ) avant de définir les ratios de puissance entre cette puissance et la puissance réglée sur la machine. Une étude de sensibilité locale est alors nécessaire pour étudier l'influence des paramètres machine sur un profil donné en combinant les paramètres.

### 7.3.1 Chauffage MF

Le tableau 7.1 présente les valeurs simulées des températures en surface ( $T_{ST}$ ,  $T_{SD}$  et  $T_{SC}$ ) et des profondeurs durcies ( $d_T$ ,  $d_D$  et  $d_C$ ) au niveau des trois positions de la denture, soit la tête, le diamètre primitif et la racine de la denture. À première vue, les valeurs des températures en surface ne sont pas les mêmes dans les trois positions pour une combinaison unique des paramètres de simulation et confirment une certaine concordance avec les résultats de la section précédente. L'écart entre les températures  $T_M$  et  $T_B$  est très grand à une densité  $J_0$  faible et augmente en fonction de  $J_0$ . En ce qui concerne les profondeurs durcies, seulement la région de la racine est transformée et les profondeurs aux autres positions sont nulles. La valeur de la densité du courant imposé ( $J_0$ ) nécessaire pour provoquer une transformation austénitique ( $T_{SC}$  de l'ordre de 900 °C) est de l'ordre de  $2,92 \times 10^{10}$  A.m<sup>-2</sup> pour un temps de 0,25 s et diminue à  $1,70 \times 10^{10}$  A.m<sup>-2</sup> pour une durée de chauffe de 1,00 s.

Tableau 7.1 Effet de la densité du courant imposé et du temps de chauffe sur les températures en surface et sur la profondeur durcie en MF

Temps de chauffe (s)	Densité du courant (A/m <sup>2</sup> )	Température (°C)			Profondeur durcie (mm)		
		$T_{ST}$	$T_{SD}$	$T_{SC}$	$d_T$	$d_D$	$d_C$
<b>0,25</b>	<b><math>2,92 \times 10^{10}</math></b>	<b>670</b>	<b>789</b>	<b>900</b>	<b>0</b>	<b>0</b>	<b>0,30</b>
0,25	$2,99 \times 10^{10}$	677	796	986	0	0	0,45
0,25	$3,07 \times 10^{10}$	684	803	1072	0	0	0,60
0,25	$3,14 \times 10^{10}$	696	813	1186	0	0	0,80
0,25	$3,21 \times 10^{10}$	707	822	1300	0	0	0,95
0,25	$3,28 \times 10^{10}$	710	828	1394	0	0	1,10
0,25	$3,36 \times 10^{10}$	713	834	1487	0	0	1,20
<b>0,50</b>	<b><math>2,22 \times 10^{10}</math></b>	<b>698</b>	<b>770</b>	<b>900</b>	<b>0</b>	<b>0</b>	<b>0,35</b>

Temps de chauffe (s)	Densité du courant ( $A/m^2$ )	Température ( $^{\circ}C$ )			Profondeur durcie (mm)		
		$T_{ST}$	$T_{SD}$	$T_{ST}$	$d_T$	$d_D$	$d_C$
0,50	$2,27 \times 10^{10}$	703	774	980	0	0	0,55
0,50	$2,33 \times 10^{10}$	708	778	1060	0	0	0,75
0,50	$2,38 \times 10^{10}$	714	787	1138	0	0	0,95
0,50	$2,44 \times 10^{10}$	720	796	1215	0	0	1,10
0,50	$2,49 \times 10^{10}$	727	805	1287	0	0	1,25
0,50	$2,55 \times 10^{10}$	733	814	1358	0	0	1,40
<b>1,00</b>	<b><math>1,70 \times 10^{10}</math></b>	<b>717</b>	<b>763</b>	<b>900</b>	<b>0</b>	<b>0</b>	<b>0,40</b>
1,00	$1,74 \times 10^{10}$	725	774	961	0	0	0,65
1,00	$1,78 \times 10^{10}$	732	784	1022	0	0	0,90
1,00	$1,82 \times 10^{10}$	743	798	1086	0	0	1,15
1,00	$1,87 \times 10^{10}$	754	812	1150	0	0	1,35
1,00	$1,91 \times 10^{10}$	759	819	1191	0	0	1,50
1,00	$1,95 \times 10^{10}$	764	827	1232	0	0	1,65

La figure 7.14 présente la variation des températures  $T_{ST}$ ,  $T_{SD}$  et  $T_{SC}$  en fonction de la variation de la densité du courant imposé dans l'inducteur pour un temps de chauffe de 0,50 s. Les températures augmentent de façon linéaire en fonction de la densité du courant  $J_0$ , mais avec des pentes différentes. On remarque qu'à une valeur initiale de  $J_0$  de l'ordre de  $2,22 \times 10^{10} A.m^{-2}$ , la température à la racine est de  $900^{\circ}C$  et ne dépasse pas  $770^{\circ}C$  au niveau du diamètre primitif et  $698^{\circ}C$  au niveau de la tête. L'augmentation de  $J_0$  de 5 % entraîne une augmentation de  $T_{SC}$  de  $80^{\circ}C$  alors que les autres températures n'augmentent pas plus de  $20^{\circ}C$ . La température de surface au niveau de la racine de la denture est très sensible à l'augmentation de la densité du courant imposée.

Les résultats obtenus (Figure 7.15) montrent aussi que pour un même temps de chauffe, la variation de la profondeur durcie à la racine est une fonction quasi linéaire de  $J_0$ . À noter que les valeurs  $J_0$  ne sont pas identiques pour les trois temps de chauffe. On remarque qu'à des valeurs basses de  $J_0$ , une augmentation de ce paramètre de 5 % conduit à une faible augmentation de la profondeur durcie de 0,30 mm. Cependant à des valeurs hautes de  $J_0$ , la même augmentation de  $J_0$  entraîne une augmentation plus faible de la profondeur durcie (moins de 0,20 mm). Par conséquent, la profondeur durcie est plus sensible à de faibles

valeurs de la densité du courant imposée. De plus, quand le temps augmente, la sensibilité de la profondeur durcie devient plus faible et la relation entre  $J_0$  et  $d_C$  devient quasi linéaire.

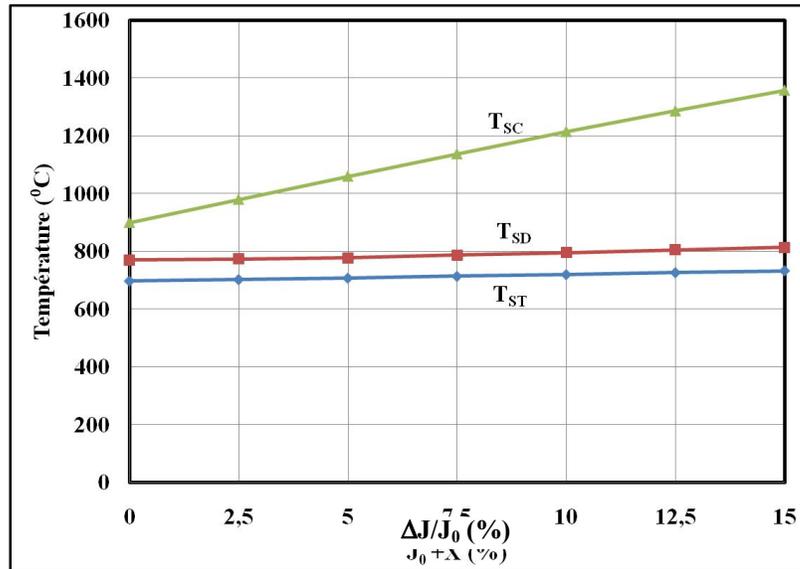


Figure 7.14 Effet de  $J_0$  sur les températures en MF (0,50 s).

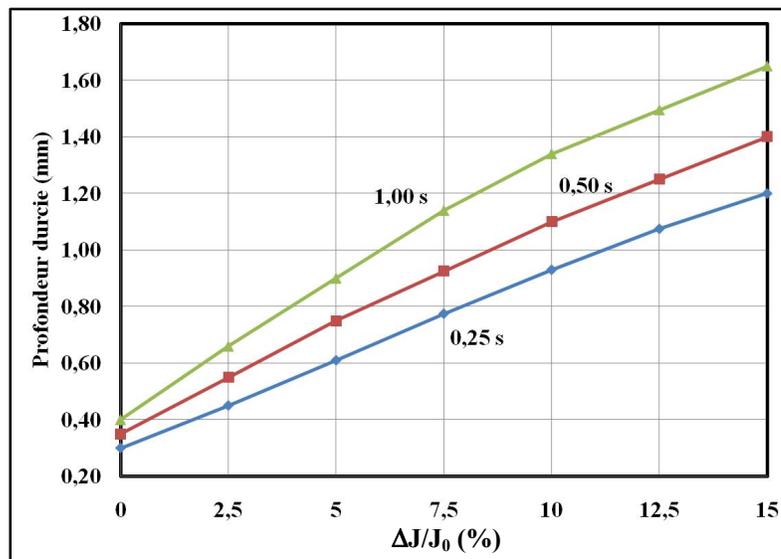
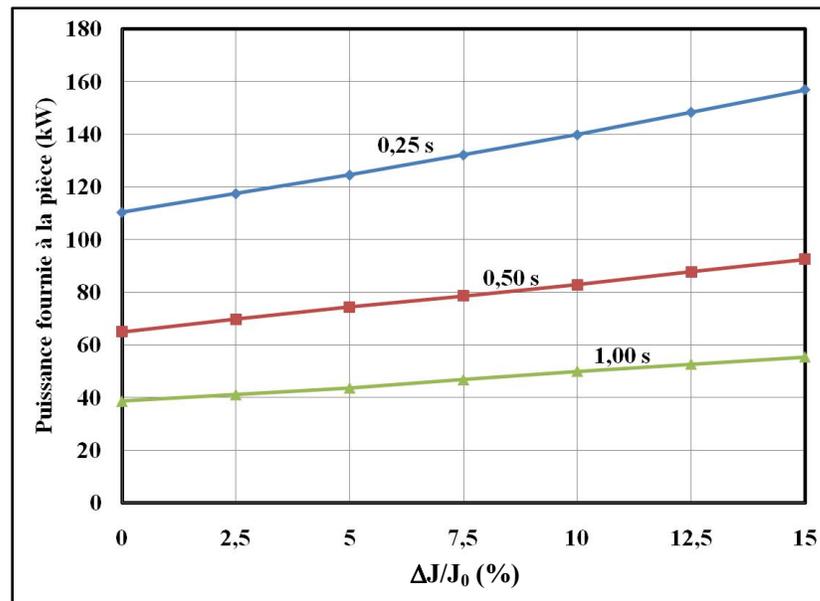


Figure 7.15 Effet de  $J_0$  sur les profondeurs durcies en MF.

Il est aussi intéressant de remarquer que la puissance reçue par la pièce ( $P_S$ ) varie de façon linéaire en fonction de la densité du courant imposé dans l'inducteur tel qu'illustré à la figure 7.16. Ainsi, une augmentation de la densité du courant de 5 % correspond à une augmentation de la puissance de 8 kW pour un temps de chauffe de 0,25 s, de 6 kW pour un temps de chauffe de 0,50 s et de 4 kW pour un temps de chauffe de 1,00 s.



**Figure 7.16** Relation entre  $J_0$  et la puissance reçue par la pièce en MF.

Il est aussi possible d'établir la relation entre les températures en surface et les profondeurs durcies en fonction de la puissance fournie à la pièce ( $P_S$ ) et le temps de chauffe ( $t_c$ ) en utilisant une régression multiple linéaire. Les équations 7.1, 7.2, 7.3 et 7.4 expriment les températures  $T_{ST}$ ,  $T_{SD}$  et  $T_{SC}$  ainsi que la profondeur  $d_C$  en fonction des paramètres de simulation dans les domaines  $[40 \text{ kW} \leq P_S \leq 160 \text{ kW}]$  et  $[0,25 \text{ s} \leq t_c \leq 2 \text{ s}]$ .

$$T_{ST} = 585,3706 + 14,8697 \cdot t_c + 0,0483 \cdot P_S + 2,9757 \cdot t_c \cdot P_S \quad (7.1)$$

$$T_{SD} = 634,7239 + 18,6945 \cdot t_c + 0,7068 \cdot P_S + 2,3291 \cdot t_c \cdot P_S \quad (7.2)$$

$$T_{SC} = -39,733 - 197,9185 \cdot t_c + 3,5978 \cdot P_S + 24,5688 \cdot t_c \cdot P_S \quad (7.3)$$

$$d_C = -1,8035 - 0,5426 \cdot tc + 0,0028 \cdot P_S + 0,0702 \cdot tc \cdot P_S \quad (7.4)$$

Le tableau 7.2 présente une synthèse d'une analyse statistique réalisée sur les modèles et permet de faire comparer les valeurs calculées par simulation et celles prédites avec les modèles de régression. Les résultats obtenus permettent de confirmer que pratiquement plus de 95 % de fluctuation des grandeurs calculées est exprimé par les deux variables. L'analyse de la variance permet de remarquer que l'écart type est très faible pour les températures en surface (au plus 5 °C) et pour les profondeurs durcies (0,04 mm).

Tableau 7.2 Performances des modèles de régression - MF

Critère	T <sub>ST</sub>	T <sub>SD</sub>	T <sub>SC</sub>	d <sub>C</sub>
R <sup>2</sup>	0,9833	0,9466	0,9298	0,9895
Écart-type	3,45	5,09	47,52	0,0381

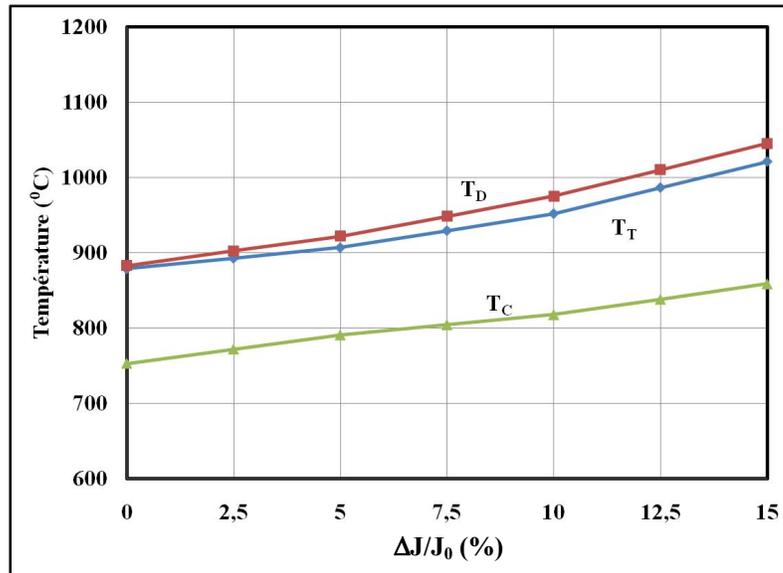
### 7.3.2 Chauffage HF

Le tableau 7.3 regroupe les résultats de simulation pour la HF à savoir : les températures en surface (T<sub>ST</sub>, T<sub>SD</sub> et T<sub>SC</sub>) et les profondeurs durcies (d<sub>T</sub>, d<sub>D</sub> et d<sub>C</sub>) au niveau des trois positions de la denture en fonction des paramètres de simulation. Les températures de surface au niveau de la tête sont plus importantes et elles enregistrent un décalage important par rapport aux autres températures. L'écart entre les températures T<sub>ST</sub> et T<sub>SC</sub> est très grand à une densité J<sub>0</sub> faible et diminue en fonction de J<sub>0</sub>. En ce qui concerne les profondeurs durcies, les régions de la tête du diamètre primitif commencent à se transformer en même temps quand la température atteinte 900 °C. Par contre, au niveau du creux, la profondeur durcie reste nulle même à des densités du courant imposé importantes. La valeur de la densité du courant imposé (J<sub>0</sub>) nécessaire pour provoquer une transformation austénitique (T<sub>ST</sub> de l'ordre de 900 °C) est de l'ordre de 10,19x10<sup>10</sup> A.m<sup>-2</sup> pour un temps de 0,25 s et diminue à 6,17x10<sup>10</sup> A.m<sup>-2</sup> quand le temps de chauffe augmente à 1,00 s. En effet, le temps joue certainement un rôle important dans la diffusion d'énergie des zones chaudes vers le cœur de la pièce.

Tableau 7.3 Effet de la densité du courant imposé et du temps de chauffe sur les températures en surface et sur la profondeur durcie en HF

Paramètres de simulation		Variables mesurées					
Temps de chauffe (s)	Densité du courant ( $A/m^2$ )	Température ( $^{\circ}C$ )			Profondeur durcie (mm)		
		$T_{ST}$	$T_{SD}$	$T_{SC}$	$d_T$	$d_D$	$d_C$
<b>0,25</b>	<b><math>10,19 \times 10^{10}</math></b>	<b>866</b>	<b>889</b>	<b>827</b>	<b>0,7</b>	<b>0,35</b>	<b>0</b>
0,25	$10,45 \times 10^{10}$	878	913	849	1,00	0,50	0
0,25	$10,70 \times 10^{10}$	890	936	870	1,25	0,60	0,10
0,25	$10,96 \times 10^{10}$	901	959	889	1,40	0,70	0,15
0,25	$11,21 \times 10^{10}$	913	981	908	1,60	0,75	0,20
0,25	$11,46 \times 10^{10}$	937	1012	930	1,70	0,80	0,25
0,25	$11,72 \times 10^{10}$	961	1042	952	1,80	0,90	0,30
<b>0,50</b>	<b><math>7,93 \times 10^{10}</math></b>	<b>879</b>	<b>883</b>	<b>753</b>	<b>1,20</b>	<b>0,45</b>	<b>0</b>
0,50	$8,13 \times 10^{10}$	893	903	772	1,45	0,60	0
0,50	$8,32 \times 10^{10}$	907	922	791	1,70	0,75	0
0,50	$8,52 \times 10^{10}$	930	949	805	1,90	0,90	0
0,50	$8,72 \times 10^{10}$	952	975	818	2,10	1,00	0
0,50	$8,92 \times 10^{10}$	987	1010	839	2,35	1,20	0,05
0,50	$9,12 \times 10^{10}$	1021	1045	859	2,60	1,40	0,1
<b>1,00</b>	<b><math>6,1 \times 10^{10}</math></b>	<b>888</b>	<b>878</b>	<b>712</b>	<b>1,60</b>	<b>0,55</b>	<b>0</b>
1,00	$6,32 \times 10^{10}$	921	906	730	2,00	0,80	0
1,00	$6,47 \times 10^{10}$	954	933	748	2,35	1,05	0
1,00	$6,63 \times 10^{10}$	983	959	762	2,55	1,30	0
1,00	$6,78 \times 10^{10}$	1012	986	775	2,75	1,50	0
1,00	$6,94 \times 10^{10}$	1045	1018	788	2,90	1,75	0
1,00	$7,09 \times 10^{10}$	1078	1050	800	3,00	2,00	0

La figure 7.17 présente l'évolution des  $T_{ST}$ ,  $T_{SD}$  et  $T_{SC}$  quand la densité du courant imposé augmente dans l'inducteur pour un temps de chauffe de 0,5 s. À une valeur de 0,50 s et à une  $J_0$  de l'ordre de  $7,93 \times 10^{10} A \cdot m^{-2}$ , la température au niveau de la tête est de 879  $^{\circ}C$  et de 883  $^{\circ}C$  au niveau du diamètre primitif et ne dépasse pas 753  $^{\circ}C$  au niveau de la racine de la denture. L'augmentation de  $J_0$  de 5 % entraîne une augmentation des trois températures  $T_{ST}$ ,  $T_{SD}$  et  $T_{SC}$  de 20  $^{\circ}C$ . Les températures  $T_{ST}$  et  $T_{SD}$  augmentent façon non linéaire en fonction de  $J_0$ , tandis que la température à la racine croît de manière linéaire en fonction de la densité du courant imposé.



**Figure 7.17** Effet de  $J_0$  sur les températures en HF (0,50 s).

En ce qui concerne les profondeurs durcies, les résultats de la figure 7.18 montrent que la région de la tête et du diamètre primitif sont transformées pour une densité  $J_0$  de départ ( $10,19 \times 10^{10} \text{ A.m}^{-2}$  pour un temps de chauffe de 0,25 s,  $7,93 \times 10^{10} \text{ A.m}^{-2}$  pour un temps de chauffe de 0,50 s et  $6,17 \times 10^{10} \text{ A.m}^{-2}$  pour un temps de chauffe de 1,00 s). Les profondeurs durcies au niveau de la tête varient de façon non linéaire en fonction de la densité du courant imposé, tandis que les profondeurs durcies au niveau du diamètre primitif augmentent de façon quasi linéaire en fonction de  $J_0$ . Une variation de 5 % de  $J_0$  correspond à une variation de la profondeur durcie au niveau de la tête de la denture de 0,80 mm pour un temps de chauffe de 1,00 s et de 0,50 mm pour les autres temps. Quand le temps augmente, les profondeurs durcies au niveau de la tête sont moins sensibles à l'augmentation de  $J_0$  qu'à des hautes densités du courant. De plus, la puissance reçue par la pièce varie de façon linéaire en fonction de la densité du courant dans l'inducteur (Figure 7.19). Ainsi, une augmentation de la densité du courant de 5 % correspond à une augmentation de la puissance de 5,5 kW pour un temps de chauffe de 0,25 s, de 3,5 kW pour un temps de chauffe de 0,50 s et de 2 kW pour un temps de chauffe de 1,00 s.

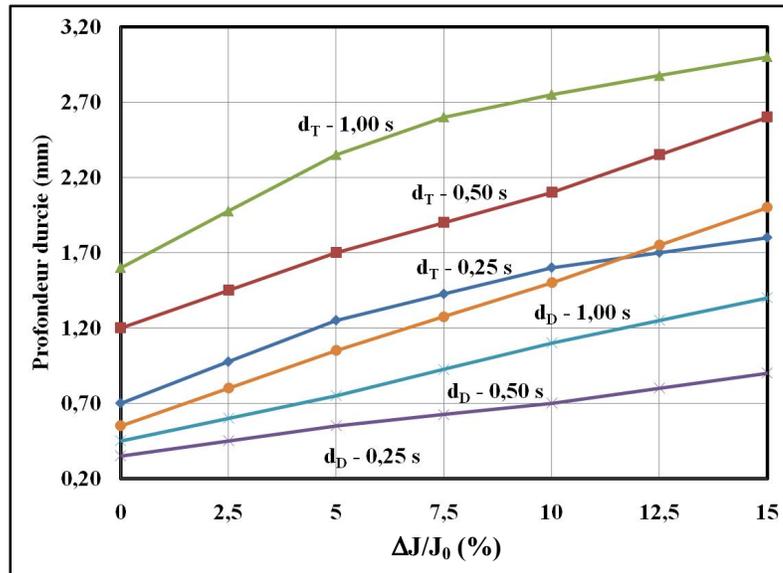


Figure 7.18 Effet de  $J_0$  sur les profondeurs durcies en HF.

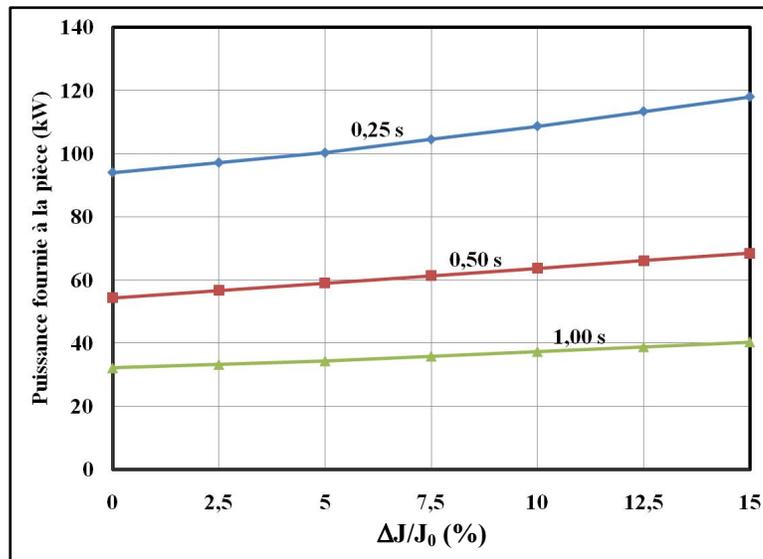


Figure 7.19 Relation entre  $J_0$  et la puissance reçue en HF.

Les températures en surface et les profondeurs durcies peuvent être estimées en fonction des paramètres de simulation, soit la puissance fournie à la pièce ( $P_s$ ) et le temps de chauffe ( $t_c$ ) en utilisant une régression multiple linéaire dans les domaines [ $30 \text{ kW} \leq P_s \leq 120 \text{ kW}$ ] et [ $0,25 \text{ s} \leq t_c \leq 2 \text{ s}$ ] (équations 7.5, 7.6, 7.7, 7.8 et 7.9).

$$T_{ST} = 382,503 - 94,7651 \cdot tc + 0,502 \cdot P_S + 18,7555 \cdot tc \cdot P_S \quad (7.5)$$

$$T_{SD} = 336,4633 - 125,7184 \cdot tc + 1,3864 \cdot P_S + 19,4335 \cdot tc \cdot P_S \quad (7.6)$$

$$T_{SC} = 403,3799 - 58,3322 \cdot tc + 2,5221 \cdot P_S + 8,972 \cdot tc \cdot P_S \quad (7.7)$$

$$d_T = -3,1433 - 0,7142 \cdot tc + 0,001 \cdot P_S + 0,1738 \cdot tc \cdot P_S \quad (7.8)$$

$$d_D = -2,9734 - 0,5704 \cdot tc + 0,0031 \cdot P_S + 0,1303 \cdot tc \cdot P_S \quad (7.9)$$

Une analyse statistique réalisée sur les modèles a permis de trouver une concordance entre les températures en surface et les profondeurs durcies calculées par simulation et celles prédites avec les modèles présentés ci-dessus. L'analyse statistique présentée au tableau 7.4 permet de confirmer que les coefficients de corrélation sont très grands (pratiquement plus de 95 % de fluctuations des deux grandeurs sont exprimées par le temps de chauffe et par la puissance fournie à la pièce. De plus, les écarts-types sont faibles et ils ne dépassent pas 12 °C pour les températures en surface et 0,12 mm pour les profondeurs durcies.

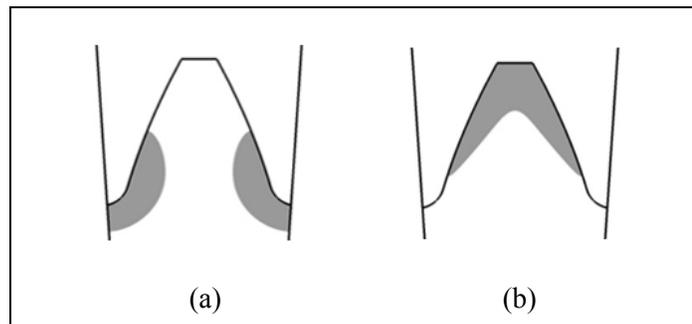
Tableau 7.4 Performances des modèles de régression en HF

Critère	T <sub>ST</sub>	T <sub>SD</sub>	T <sub>SC</sub>	d <sub>T</sub>	d <sub>D</sub>
R <sup>2</sup>	0,9674	0,9935	0,9957	0,9731	0,9460
Écart-type	11,33	4,65	4,54	0,1112	0,1060

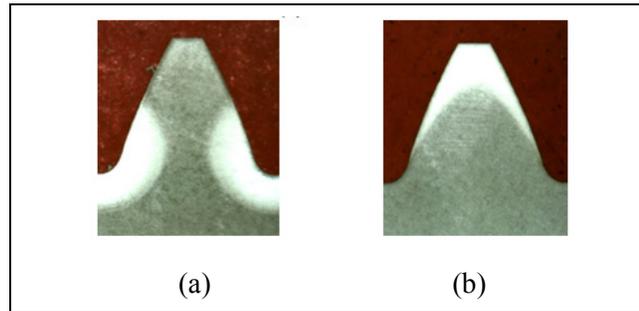
#### 7.4 Validation expérimentale

Afin de valider les simulations, des tests expérimentaux ont été effectués sur la machine de chauffage par induction située à l'École de technologie supérieure en utilisant le même montage expérimental présenté dans le chapitre 3. Quelques hypothèses ont été considérées dans cette étude, en effet, le délai entre la fin de la chauffe et la douche est négligé, l'erreur de répétitivité et de précision au niveau du réglage des paramètres machine est considérée négligeable et la pièce est centrée horizontalement et verticalement dans l'inducteur.

Dans un premier temps, seulement deux tests ont été effectués pour un temps de 0,50 s et pour les cas de chauffe MF et HF. Les puissances machine ont été augmentées jusqu'à obtenir une profondeur durcie autour de 1 mm au niveau de la racine de la denture et d'environ 1,50 mm au niveau de la tête. Les résultats obtenus par expérimentation ont été comparés en utilisant les résultats de la simulation qui semble un outil intéressant pour distinguer les régions chauffées par induction. En utilisant l'hypothèse que toute région chauffée jusqu'à la valeur  $A_{c3}$  devient austénite et se transforme en martensite, il est possible de prédire tout d'abord les formes des régions durcies. Ainsi, les résultats de simulations montrent que seulement la région de la racine et une petite région du flanc de la denture se transforment en martensite dure (Figure 7.20.a) quand la moyenne fréquence est appliquée. Toutefois, dans le cas HF, seules la région de la tête et la partie supérieure du flanc sont transformées en martensite dure (Figure 7.20.b). La figure 7.21 confirme une nette concordance entre les résultats de simulation de l'expérimentation dans les deux cas MF et HF. À noter que les profils de dureté ont été représentés seulement dans le plan médian afin de pouvoir comparer ces résultats avec les résultats du modèle 2D.



**Figure 7.20 Profils de dureté simulés, (a) 10 kHz, 0,50 s et  $2,40 \times 10^{10}$  A.m<sup>-2</sup> et (b) 200 kHz, 0,50 s et  $10,70 \times 10^{10}$  A.m<sup>-2</sup> (Martensite en gris).**



**Figure 7.21 Profils de dureté expérimentaux, (a) 10 kHz, 0,50 s et 220 kW et (b) 200 kHz, 0,50 s et 83 kW (Martensite en région brillante).**

Le tableau 7.5 résume les deux tests utilisés pour cette première validation expérimentale. Les profondeurs durcies sont celles obtenues au plan médian et sont comparées à celles obtenues en simulation.

Tableau 7.5 Plan d'expérience de validation

Test	Fréquence (kHz)	Temps de chauffe (s)	Puissance (kW)	Profondeurs durcies (mm)		
				$d_T$	$d_D$	$d_C$
1	10	0,50	220	0	0	1,10
2	200	0,50	83	1,50	0,30	0

#### 7.4.1 Calibration

Les résultats de simulation concordent avec les essais expérimentaux pour les deux tests réalisés. Cependant les modèles numériques ne peuvent être utilisés pour prédire les profils de dureté sans établir la relation entre les paramètres de simulation et de l'expérimentation, autrement dit, entre la densité du courant imposé dans l'inducteur ( $J_0$ ) et la puissance machine ( $P_M$ ). Il est d'abord légitime d'ajuster la densité du courant imposé dans l'inducteur de façon à avoir les mêmes profils de dureté en simulation qu'en expérimentation. Ensuite, un ratio entre la puissance d'entrée ( $P_M$ ) et la puissance reçue par la pièce ( $P_S$ ) pourrait être

déterminé. Ainsi les résultats de cette calibration sont importants puisqu'ils serviront à vérifier la robustesse des modèles de simulation et à valider l'étude des sensibilités locales autour d'un profil donné. Ces résultats ont un impact sans équivoque sur les étapes de développement des recettes pour des pièces mécaniques puisque les résultats de l'étude de sensibilité globale seront utilisés pour établir grossièrement la forme du profil de dureté et l'étude de sensibilité locale pour raffiner le profil sans faire de tests expérimentaux additionnels.

Le tableau 7.6 propose des valeurs de ratio de puissance pour les deux tests utilisés dans la section précédente. Le ratio est plus important dans le cas HF (67 %) comparativement au cas MF (39 %). Ces deux ratios sont beaucoup plus faibles en les comparant aux ratios déterminés dans le cas de la pièce cylindrique en utilisant le modèle axisymétrique 2D (Tableau 6.6). Cette différence peut s'expliquer par le fait que le modèle 2D appliqué à une dent d'engrenage ne permet pas de considérer l'effet de bord et tenir compte de la distribution réelle de l'énergie aux bords et au plan médian. Par conséquent, la calibration des modèles 2D sous-estime ces ratios de puissance.

Tableau 7.6 Ratios de puissance

Test	$P_M$ (kW)	$P_S$ (kW)	Ratio
1 (MF)	220	85	0,39
2 (HF)	83	56	0,67

Connaissant le ratio de puissance et la puissance machine, il est possible de connaître la puissance reçue par la pièce ( $P_S$ ) et vu la relation linéaire qui existe  $P_S$  et  $J_0$ , il est facile de déterminer la densité du courant imposé à ajuster dans l'inducteur en simulation. Les modèles développés doivent maintenant être vérifiés en utilisant des nouveaux tests dont le temps de chauffe est différent des tests 1 et 2 et dans les deux cas MF et HF. Dans un premier temps, quatre tests ont été utilisés pour vérifier la robustesse des modèles et les résultats obtenus confirment que les erreurs entre les modèles développés et l'expérimentation ne dépassent pas 0,2 mm (Tableau 7.7).

Tableau 7.7 Plan d'expérience de validation

Test	Paramètre machine	Profondeurs durcies mesurées (mm)			Profondeurs durcies Prédites (mm)		
		$d_T$	$d_D$	$d_C$	$d_T$	$d_D$	$d_C$
3	10 kHz, 0,25 s et 380 kW	0	0	0,95	0	0	0,85
4	10 kHz, 1,00 s et 140 kW	0	0	1,20	0	0	1,30
5	200 kHz, 0,25 s et 152 kW	1,50	0,50	0	1,50	0,70	0
6	200 kHz, 1,00 s et 52 kW	1,80	0,40	0	2,00	0,35	0

Dans un deuxième temps, il est intéressant de voir comment les modèles se comportent en combinant les deux fréquences MF et HF de façon séquentielle. Trois autres tests ont été effectués dont les recettes sont présentées dans les tableaux 7.8, 7.9 et 7.10. Ces derniers résument les paramètres machine des recettes utilisées, soit les fréquences de chauffe, les temps chauffe et de diffusion et la puissance machine. Les profondeurs durcies ont été mesurées expérimentalement seulement au niveau du plan médian de la dent pour pouvoir comparer avec les résultats des modèles 2D qui ne permettent pas de prédire les profondeurs aux bords. Ensuite, les mêmes recettes ont été exploitées en simulation en utilisant les mêmes puissances, temps de chauffe et fréquences pour trouver les profondeurs durcies et valider la robustesse des modèles et ainsi montrer que la simulation peut être utilisée avantageusement pour le développement de recettes pour les composantes mécaniques par induction.

Tableau 7.8 Paramètres machine du test 7

Étape	Fréquence (kHz)	Temps de chauffe (s)	$P_M$ (kW)	$P_S$ (kW)
<b>Préchauffage - MF</b>	10	1,30	32	16
<b>Diffusion</b>	-	0,20	-	-
<b>Chauffage - MF</b>	10	0,30	116	93
<b>Diffusion</b>	-	0,20	-	-
<b>Chauffage - HF</b>	200	0,30	105	84

Tableau 7.9 Paramètres machine du test 8

Étape	Fréquence (kHz)	Temps de chauffe (s)	P <sub>M</sub> (kW)	P <sub>S</sub> (kW)
<b>Préchauffage - MF</b>	10	1,20	20	10
<b>Diffusion</b>	-	0,20	-	-
<b>Chauffage - HF</b>	200	0,20	210	168

Tableau 7.10 Paramètres machine du test 9

Étape	Fréquence (kHz)	Temps de chauffe (s)	P <sub>M</sub> (kW)	P <sub>S</sub> (kW)
<b>Chauffage - MF</b>	10	0,50	78	38
<b>Diffusion</b>	-	0	-	-
<b>Chauffage - HF</b>	200	0,50	65,5	60

Ainsi, comme l'illustre le tableau 7.11, les profondeurs durcies obtenues par simulation sont assez comparables à celles obtenues lors des tests expérimentaux. Ces résultats démontrent clairement que les ratios sont très utiles pour la calibration et que les modèles préliminaires élaborés ont une capacité de prédiction avec une erreur de moins 0,20 mm pour la roue dentée étudiée et pour le matériau utilisé.

Tableau 7.11 Profondeurs durcies (mm) pour les tests 7 à 9 obtenues en simulation et en expérimentation

Test	Expérimentation			Simulation			Erreur (mm)		
	d <sub>T</sub>	d <sub>D</sub>	d <sub>C</sub>	d <sub>T</sub>	d <sub>D</sub>	d <sub>C</sub>	d <sub>T</sub>	d <sub>D</sub>	d <sub>C</sub>
7	2,90	-	0,50	2,75	-	0,45	0,15	-	0,05
8	2,50	-	0,45	2,40	-	0,40	0,10	-	0,05
9	3,20	1,05	0,20	3,00	1,05	0,20	0,20	0	0

## 7.5 Étude de sensibilité locale

Suite à la validation expérimentale, il est nécessaire d'effectuer une étude de sensibilité du profil de dureté obtenu (profil nominal avec  $d_T$  de 1,60 mm et  $d_C$  de 0,50 mm) à l'aide d'un chauffage à double fréquence séquentiel. Le cycle de chauffage est composé d'une chauffe MF suivie d'un temps de diffusion (0,1 s) et d'une chauffe HF. Cette étude est exécutée en variant localement les différents paramètres machine autour du profil nominal. Pour évaluer l'influence des paramètres, la plage de variation des paramètres autour des valeurs nominales utilisées pour atteindre le profil de dureté nominale (niveau 2). La puissance MF est variée entre 20 kW et 40 kW et la puissance HF est variée entre 150 kW et 170 kW. Le temps de chauffe MF est varié entre 0,9 s et 1,1 s et le temps de chauffe HF est varié entre 0,2 s et 0,3 s. Le temps de diffusion est varié entre 0 s et 0,2 s. Le tableau 7.12 résume les facteurs et leurs niveaux utilisés dans la conception de l'expérience (données extraites des simulations). Une matrice orthogonale (MO) basée sur la méthode de Taguchi et correspondant à 16 simulations est employée à cet effet et permet de regrouper les paramètres machine et les profondeurs durcies calculées par simulation.

Tableau 7.12 Niveaux des facteurs

Paramètres	Code	Niveau 1	Niveau 2	Niveau 3
<b>Puissance MF (kW)</b>	A	20	30	40
<b>Puissance HF (kW)</b>	B	150	160	170
<b>Temps MF (s)</b>	C	0,9	1	1,1
<b>Temps de diffusion (s)</b>	D	0	0,1	0,2
<b>Temps HF (s)</b>	E	0,2	0,25	0,3

Les résultats de simulation sont résumés dans le tableau 7.13. On remarque que la profondeur durcie au niveau de la tête de la denture est beaucoup plus sensible à la variation des paramètres machine comparativement à la profondeur durcie à la racine. De plus, le profil de dureté le plus profond est enregistré dans le test 3, tandis que le profil de dureté est minimal au test 1. Les profondeurs durcies augmentent en fonction des paramètres machine.

Tableau 7.13 Matrice orthogonale (L<sub>16</sub>)

Test	A	B	C	D	E	d <sub>T</sub>	d <sub>C</sub>
1	20	150	0,9	0	0,2	1,8	0,3
2	20	160	1	0,1	0,25	2,7	0,55
3	20	170	1,1	0,2	0,3	3,5	0,7
4	20	160	1	0,1	0,2	2,1	0,4
5	30	150	1	0,2	0,2	2,1	0,4
6	30	160	0,9	0,1	0,3	3,2	0,7
7	30	170	1	0	0,25	3	0,6
8	30	160	1,1	0,1	0,2	2,4	0,5
9	40	150	1,1	0,1	0,25	2,3	0,55
10	40	160	1	0,2	0,2	2,3	0,45
11	40	170	0,9	0,1	0,2	2,4	0,5
12	40	160	1	0	0,3	3,1	0,7
13	20	150	1	0,1	0,3	2,75	0,55
14	20	160	1,1	0	0,2	2,3	0,45
15	20	170	1	0,1	0,2	2,2	0,5
16	20	160	0,9	0,2	0,25	2,5	0,5

L'analyse statistique de la variance a permis aussi de relever les contributions des paramètres machine. Les résultats obtenus montrent que les profondeurs durcies sont principalement affectées par le temps HF et par la puissance HF. Les effets de la puissance MF et du temps de chauffe MF sont moins importants, tandis que l'effet du temps de diffusion est nul. En outre, chaque profondeur est affectée différemment par les paramètres. La puissance HF et le temps HF contribuent à eux deux pour plus de 90 % dans la variation de d<sub>T</sub> et pour plus de 85 % dans la variation de d<sub>C</sub>. La puissance MF et le temps de chauffe MF contribuent pour moins de 3 % dans la variation de d<sub>T</sub> et pour moins de 8 % dans la variation de d<sub>C</sub>. L'erreur est faible et représente moins de 6 % de la variation des deux profondeurs.

Tableau 7.14 Contributions des paramètres machine

Profondeur	A (%)	B (%)	C (%)	D (%)	E (%)	Erreur (%)
d <sub>T</sub>	2,4	17,8	0,6	0	73,2	6,0
d <sub>C</sub>	5,7	16,0	1,9	0	70,7	5,7

L'analyse des diagrammes des effets montre l'importance relative de la contribution des différents facteurs dans la variation des profondeurs  $d_T$  et  $d_C$  et fournit la nature de leur relation. Il est important de noter que les effets des quatre facteurs suivent les mêmes tendances. Dans l'ensemble, les deux profondeurs durcies sont minimales à une puissance MF de 20 kW, un temps de chauffe MF de 0,9 s, une puissance HF de 150 kW et un temps de chauffe HF de 0,2 s. Ces deux profondeurs sont maximales à une puissance MF de 20 kW, un temps de chauffe MF de 1,1 s, une puissance HF de 170 kW et un temps de chauffe HF de 0,3 s. Globalement les deux profondeurs durcies augmentent avec les puissances MF et HF et avec les temps de chauffe MF et HF.

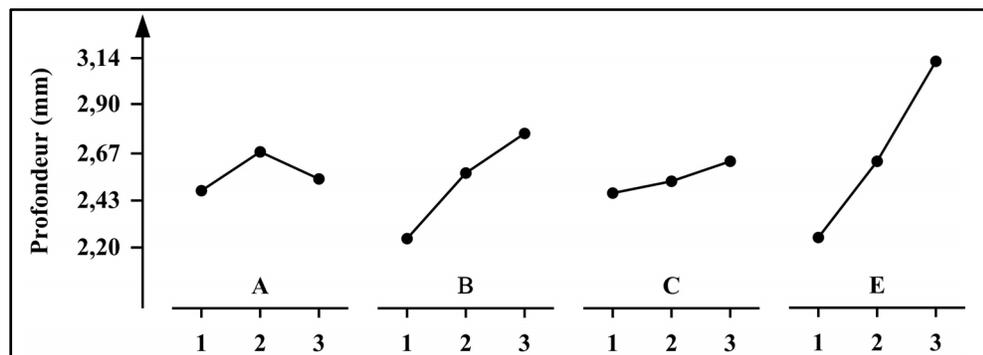


Figure 7.22 Effets des paramètres machine sur  $d_T$ .

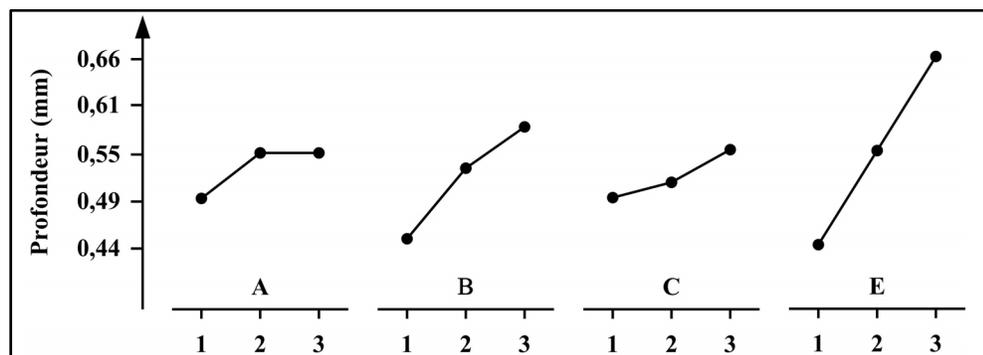


Figure 7.23 Effets des paramètres machine sur  $d_C$ .

## 7.6 Synthèse

Le présent chapitre a mis l'accent sur l'étude de sensibilité du profil de dureté des engrenages en fonction des paramètres machine en utilisant un modèle 2D. Tout d'abord, il a présenté un modèle 2D pour déterminer les distributions du courant induit et de la température dans une dent d'engrenage en acier AISI-4340 en optimisant le maillage via une étude de convergence et en tenant compte des paramètres de simulation et des hypothèses simplificatrices. Ensuite, une étude de sensibilité paramétrique a été menée pour comparer les deux cas de chauffe MF et HF et afin de bien comprendre l'effet de la variation des propriétés du matériau et le lien qui existe entre les courants induits et les températures durant la chauffe. Ensuite, une étude de sensibilité globale a permis d'étudier les effets du temps de chauffe et de la densité du courant imposé sur les températures en surface et sur la profondeur durcie. Ce chapitre a présenté ensuite les étapes de la validation expérimentale et de la calibration des modèles développés en utilisant les deux modes de chauffe mono-fréquence et à double fréquence séquentielles. Finalement, une étude de sensibilité globale a été conduite permettant d'étudier les effets de faibles variations des paramètres machine sur le profil de dureté en utilisant seulement les résultats de la simulation.

L'étude de sensibilité paramétrique a permis de comparer les deux cas de chauffe MF et HF et de statuer que les modèles 2D donnent des résultats semblables à ceux obtenus lors d'essais expérimentaux menés dans le cadre de projets de développement pour la compagnie PWC ou trouvés dans la littérature (Rudnev et coll., 2003). De plus, l'analyse des courants induits et des températures a permis de constater que la puissance MF diffuse ces courants en profondeur dans la pièce et les concentre à la racine de la denture, tandis que la puissance HF tend à concentrer les courants induits suivant le contour. Ces courants se trouvent aussi affectés par les propriétés du matériau et diminuent grandement en fonction de la diminution de la perméabilité magnétique relative et de la conductivité électrique. Les températures dans la région de la racine sont plus élevées à une faible profondeur par rapport à la région de la tête où les températures sont quasi constantes sur toute la hauteur de la dent. Ce constat a

permis de conclure que la profondeur durcie est très sensible à la puissance machine au niveau de la tête comparativement à la racine de la denture.

L'étude de sensibilité globale a permis d'étudier l'effet des paramètres de simulation sur les températures en surface et les profondeurs durcies pour les deux cas de chauffe MF et HF. Cette étude a permis de couvrir un certain domaine de variation du temps de chauffe et de la densité du courant induit pour avoir des profondeurs durcies variant de 0 à 1,5 mm dans la racine et de 0 à 3 mm au niveau de la tête. Les résultats ont confirmé que pour les trois temps de chauffe (0,25 s, 0,50 s et 1,00 s), la température  $T_{SC}$  était très sensible à l'augmentation de  $J_0$  par rapport aux autres températures dans le cas MF, tandis que la température  $T_{ST}$  était sensible à l'augmentation de  $J_0$  dans le cas HF. Ensuite, une relation linéaire a été établie entre la densité du courant imposé et la puissance reçue par la pièce. Ainsi, les températures en surface et les profondeurs durcies ont été corrélées à la puissance  $P_S$  et au temps de chauffe en utilisant une régression multiple. Les résultats obtenus ont permis de conclure que les températures en surface et les profondeurs durcies peuvent être estimées par une régression linéaire dont les variables sont la puissance  $P_S$  et le temps de chauffe.

La validation expérimentale a permis de déterminer des ratios de puissances en superposant les profils de dureté obtenus expérimentalement et par simulation en absence d'outils fiables de mesure du courant circulant dans l'inducteur et de la température en surface. Ces ratios ont été exploités avantageusement en simulation pour vérifier les résultats de tests expérimentaux obtenus à l'aide de recettes développées sur la machine à induction. Ainsi, ces tests ont confirmé que les modèles de tendance développés sont assez précis pour les utiliser efficacement dans le développement de recettes pour l'industrie. De plus, les tests expérimentaux ont permis de constater des limitations au niveau de la machine. En effet, la répétitivité de la machine au niveau de la consigne de puissance est de 1 % (10 kW pour la chauffe MF et 4,5 kW pour la chauffe HF) et de 5 % au niveau de la consigne du temps de chauffe. La répétitivité de la machine en terme de consignes relatives aux paramètres machine et de déplacement a certainement un impact important sur la précision et la qualité des profils de dureté désirés. D'autres facteurs peuvent être considérés tels que les erreurs d'alignement de la roue dentée dans l'inducteur et les erreurs de fabrication des inducteurs

qui rendent l'entrefers entre la pièce et l'inducteur variable. Ces erreurs ont certainement un effet composé sur la qualité des composantes développées et méritent d'être étudiées en répétant les tests expérimentaux.

L'étude de sensibilité locale a permis d'étudier l'effet d'une variation locale de puissance machine, du temps de chauffe et de la fréquence de traitement sur les profondeurs durcies. Cette étude était basée sur un plan d'expérience utilisant la méthode de Tagushi et elle a utilisé seulement des résultats de simulation en se basant sur les modèles développés et calibrés. Les résultats obtenus ont permis de négliger l'effet de la variation de la fréquence dans le domaine de variation choisi dans les deux cas MF et HF et de pouvoir penser à raffiner les recettes en changeant la puissance machine et le temps de chauffe selon ce que la machine est capable de fournir autour d'un certain profil de dureté ainsi de déterminer une précision à cause de la répétitivité de la machine.

Au niveau du profil de dureté, la région du survenu n'a pas été analysée. Cette région est affectée par l'historique de température lors de la chauffe et dépend des températures  $Ac_1$  et  $Ac_3$ . Il est cependant important de remarquer que la région de survenue est très faible au niveau de la racine de la denture comparativement à la région de la tête. Cette constatation est confirmée par la distribution des températures, vu que la chaleur pénètre difficilement la racine de la denture par rapport aux autres régions. De plus, la vitesse de chauffe a un effet important sur cette région puisque les températures  $Ac_1$  et  $Ac_3$  changent en fonction de cette vitesse. Ainsi, il serait intéressant de développer une approche permettant de prédire la forme de la courbe en fonction de la distribution finale de la température. L'effet de bord ne peut pas être évalué en simulation en utilisant seulement le modèle 2D et seulement le profil de dureté au plan médian de la roue dentée a été étudié. D'ailleurs, en industrie, les critères de conception sont basés sur ce profil de dureté puisque les profondeurs durcies sont inférieures à celles que l'on retrouve aux bords.

## CONCLUSION

Dans l'optique de développer des modèles de prédiction du profil de dureté obtenu lors d'une trempe par induction et capable d'aider les équipementiers à élaborer des recettes, le but de la thèse est d'étudier la sensibilité du profil de dureté obtenu sur des engrenages droits traités thermiquement par induction en fonction des propriétés du matériau et des paramètres machine. Plus spécifiquement, les objectifs de cette thèse étaient :

- Le développement de modèles numériques qui intègrent les connaissances actuelles dans le domaine de la simulation du procédé de chauffe par induction;
- L'étude de la sensibilité du profil de dureté à des variations des propriétés du matériau;
- L'étude de sensibilité du profil de dureté à la variation des paramètres du procédé en utilisant des modèles 2D axisymétrique et 2D;
- La validation expérimentale des modèles développés en effectuant des tests sur la machine à induction située au laboratoire de traitement thermique par induction à l'École de technologie supérieure de Montréal.

Afin de réaliser ce projet de recherche, une méthodologie appropriée a été adoptée en réalisant les étapes suivantes :

- Une revue de littérature sur les avancées en terme de simulation du procédé appliqué à des géométries simples et à des engrenages;
- Les principes de base du traitement thermique par induction et des défis industriels liés aux étapes de développement des recettes;
- La formulation et le développement d'un modèle par éléments finis couplant les équations de Maxwell de l'électromagnétisme et les équations de Fourier-Kirchhoff régissant le transfert de chaleur;
- L'implantation des modèles 2D axisymétrique et 2D développés dans le logiciel Comsol;
- Une campagne de simulation visant l'étude du procédé de trempe par induction;

- Une campagne d'essais expérimentaux sur des disques et des roues dentées.

En ce qui concerne le premier objectif, le modèle 2D axisymétrique développé a été employé pour déterminer l'importance des propriétés du matériau et l'effet des conditions hors équilibre thermodynamique. L'analyse est effectuée en analysant l'effet de chaque propriété sur les températures en surface avant de coupler ces propriétés en utilisant un plan d'expérience adéquat combiné à une analyse statistique de variance. Durant cette analyse, les étendues de variation des propriétés du matériau (perméabilité magnétique relative, conductivité électrique, conductivité thermique et chaleur spécifique) ont été définies en fonction de la variation des températures d'austénitisation (grandes vitesses de chauffe). Cependant, l'étude de sensibilité a été basée sur des approximations en ce qui concerne les valeurs des propriétés pour les températures supérieures à  $A_{c3}$ . Les résultats obtenus montrent que la perméabilité magnétique relative et la chaleur spécifique sont les propriétés ayant le plus d'influence sur le modèle développé. En conséquence, l'effet de la variation des températures d'austénitisation n'a pas un effet important sur les températures en surface. L'utilisation des propriétés du matériau à l'équilibre thermodynamique était donc suffisante dans la simulation pour avoir des modèles pertinents et capables de prédire les tendances.

Par rapport au deuxième objectif, les deux modèles 2D axisymétriques et 2D ont été exploités pour étudier globalement les effets des paramètres de simulation, soit la densité du courant imposé ( $J_0$ ), la fréquence de traitement et le temps de chauffe sur les températures en surface et sur les profondeurs durcies et en couvrant une étendue du procédé. Pour le disque, une comparaison entre les deux cas de chauffe MF et HF a permis d'analyser le comportement des courants induits et des températures en surface aux bords et au plan médian du disque. Comme anticipé, les résultats obtenus confirment que le profil de dureté est uniforme (pas d'effet de bord) dans le cas de la chauffe MF et il est plus profond aux bords dans le cas HF. De plus, il ressort que la profondeur de peau et la valeur maximale de la densité du courant induit en surface ont un effet marqué sur la distribution finale de température et par conséquent, sur le profil de dureté. Ensuite, nous avons étudié l'effet du courant imposé et du temps de chauffe afin de couvrir une étendue spécifique correspondant à une variation de profondeur durcie aux bords de 0 mm à 2 mm. En ce qui concerne la roue

dentée, le modèle 2D confirme que la chauffe MF transforme la racine de la denture alors la chauffe HF transforme en premier temps la région de la tête de la denture. De plus, l'analyse de la densité du courant induit et des températures en surface conduisent à la constatation que ces courants sont diffusés en profondeur dans la pièce en moyenne fréquence, tandis qu'ils sont concentrés suivant le contour de la denture en haute fréquence. Les résultats obtenus montrent aussi que ces courants se trouvent affectés par les propriétés du matériau et diminuent de façon quasi linéaire avec la perméabilité magnétique relative et la conductivité électrique.

L'étude de l'effet des paramètres de simulation sur les températures en surface et les profondeurs durcies en MF et en HF confirment que pour les trois temps de chauffe (0,25 s, 0,50 s et 1,00 s), la température à la racine de la denture était très sensible à l'augmentation de  $J_0$  par rapport aux autres températures dans le cas de la chauffe MF, tandis que la température à la tête était sensible à l'augmentation de  $J_0$  dans le cas de la chauffe HF. L'étude est conduite pour couvrir un certain domaine de variation du temps de chauffe et de la densité du courant induit ( $J_0$ ) pour avoir des profondeurs durcies variant de 0 à 1,5 mm dans la racine et de 0 à 3 mm au niveau de la tête. Pour mieux décrire les phénomènes, des modèles de régression ont été mis en place afin d'estimer les températures en surface et les profondeurs durcies en fonction de la puissance reçue par la pièce ( $P_S$ ) et du temps de chauffe.

Pour répondre au troisième objectif, les tests expérimentaux réalisés sur des disques et sur des roues dentées ont confirmé une nette concordance entre les profils de dureté mesurés et ceux obtenus par simulation. De plus, puisque la puissance transmise par la machine à l'inducteur n'est pas connue et qu'il est difficile de mesurer le courant dans l'inducteur, il était question de chercher une méthode conduisant à une concordance entre la simulation et l'expérimentation. Les résultats obtenus ont été utiles pour déterminer le ratio de puissance entre la puissance reçue par la pièce ( $P_S$ ) et celle fournie par la machine ( $P_M$ ). Les ratios en MF et en HF ont été exploités avantageusement pour ajuster les paramètres de simulation afin de vérifier les résultats d'autres tests expérimentaux réalisés sur la même géométrie.

Ainsi, ces tests ont confirmé que les modèles de tendance développés et validés sont assez précis pour être utilisés efficacement dans le développement de recettes.

Finalement, l'étude de sensibilité locale autour de deux profils de dureté en MF et en HF et ayant une profondeur de 1,5 mm aux bords pour le disque a été conduite en utilisant une planification d'expérience (simulation) et des outils d'analyse statistiques. Cette étude a permis de montrer que dans les deux cas MF et HF, le temps de chauffe et la puissance ont plus d'effet sur le profil de dureté. Dans le cas des engrenages et en considérant le mode de chauffe à doubles fréquences séquentielles, la puissance HF et le temps de chauffe HF sont les paramètres qui affectent le plus le profil de dureté.

Le projet de recherche actuel, appliqué à une géométrie cylindrique simple et à des engrenages droits, a permis d'apporter une meilleure compréhension du procédé de chauffage par induction. La simulation a permis d'étudier l'effet des propriétés du matériau et des paramètres de simulation sur le profil de dureté. La validation expérimentale a permis de vérifier les modèles numériques développés et de proposer une méthode de calibration en utilisant des tests sur la machine à induction. Ce travail présente les résultats d'une étude expérimentale permettant de développer un modèle global, capable de prédire la profondeur durcie pour un disque de diamètre  $\phi$  105,2 mm et ayant une épaisseur de 6,6 mm et pour une roue dentée de diamètre  $\phi$  105,2 mm et ayant une épaisseur de 6,5 mm d'épaisseur et 48 dents. Les deux pièces traitées ont été fabriquées en acier faiblement allié (SAE-4340). Les modèles développés durant cette étude sont ainsi appliqués strictement à cette géométrie et au matériau utilisé. L'étude de sensibilité proposée a été conduite en commençant par identifier l'ensemble des facteurs connus pouvant avoir une influence sur la profondeur durcie pour ensuite planifier les expériences et les analyser les résultats en utilisant des outils statistiques. Cette analyse a conduit à l'identification de la combinaison de variables les plus prometteuses pour jeter les bases nécessaires afin d'aboutir à des modèles fiables, robustes et capables de prendre en charge les interactions entre les paramètres machine, les variables dimensionnelles et les propriétés du matériau. En se basant sur cette analyse, il est possible de converger rapidement vers le choix de la forme du modèle, du nombre et du type de

variables à y inclure et des conditions de modélisation. La précision du modèle pourrait être grandement améliorée en considérant la mesure du courant dans l'inducteur durant la chauffe et des propriétés des matériaux hors équilibre thermodynamique.

Le procédé de traitement par induction est en train de remplacer tranquillement les procédés de traitement thermique de diffusion dans les industries automobiles et aéronautiques. Ce procédé ouvre d'énormes opportunités de recherche et développement pour le futur. Les chercheurs et les industriels sont ainsi appelés à joindre leurs forces afin de mettre en place des outils numériques de prédiction des profils de dureté, des contraintes résiduelles et de la performance mécanique. Avant d'atteindre ce but, des efforts encore colossaux seront nécessaires.

## RECOMMANDATIONS

Au terme du projet, voici une liste de travaux pouvant contribuer aux efforts de recherche nécessaires afin de développer des modèles de prédictions fiables et éprouvés du modèle de dureté et qui pourraient être conduits dans le cadre de travaux de maîtrise ou de doctorat, ou faire l'objet de publications futures :

- Mesure du courant dans l'inducteur;
- Mesure des propriétés du matériau dans des conditions hors équilibre thermodynamique;
- Étude de sensibilité du profil de dureté en fonction des variables géométriques de l'inducteur et de la pièce sur le profil de dureté;
- Développement d'un modèle 2-D du procédé de traitement thermique par induction en utilisant les deux fréquences MF et HF simultanées et validation expérimentale;
- Développement d'un modèle 3-D pour l'évaluation de l'effet de bord pour des engrenages à denture droite, hélicoïdale et conique et détermination des ratios de puissance avec une bonne précision;
- Mise en place de recettes industrielles pour les traitements de recuit et de revenu par induction et les comparer aux traitements classiques;
- Développement de l'expertise dans la mesure de la température en utilisant des caméras infrarouges ou caméra à haute vitesse dans des conditions de chauffe rapide;
- Comparaison des modèles 2D axisymétrique et 2D appliqués à une pièce cylindrique pour étudier l'effet de bords électromagnétique.

Les résultats obtenus dans le cadre de ce projet de recherche peuvent être utilisés avantageusement pour le développer des nouvelles pièces ayant d'autres géométries et dimensions. La première étape consiste à réaliser deux tests à moyenne et à haute fréquence sur la machine à induction pour chaque nouvelle géométrie de manière à obtenir un profil de dureté moyen. Une fois, la caractérisation du profil est effectuée, des modèles numériques peuvent être mis en place et ainsi, on peut déjà comparer les profils dans les deux cas de

fréquence avant d'ajuster la densité du courant imposé ( $J_0$ ) dans le but d'obtenir les mêmes profils de dureté en simulation et en expérimentation. Ensuite, les ratios entre les puissances de simulation ( $P_S$ ) et les puissances machine ( $P_M$ ) seront déterminés. Ainsi, des recettes industrielles peuvent être élaborées en utilisant uniquement la simulation en considérant les ratios de puissance et la relation existante entre  $P_S$  et  $J_0$  afin de trouver les liens entre la puissance réelle et la densité du courant imposé. Dans le cas d'une roue dentée à denture droite, les puissances MF et HF seront combinées de façon à obtenir le profil désiré suivant le contour dans le plan médian de la pièce. Finalement, une étude de sensibilité autour du profil obtenue peut être conduite afin d'optimiser le profil obtenu et ainsi faire un test de vérification du modèle développé et s'il y a des écarts entre l'expérimentation et la simulation, il faut ajuster les paramètres machine ayant le plus d'effets afin de converger vers le profil désiré. Ainsi, l'approche mise en place permet de réduire de façon significative le nombre de tests et utiliser la simulation pour comprendre le comportement réel et l'effet de chaque paramètre.

## ANNEXE I

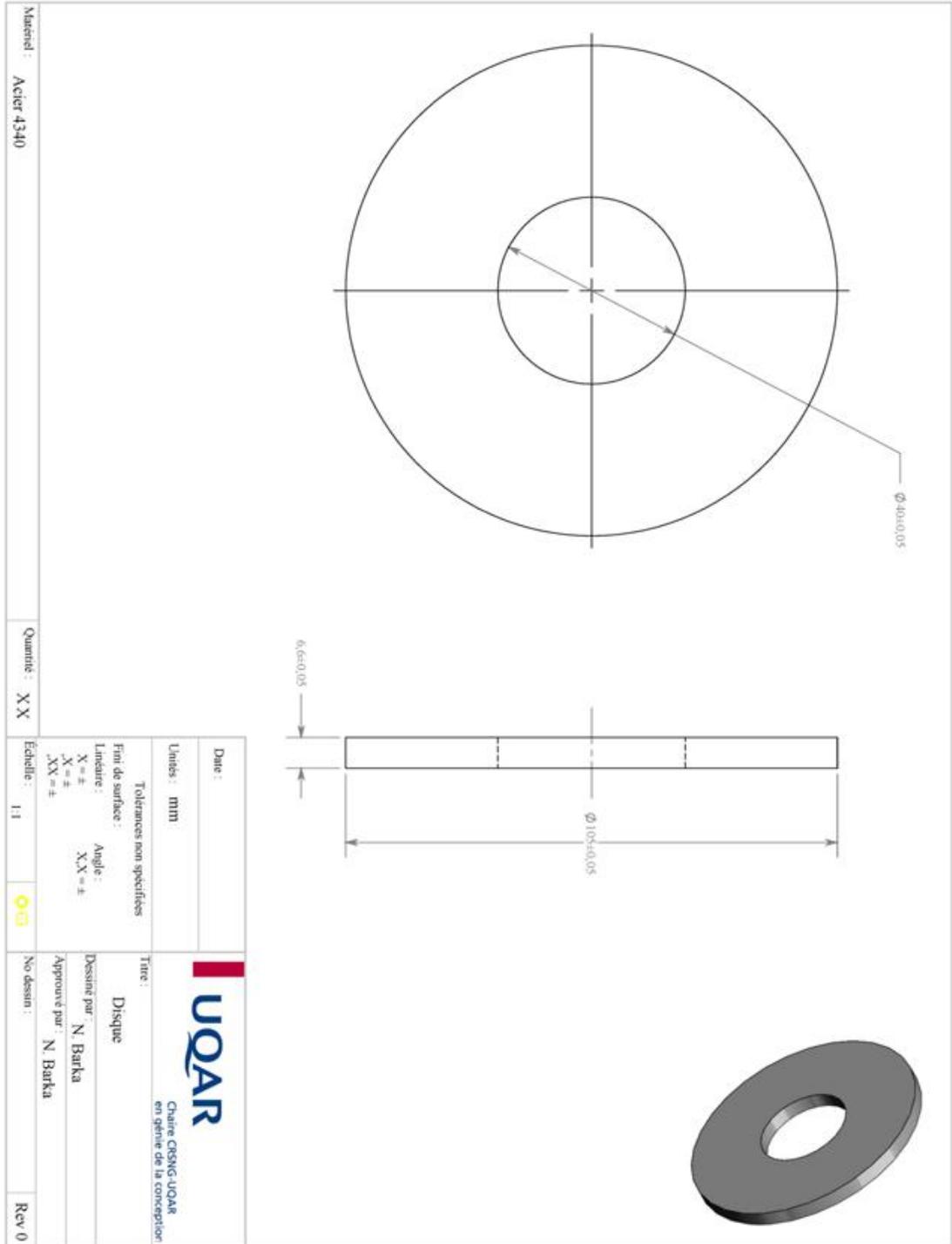
### FICHE TECHNIQUE DU MATÉRIAU (AISI - 4340) - RECUIT

Tableau-A I-1 Propriétés du matériau

<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

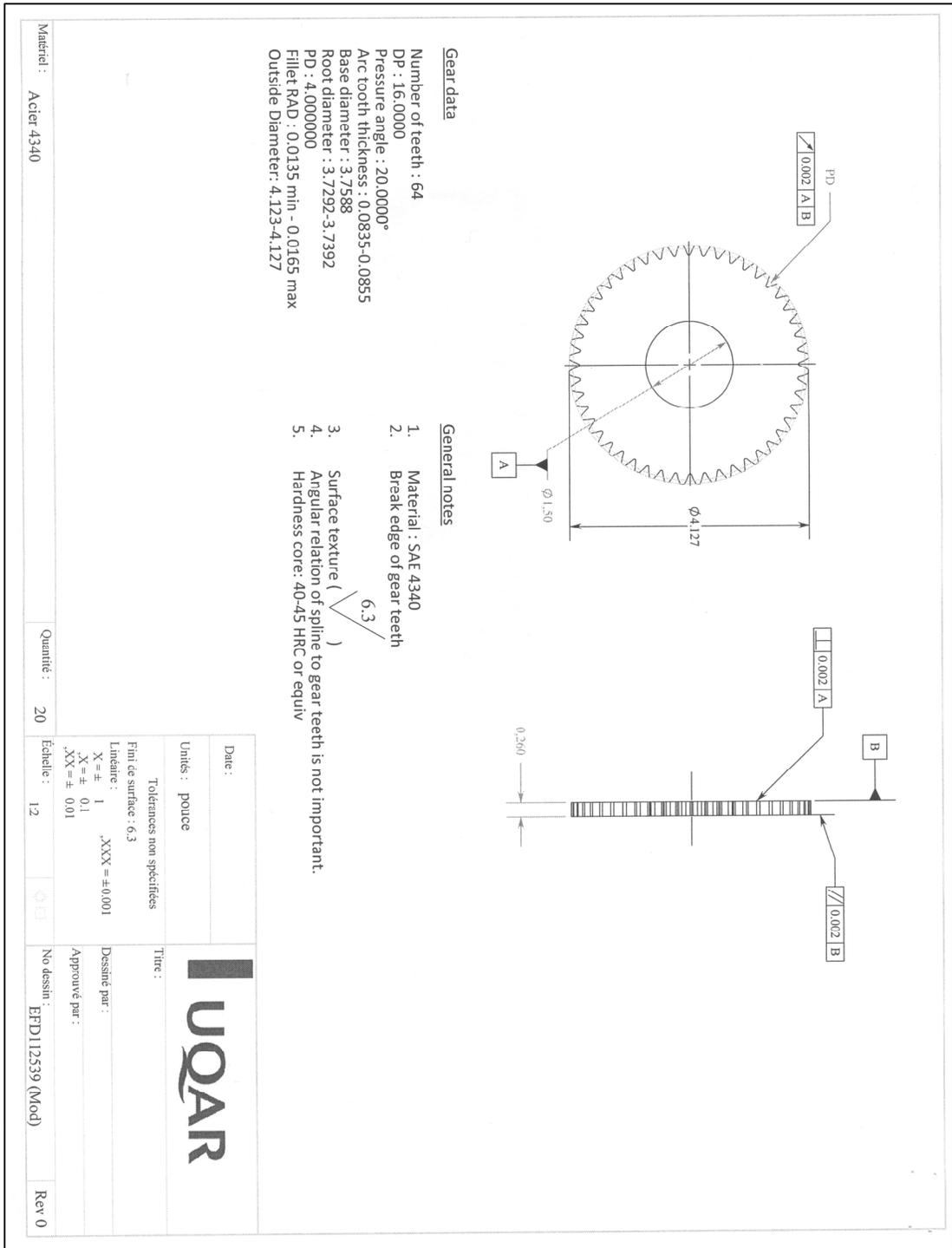
## ANNEXE II

### DESSIN DE DÉFINITION DU DISQUE



## ANNEXE III

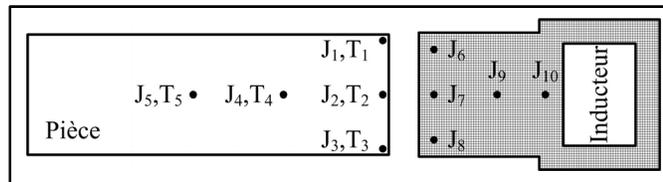
### DESSIN DE DÉFINITION DE LA ROUE DENTÉE



## ANNEXE IV

### ÉTUDE DE CONVERGENCE DU MODÈLE 2D AXISYMETRIQUE

À cause de la symétrie du modèle utilisé, l'étude de convergence est effectuée en comparant les valeurs des densités du courant total dans la pièce et dans l'inducteur, soit  $J_1$  (52,4; 0,0032 mm),  $J_2$  (52,4 mm; 0 mm),  $J_3$  (52,4 mm; -3,2 mm),  $J_4$  (49 mm; 0 mm),  $J_5$  (45 mm; 0 mm),  $J_6$  (54,6; 3,4 mm),  $J_7$  (54,6 mm; 0 mm),  $J_8$  (54,6 mm; -3,4 mm),  $J_9$  (57,6 mm; 0 mm) et  $J_{10}$  (60,4 mm; 0 mm) et des températures dans la pièce  $T_1$  (52,4; 0,0032 mm),  $T_2$  (52,4 mm; 0 mm),  $T_3$  (52,4 mm; -3,2 mm),  $T_4$  (49 mm; 0 mm),  $T_5$  (45 mm; 0 mm) à la fin de chauffe pour des différentes conditions de maillage. La figure ci-dessous représente les points de mesure des  $J$  dans l'inducteur et des températures dans la pièce à la fin de la chauffe.



**Figure-A IV-1 Points de mesure.**

Le tableau-A IV-1 résume les modèles étudiés pour optimiser le maillage dans l'inducteur et dans la pièce en fonction des modèles utilisés. Dans ce processus d'optimisation, le maillage est raffiné et les résultats en termes de densités du courant total et de températures sont comparés jusqu'à avoir une constance au niveau des résultats. Cette approche est utilisée dans le livre de Cook (Cook, 2002).

Tableau-A IV-1 Paramètres des modèles étudiés

Modèle	1	2	3	4	5
Éléments	37215	43110	163103	335024	366386
Nombre de degrés de liberté	93581	108335	408871	838747	917152

Les valeurs des densités du courant total et des températures sont représentées respectivement aux figures suivantes. Les résultats obtenus démontrent que les densités du courant total et les températures ne changent plus de façon significative à partir du modèle 4. Ce modèle est utilisé par la suite dans la présente étude.

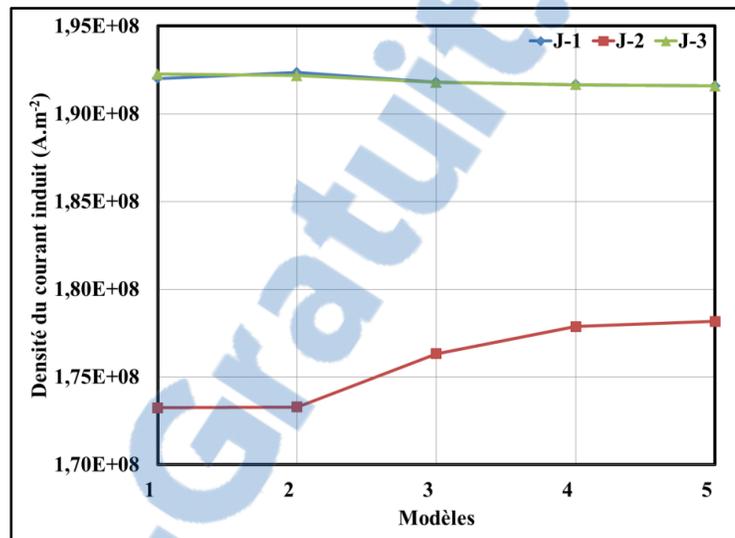


Figure-A IV-2 J en fonction des modèles (Pièce).

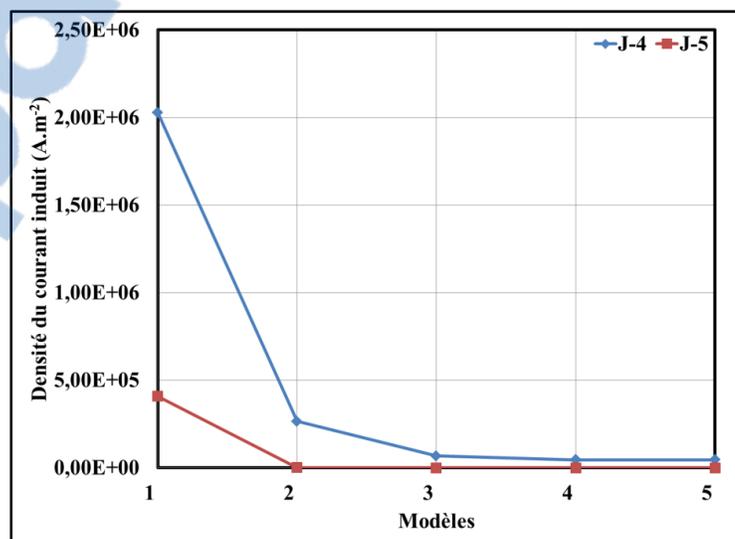
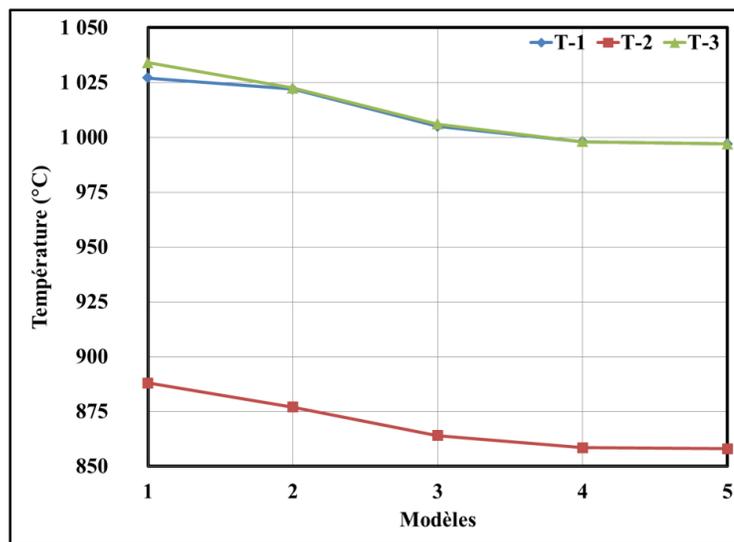


Figure-A IV-3 J en fonction des modèles (Pièce).



**Figure-A IV-4** Températures en fonction des modèles (Pièce).

## ANNEXE V

### EFFET DU TEMPS DE DIFFUSION

L'étude du temps de diffusion permet d'étudier l'effet de ce temps et si la région austénitisée augmente en appliquant une diffusion avant le refroidissement final. Les résultats du chapitre 6 seront utilisés dans le cadre de l'étude comparative des deux cas MF et HF. Les mêmes conditions d'opération seront conservées. Ainsi, les deux fréquences utilisées sont la moyenne fréquence (10 kHz) et la haute fréquence située autour de 200 kHz. Le temps moyen de chauffe est fixé à 0.5 s. La densité du courant initial est ajustée à une valeur spécifique pour permettre d'atteindre une température maximale en surface de 1000 °C. Pour atteindre cette température, les valeurs de la densité du courant sont fixées respectivement à  $14,76 \times 10^9 \text{ A.m}^{-2}$  dans le cas MF et à environ  $40,9 \times 10^9 \text{ A.m}^{-2}$  dans le cas HF. Les résultats démontrent que quand le temps de chauffe est atteint et que la densité du courant imposé devient nulle (0,5 s), la température diminue en fonction du temps de diffusion dans les deux cas MF et HF. Par conséquent, ce temps n'a pas d'effet sur la région déjà austénitisée.

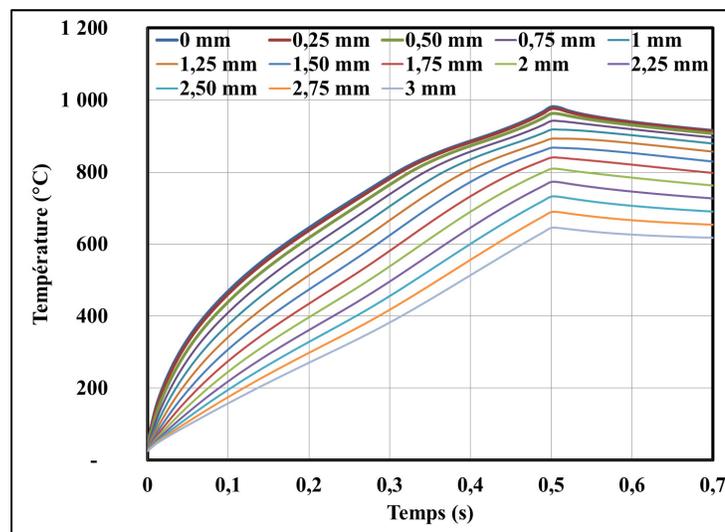
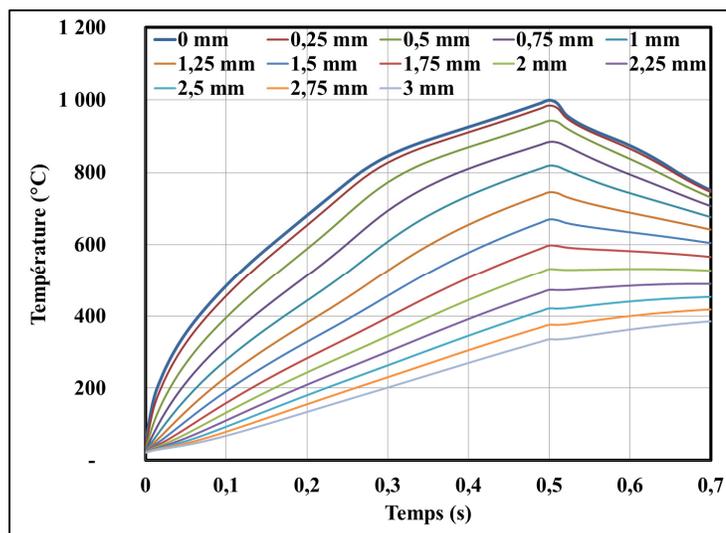


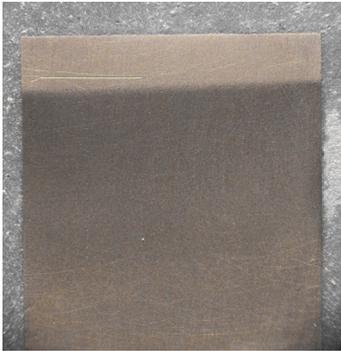
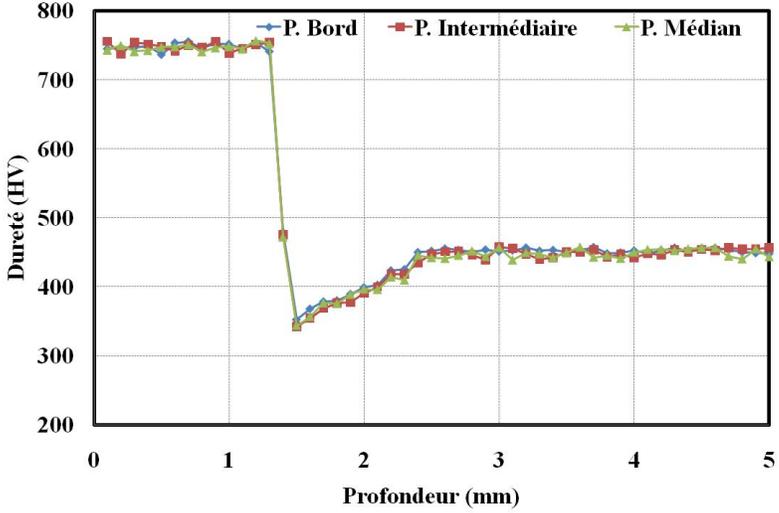
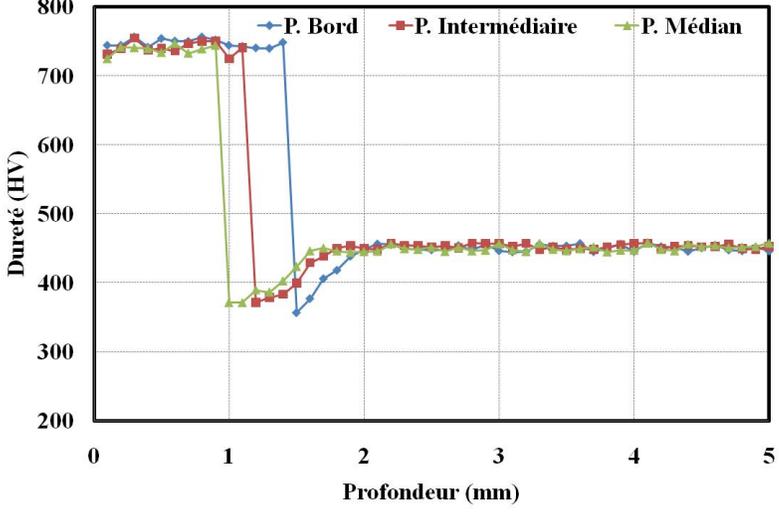
Figure-A V-1 Températures en fonction du temps de chauffe en MF au bord.

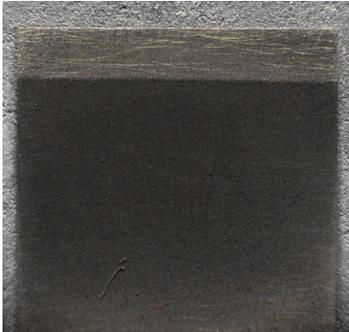
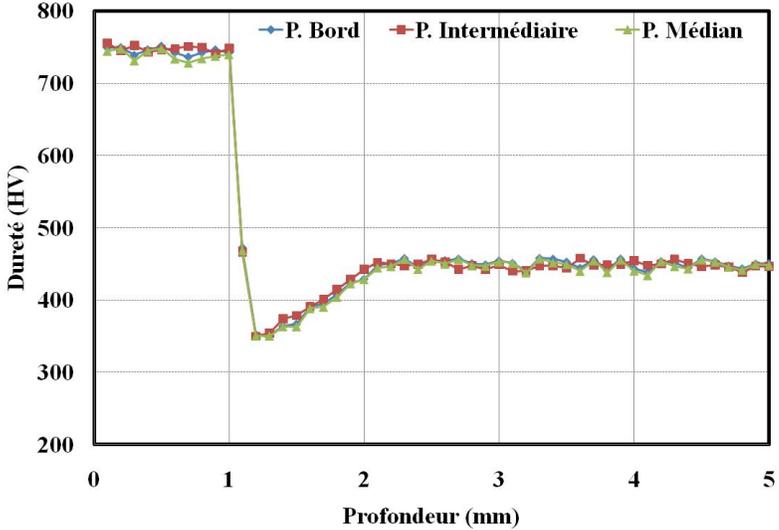
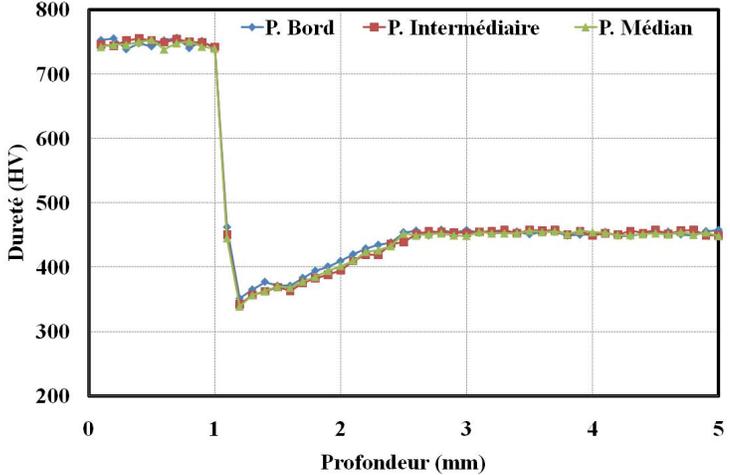


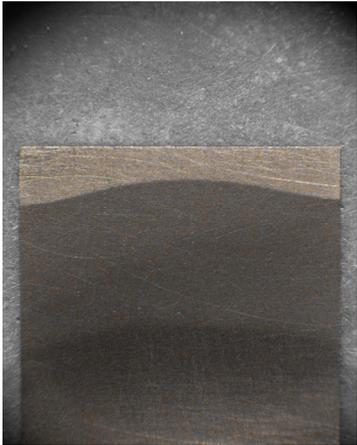
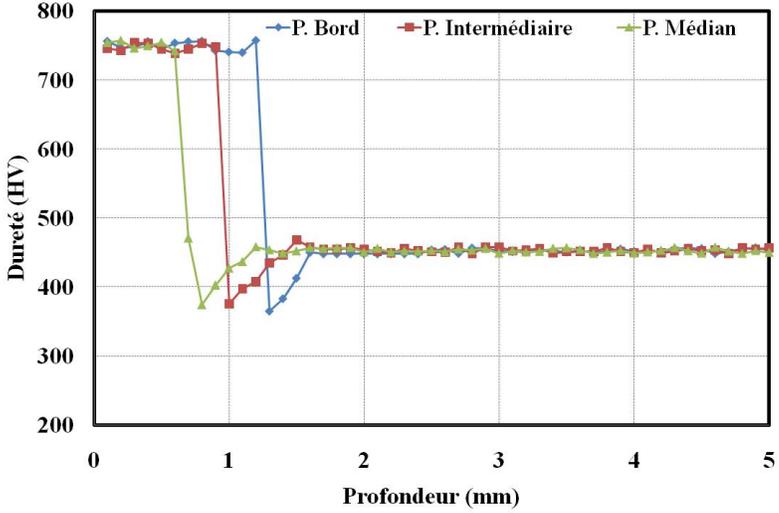
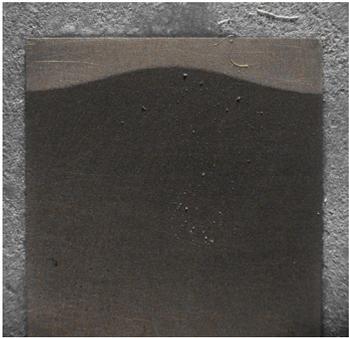
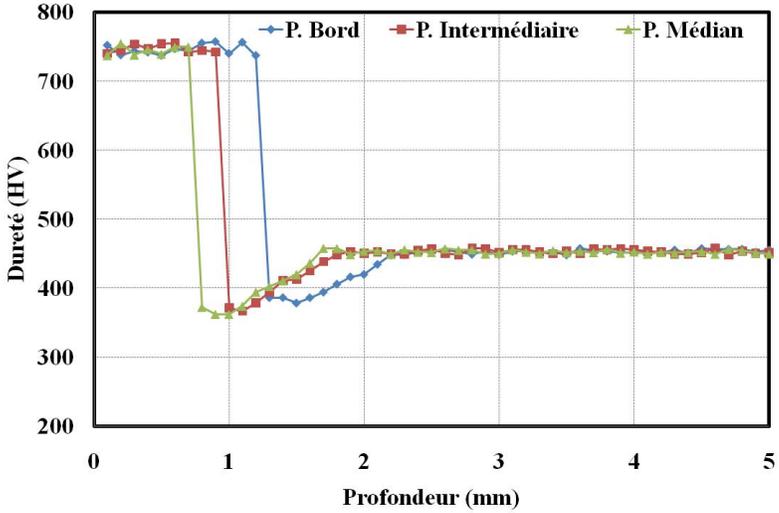
**Figure-A V-2** Températures en fonction du temps de chauffe en HF au bord.

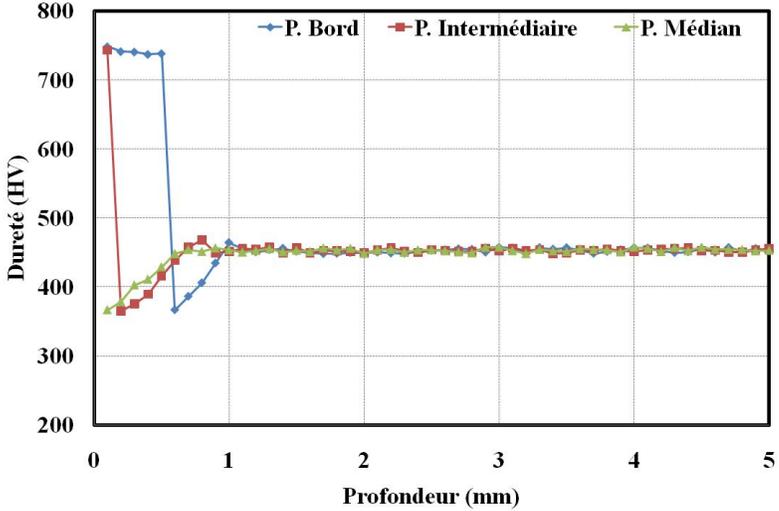
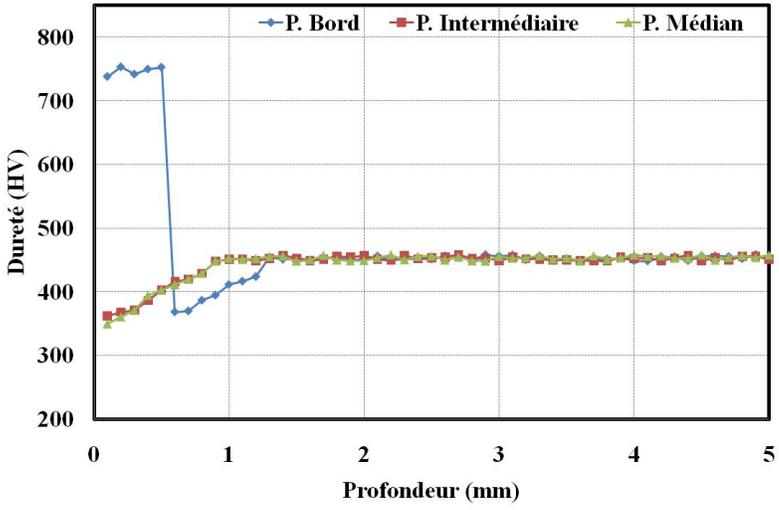
## ANNEXE VI

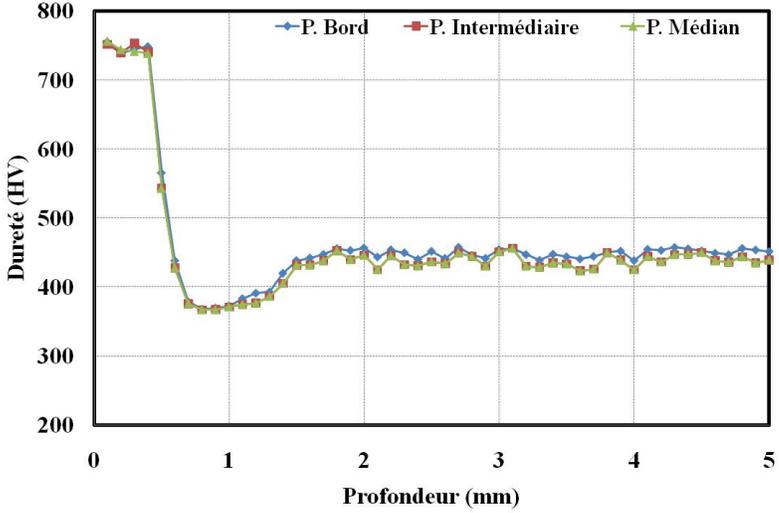
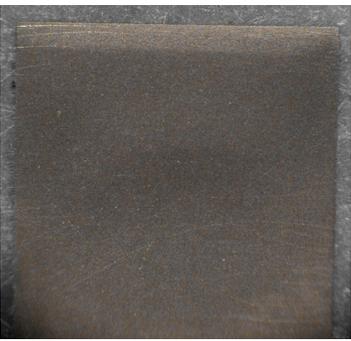
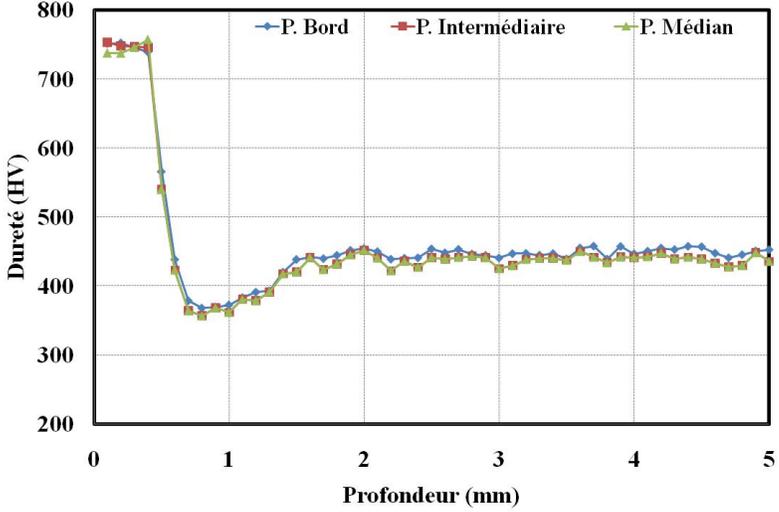
### TESTS DE VALIDATION SUR LES DIQUES

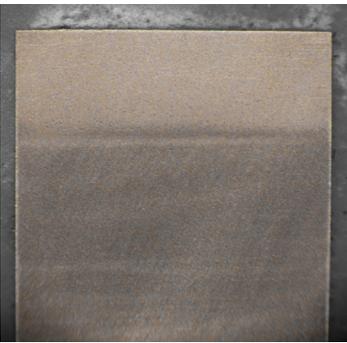
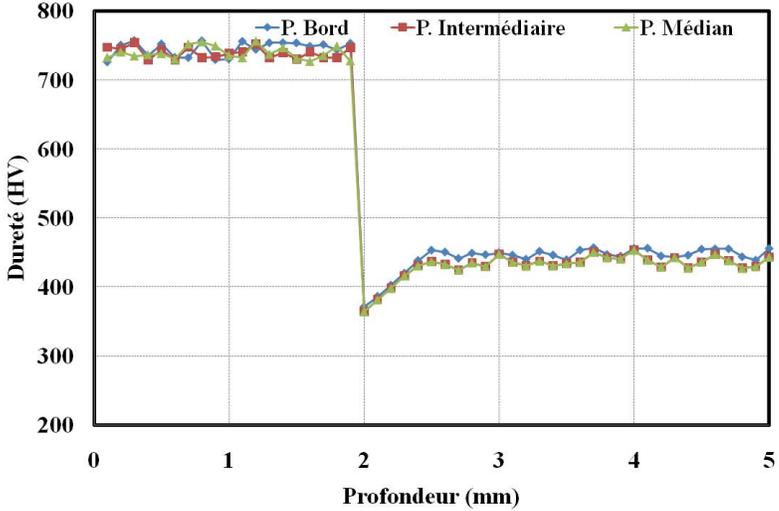
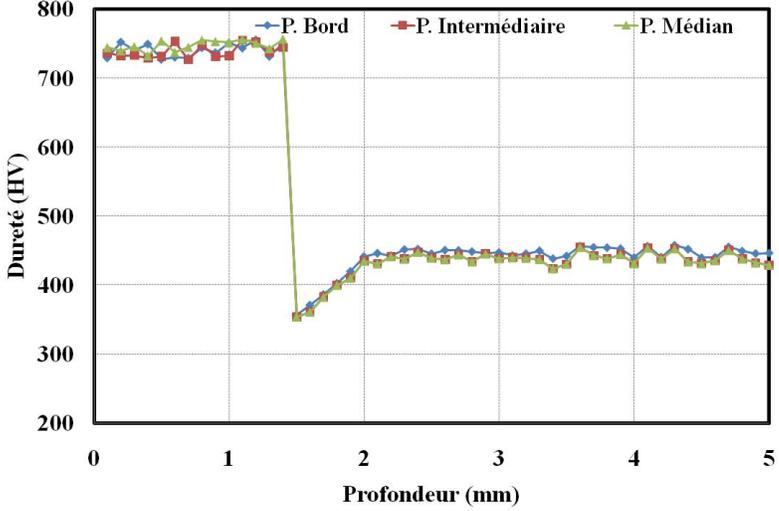
Test 1			
<b>Recette</b>	10 kHz	0,50 s	115 kW
<b>Profil de dureté</b>	<b>Courbes de dureté</b>		
			
Test 2			
<b>Recette</b>	200 kHz	0,50 s	66 kW
<b>Profil de dureté</b>	<b>Courbes de dureté</b>		
			

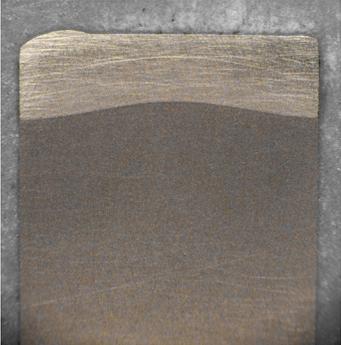
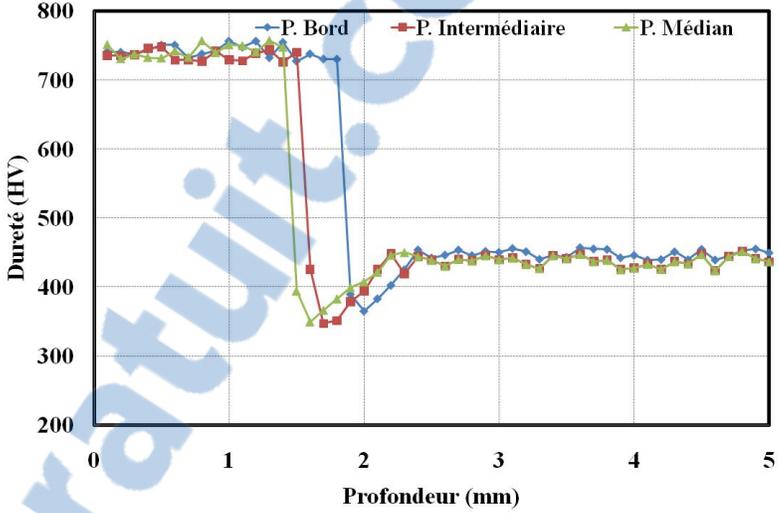
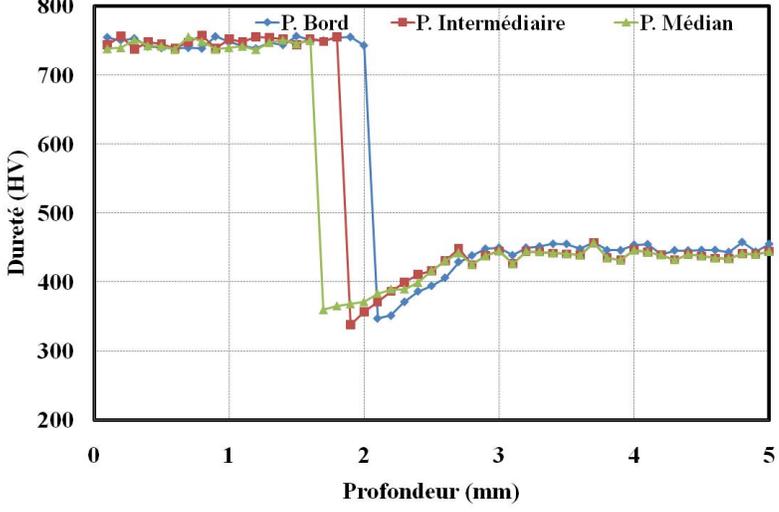
Test 3																																			
Recette	10 kHz	0,25 s	182 kW																																
Profil de dureté	Courbes de dureté																																		
	 <table border="1"> <caption>Approximate data for Test 3 hardness curves</caption> <thead> <tr> <th>Profondeur (mm)</th> <th>P. Bord (HV)</th> <th>P. Intermédiaire (HV)</th> <th>P. Médian (HV)</th> </tr> </thead> <tbody> <tr><td>0</td><td>750</td><td>750</td><td>750</td></tr> <tr><td>1</td><td>750</td><td>750</td><td>750</td></tr> <tr><td>1.2</td><td>350</td><td>350</td><td>350</td></tr> <tr><td>2</td><td>450</td><td>450</td><td>450</td></tr> <tr><td>3</td><td>450</td><td>450</td><td>450</td></tr> <tr><td>4</td><td>450</td><td>450</td><td>450</td></tr> <tr><td>5</td><td>450</td><td>450</td><td>450</td></tr> </tbody> </table>			Profondeur (mm)	P. Bord (HV)	P. Intermédiaire (HV)	P. Médian (HV)	0	750	750	750	1	750	750	750	1.2	350	350	350	2	450	450	450	3	450	450	450	4	450	450	450	5	450	450	450
Profondeur (mm)	P. Bord (HV)	P. Intermédiaire (HV)	P. Médian (HV)																																
0	750	750	750																																
1	750	750	750																																
1.2	350	350	350																																
2	450	450	450																																
3	450	450	450																																
4	450	450	450																																
5	450	450	450																																
Test 4																																			
Recette	10 kHz	1,00 s	65 kW																																
Profil de dureté	Courbes de dureté																																		
	 <table border="1"> <caption>Approximate data for Test 4 hardness curves</caption> <thead> <tr> <th>Profondeur (mm)</th> <th>P. Bord (HV)</th> <th>P. Intermédiaire (HV)</th> <th>P. Médian (HV)</th> </tr> </thead> <tbody> <tr><td>0</td><td>750</td><td>750</td><td>750</td></tr> <tr><td>1</td><td>750</td><td>750</td><td>750</td></tr> <tr><td>1.2</td><td>350</td><td>350</td><td>350</td></tr> <tr><td>2</td><td>400</td><td>400</td><td>400</td></tr> <tr><td>3</td><td>450</td><td>450</td><td>450</td></tr> <tr><td>4</td><td>450</td><td>450</td><td>450</td></tr> <tr><td>5</td><td>450</td><td>450</td><td>450</td></tr> </tbody> </table>			Profondeur (mm)	P. Bord (HV)	P. Intermédiaire (HV)	P. Médian (HV)	0	750	750	750	1	750	750	750	1.2	350	350	350	2	400	400	400	3	450	450	450	4	450	450	450	5	450	450	450
Profondeur (mm)	P. Bord (HV)	P. Intermédiaire (HV)	P. Médian (HV)																																
0	750	750	750																																
1	750	750	750																																
1.2	350	350	350																																
2	400	400	400																																
3	450	450	450																																
4	450	450	450																																
5	450	450	450																																

Test 5			
Recette	200 kHz	0,25 s	96 kW
Profil de dureté	Courbes de dureté		
			
Test 6			
Recette	200 kHz	1,00 s	39 kW
Profil de dureté	Courbes de dureté		
			

Test 7			
Recette	200 kHz	0,25 s	69 kW
Profil de dureté	Courbes de dureté		
			
Test 8			
Recette	200 kHz	1,0 s	30 kW
Profil de dureté	Courbes de dureté		
			

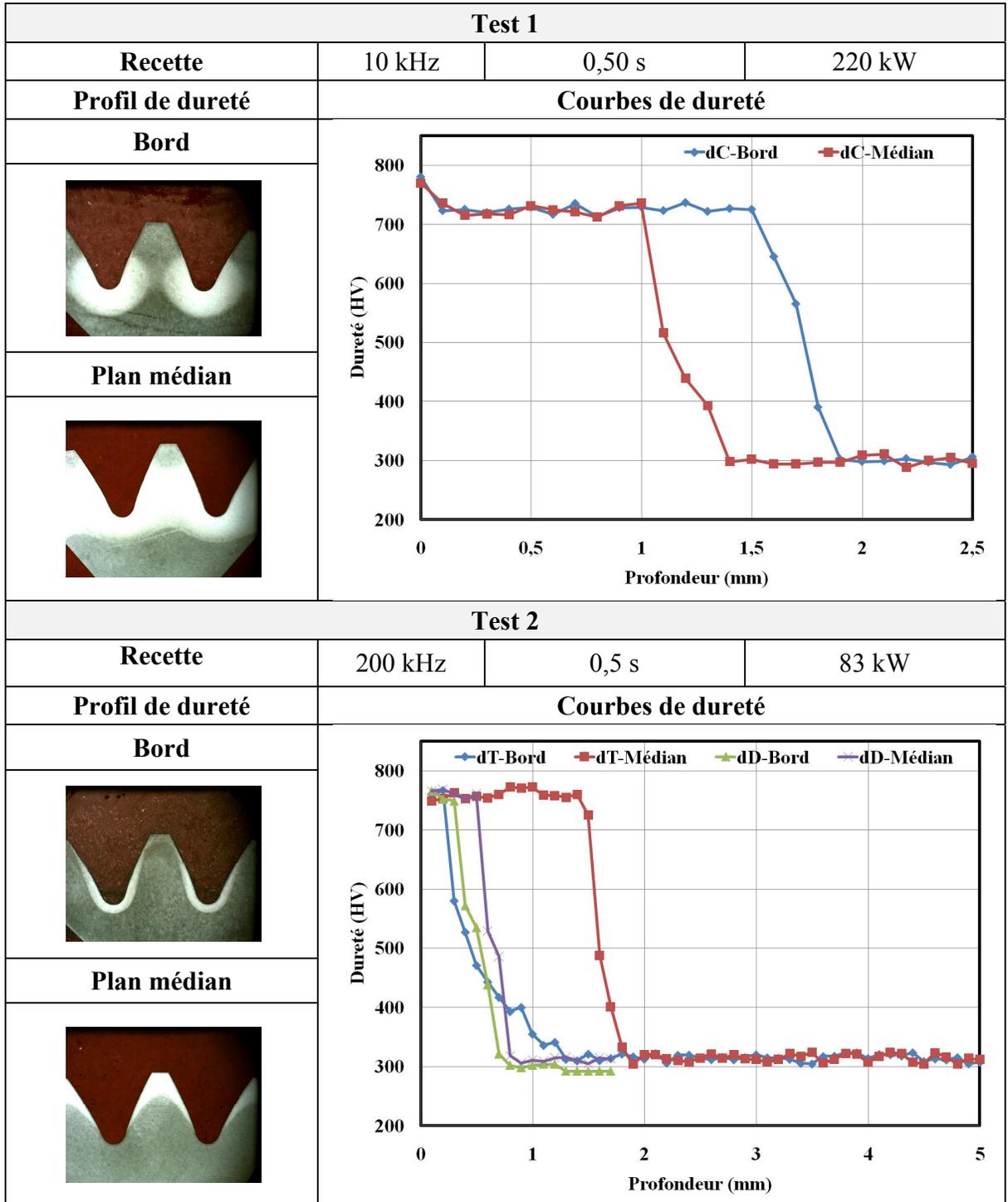
Test 9			
Recette	10 kHz	0,25 s	157 kW
Profil de dureté	Courbes de dureté		
			
Test 10			
Recette	10 kHz	1,00 s	58 kW
Profil de dureté	Courbes de dureté		
			

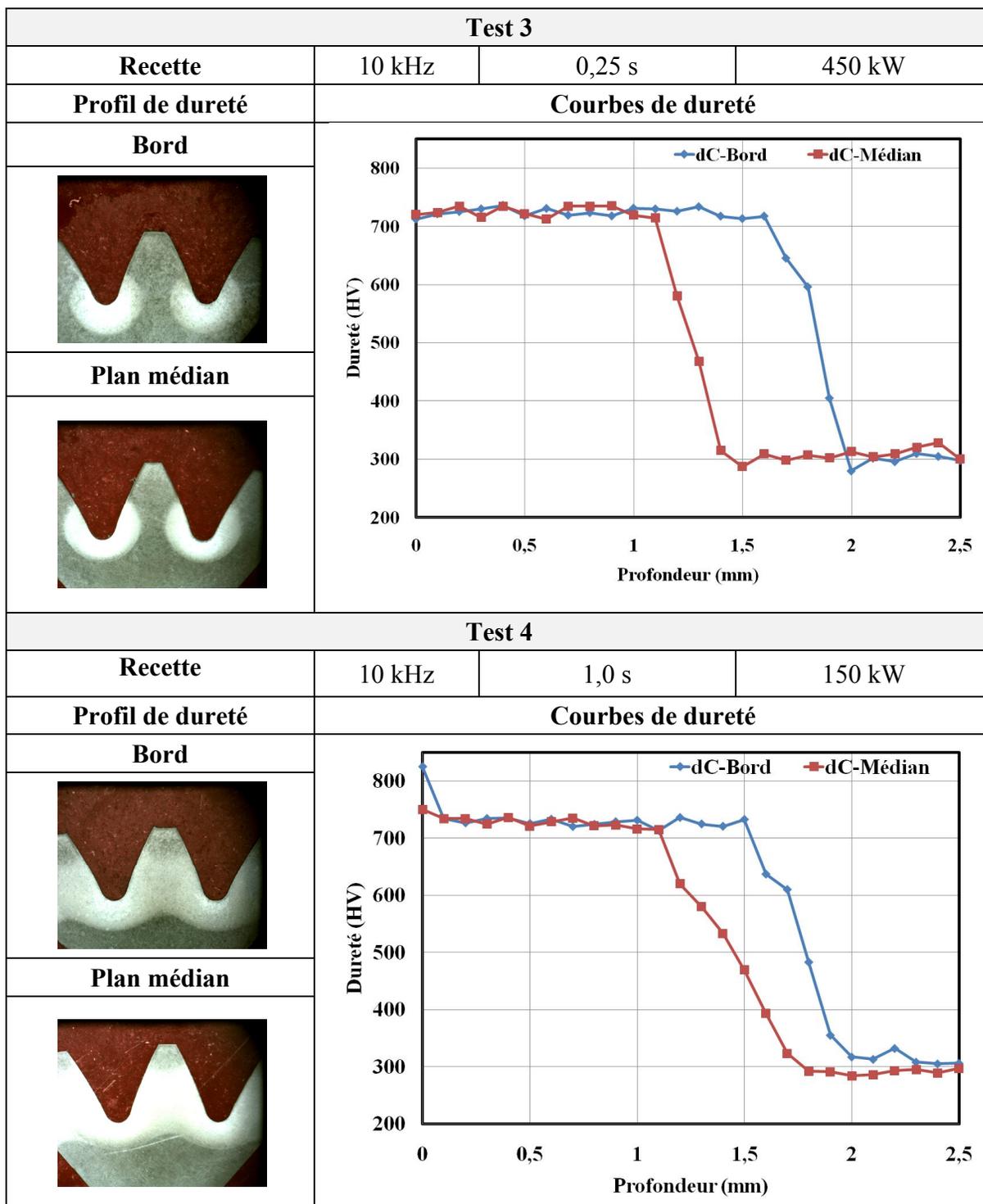
Test 11			
Recette	10 kHz	0,25 s	250 kW
Profil de dureté	Courbes de dureté		
			
Test 12			
Recette	10 kHz	1,00 s	86 kW
Profil de dureté	Courbes de dureté		
			

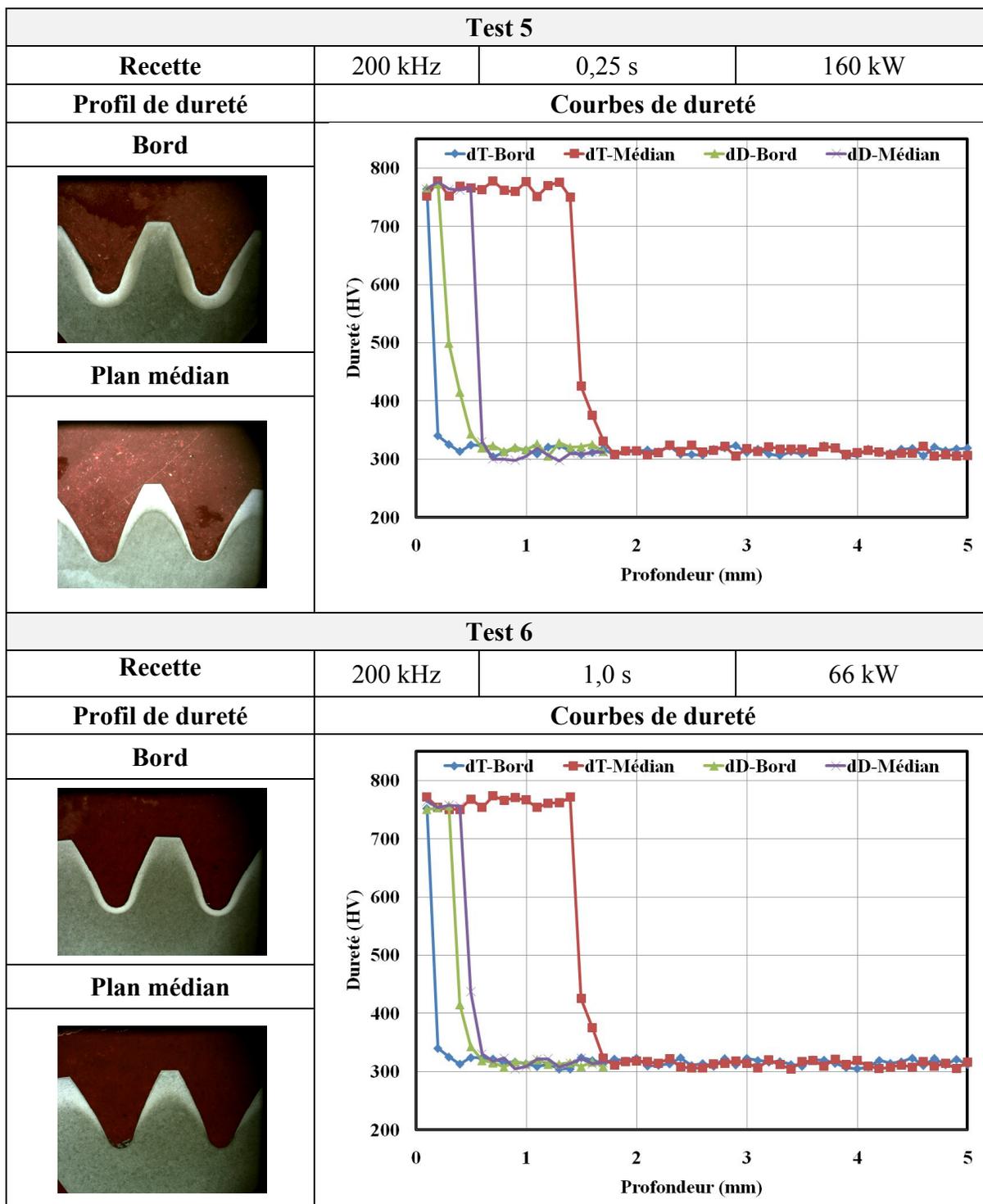
Test 13			
Recette	200 kHz	0,25 s	145 kW
Profil de dureté	Courbes de dureté		
			
Test 14			
Recette	200 kHz	1,0 s	51 kW
Profil de dureté	Courbes de dureté		
			

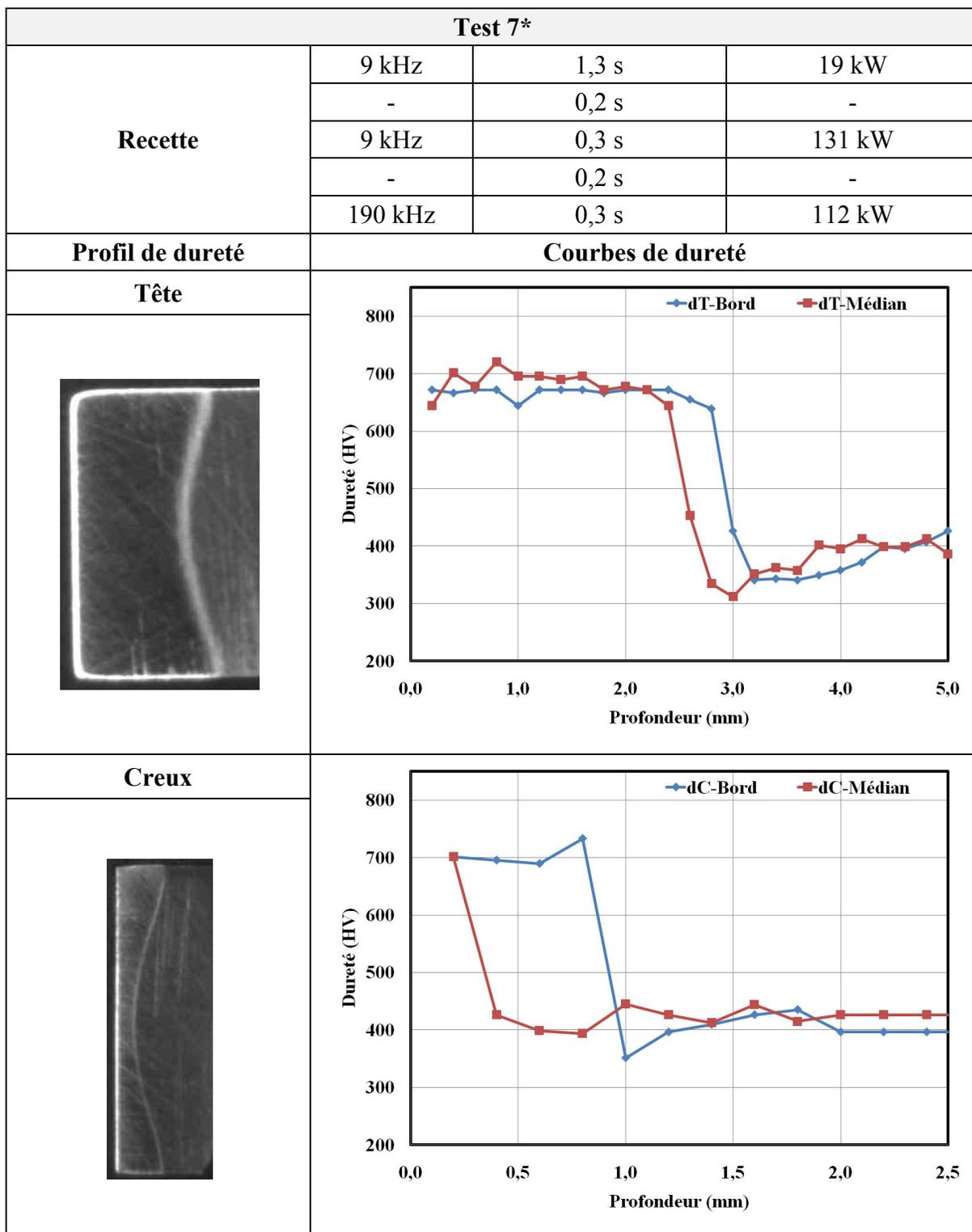
## ANNEXE VII

### TESTS DE VALIDATION SUR LES ROUES DENTÉES

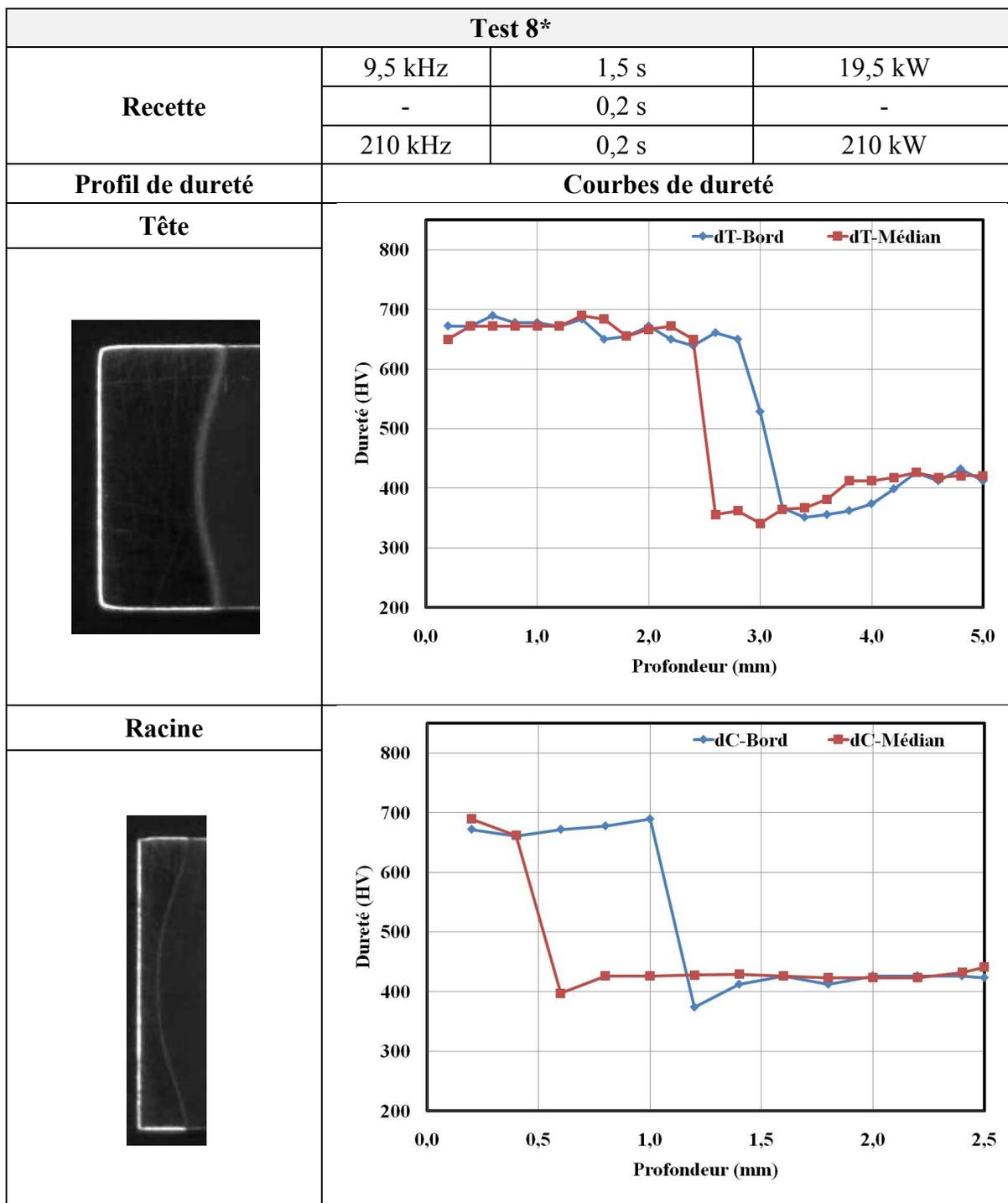




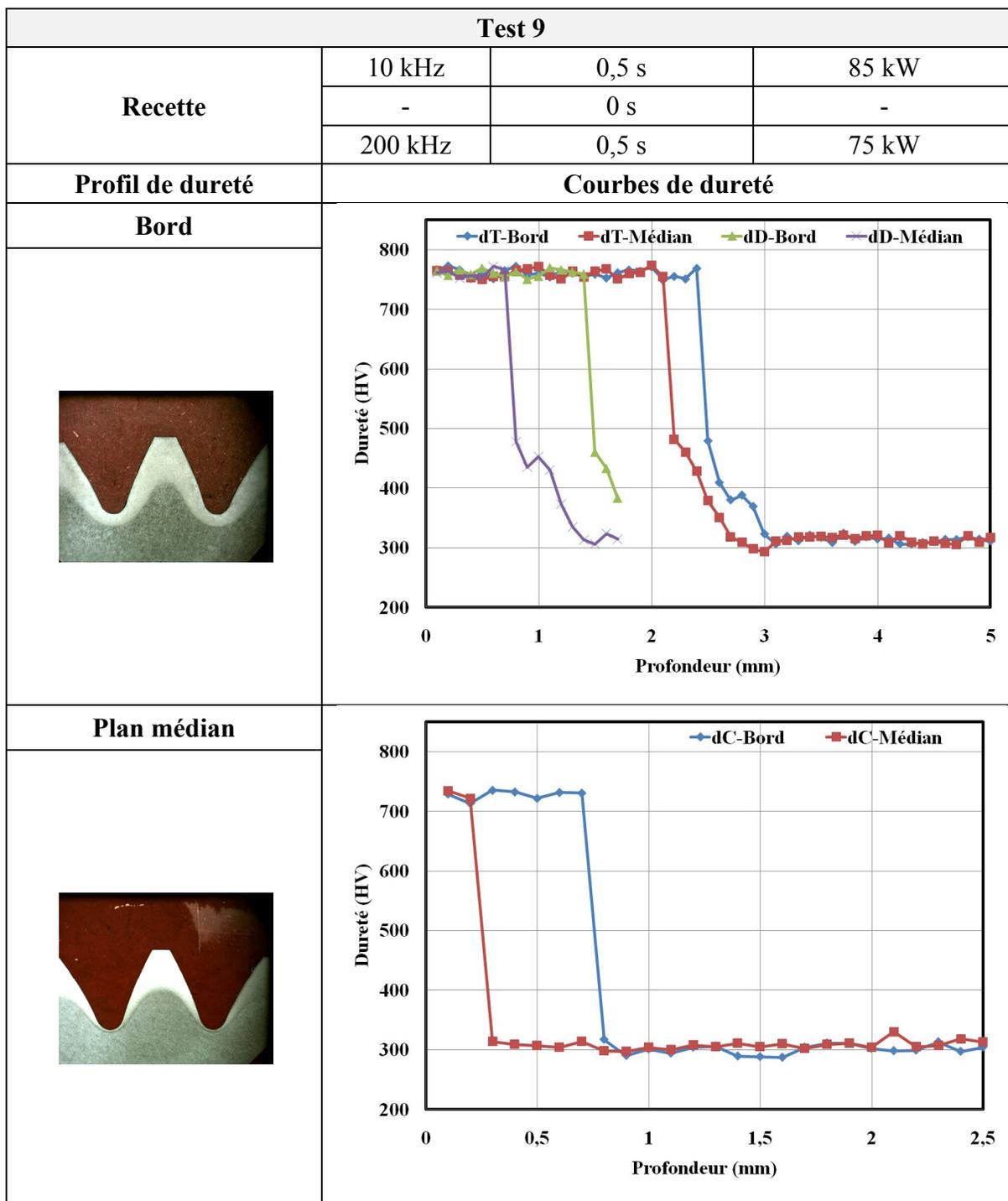




\* : Test tiré des tests de développement pour PWC



\* : Test tiré des tests de développement pour PWC



## LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- Alban, Lester E. 1985. *Systematic analysis of gear failures*. American society for metals, 232 p.
- ASM Handbook. 2000. *Heat treating*. Volume 4.
- Baïlon, J.P., et J.M. Dorlot. 2000. *Des matériaux*. Presses internationales polytechniques, 735 p.
- Bain, E.C., et N.Y. Dunkirk. 1924. *The nature of martensite*. Transaction AIME, vol. 70, p. 25-46.
- Baker, R. M., 1958. *Classical Heat Flow Problems Applied to Induction Billet Heating*. AIEE Trans., vol. 77, p. 106-112.
- Barka, N, Bocher, P, Brousseau, J and Arkinson, P, May 2010. *Experimental validation of a predictive model for induction hardness profile of SAE 4340 specimen*. 3 rd International Symposium on Aircraft Materials, , Marrakech, Morocco.
- Barka, N, Bocher, P, Brousseau, J and Arkinson, P, May 2010. *Hardness profile of gear manufactured by induction simulated using 2d model: effect of skin depth*. 3 rd International Symposium on Aircraft Materials, , Marrakech, Morocco.
- Barka, N, Bocher, P and Khelalfa, A, 2007. *Development process of gears using induction hardening*. ÉTS, , 72p. (Confidential document).
- Barka, N, Bocher, P, Brousseau, J, Galopin, M and Sundararajan, S, 2007. *Modeling and Sensitivity Study of the Induction Hardening Process, Advanced Materials Research*. vols. 15-17, p. 525-530.
- Bay, F, Favennec, Y, Labbé, V, 2003. *A numerical modeling example in multiphysics coupling*. Mécanique et industries, vol. 4, p. 347-355.
- Box G.E.P., Hunter W.G., Hunter J.S. *Statistics for Experimenters*. Wiley & Sons, 1978.
- Callister, W.D.Jr. et Rethwisch D.G. 2008. *Fundamentals of materials science and engineering*. 879 p.
- Chaboudez, C., Clain, S., Glardon, R., Mari, D. 1997. *Numerical modeling in induction heating for axisymmetric geometries*. IEEE transactions on magnetics, vol. 33, no. 1.

- Constant, A., Henry, G. and Charbonnier, J.C. 1992. *Principes de base des traitements thermiques, thermomécaniques et thermochimiques des aciers*. 375 p.
- Cook, R.D., Malkus, D.S., Plesha, M.E. et Witt, R.J. 2002. *Concepts and applications of finite element analysis*. 4e édition, John Wiley & Sons, 719 p.
- Davies, A.J. *Induction Heating Handbook*. ed. M. Hill. 1979.
- Denis, S., Farias, D., and Simon, A. 1992. *Mathematical model coupling phase transformations and temperature evolutions in steels*. ISIJ International, vol. 32, no 3, p. 316.
- Dodd, C.V. and W.E. Deeds, *Analytical Solution to Eddy-current Probe Coil Problems*, in ORNL-TM-1987. 1967.
- Dodd, C.V., *Solutions to Electromagnetic Induction problems*, in ORNL-TM-1842. 1967.
- Donea, J., S. Giuliani, and A. Philippe, *Finite Elements in the Solution of Electromagnetic Induction Problems*. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 1974. Vol. 8, p. 359-367.
- Dudley, Darle W. 1994, *Handbook of Practical Gear Design*, CRC Press , 688 p.
- Faraday, M, 1859. *Expérimental Researches in Chemistry and Physics*, Richard Taylor and William Francis, Londres, 81-84 p.
- Faure, L. 1992, *Aspect des dentures d'engrenages après fonctionnement*. 2 ed, Paris, France: Publications CETIM. 123.
- Favennec, Y., Labbe, V., and Bay, F. 2003. *Induction heating processes optimization a general optimal control approach*. Journal of Computational Physics, 2003. vol. 187, p. 68-94.
- Foucault, L., 1878. *Recueil des travaux scientifiques de Léon Foucault*, Gauthier-Villars (Paris), vol 2.
- Glodez, S., Z. Ren, and J. Flasker, *Surface fatigue of gear teeth flanks*. Computers & Structures, 1999. vol. 73, p. 475-483.

- Grum, J., and Mater, J. 2001. *A review of the influence of grinding conditions on resulting residual stresses after induction surface hardening and grinding*. Processing Technol. Proc., vol. 114, p. 212–226.
- Grum, J. 2000. *Measuring and analysis of residual stresses after induction hardening and grinding*. Mater. Sci. Forum., vol. 347-349, p. 453-458.
- Haimbaugh, Richard E., *Practical Induction Heat Treating*, ASM International, Materials Park, OH, 2001, p. 1-18.
- Hammond, Mike. 2001. *Simultaneous Dual-Frequency Gear Hardening*. Electroheat Technologies LLC.
- Incropera Frank P., David P. DeWitt., Theodore L. Bergman Adrienne S. Lavine. 2011. *Fundamentals of Heat and Mass Transfer*, Seventh Edition John Wiley
- Inoue, T., Inoue, H., Ikuda, F. and Horino, *Simulation of dual frequency induction hardening process of a gear wheel*. Third International Conf. Quenching and Control of Distortion, G.E. Totten, B. Lisicic and H.M. Tensi, Ed., ASM International, 1999: p. 243-250.
- Jehnert, H.; Peter, H.-J. 2009. *Case hardening vs. induction hardening -economical comparison in the heat treating of gears*,. Source: HTM - Haerterei-Technische Mitteilungen, vol. 64, p. 72-79.
- Jin, J. 1993. *The Finite Element Method in Electromagnetics*, John Wiley & Sons, 1993, 443 p.
- Krauss, G. 1990, *Steels: Heat Treatment and Processing Principles*, ASM International, 1990, 286 p.
- Kurek, K.; Niklewicz M. 2008. *Parameters influence evaluation on gear surface temperature distribution during hardening process*, Przegląd Elektrotechniczny, vol. 84, p. 86-8.
- Longeot, O. and C. Delalean. 1995. *Simulation numérique des procédés de traitement thermique par induction*. Met. Thermique, p. 33-47.
- Masse, P., B. Morel, and T. Breville, 1985. *A finite element prediction correction Scheme for magneto-thermal problem during Curie Transition*. IEEE transactions on magnetics, vol. 21, p. 1871-1873.

- Melander, M., 1985. *Computer predictions of progressive induction hardening of cylindrical components*. Materials Science and Technology, vol. 1: p. 877-882.
- Meunier, G., D. Shen, and J. Coulomb, *Modélisation of 2D and axisymmetric magnetodynamic domain by the finite element method*. IEEE transactions on magnetics, 1988. Vol. 24(1), p. 166-169.
- Montgomery, D. C., *Design and Analysis of Experiments*. New York, 2009.
- Niewielski, G., K. Ducki, D. Kuc, H. Woznica et W. Zalecki. 2006. *Examination of AMS 6414 steel susceptibility to heat treatment in induction heating conditions*. 61 p.
- Olson, G.B., et W.S. Owen. 1992. *Martensite*. 331 p.
- Peter, Hans-Joachim, 2004. *Induktive surface hardening with the simultaneous dual frequency induction heat treating*, (Ingenieurschule, Berlin Maschinenbau) Haerterei-Technische Mitteilungen, vol. 59, p. 119-124.
- Ross P.J., *Taguchi techniques for quality engineering*, McGraw-Hill, New York, 1988.
- Rudnev, V.I. 2009. *Single-coil dual-frequency induction hardening of gears*. Heat Treating Progress, vol. 9, p. 9-11.
- Rudnev, V., Loveless, D., Cook, R. and Black, M. 2003. *Induction hardening of gears: a review*. Heat Treatment of Metals, vol. 4, p. 97.
- Rudnev, V., Loveless, D., Cook, R. and Black, M. 2003. *Handbook of induction heating*. CRC, 796 p.
- Sadeghipour, K., J.A. Dopkin, and K. Li, 1996. *A computer aided finite element/experimental analysis of induction heating process of steel*. Computers in Industry, vol. 28, p. 195-205.
- SAE International. 1997. *Transmission systems, components, gears and friction and fluid materials*. SP-1241.
- Semiatin, S.L., et D.E. Stutz. 1986. *Induction heat treatment of steel*. ASM International, 308 p.
- Stiele, Hansjürg, 2004. *Inductive gear spin hardening (Induktive Allzahnhärtungsverfahren)*, Elektrowärme International, vol. 3, p. 109-113.

Tabor, D, 1951, *The hardness of metals*, Oxford Clarendon Press, 423 p.

US Army project, 1990

U.S. Department of Defense. 1998. Military Handbook, MIL-HDBK-5H: *Metallic Materials and Elements for Aerospace Vehicle Structures*, Knovel Interactive Edition. Coll. « Low alloy steels ».

Welty, J., Robert, CE et Wilson, E. *Fundamentals of Momentum, Heat and Mass Transfer*. 5th Edition, John Wiley

Wrona, E. and B. Nacke, 2003. *3D-Modelling for the solution of sophisticated induction hardening tasks*. International Workshop, p. 6.

Wick, C and Vielleux R.F. 1985, *Materials, Finishing and Coating*, Tool and Manufacturing Engineers Handbook, Society of Manufacturing Engineers, vol 3.

Yuan, J., J. Kang, Y. Rong, R. D. Sisson., 2003. *FEM modeling of induction hardening processes in steel*. Journal of Materials Engineering and Performance, vol. 12, p. 589-596.

Zinn, S., et S.L. Semiatin. 2002. *Elements of induction heating. Design, control, and applications*. ASM International, 335 p.

Ross, P.J., *Taguchi techniques for quality engineering*, McGraw-Hill, New York, 1988.