

UNIVERSITÉ DU QUÉBEC À RIMOUSKI

**MODÉLISATION DU PROCÉDÉ DE TREMPE AU LASER
APPLIQUÉ À DES COMPOSANTES MÉCANIQUES
COMPLEXES**

Mémoire présenté

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

PAR

© GABRIEL CARON-GUILLEMETTE

Septembre 2013

UNIVERSITÉ DU QUÉBEC À RIMOUSKI
Service de la bibliothèque

Avertissement

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

Composition du jury :

Noureddine Barka, président du jury, Université du Québec à Rimouski

Jean Brousseau, directeur de recherche, Université du Québec à Rimouski

Mohammad Jahazi, examinateur externe, École de technologie supérieure

Mathieu Foster, Solutions Novika inc.

Dépôt initial le 26 avril 2013

Dépôt final le 5 septembre 2013

REMERCIEMENTS

J'aimerais en tout premier lieu remercier monsieur Jean Brousseau, directeur de ce projet de recherche, pour son support indéniable, ses conseils éclairés, sa disponibilité et pour m'avoir donné l'opportunité de travailler sur ce projet.

Je remercie l'entreprise Solutions Novika inc., plus particulièrement Lorraine Blais, Mathieu Foster et Patrick Martel pour avoir mis à ma disposition les moyens nécessaires à la réalisation des essais expérimentaux.

Je remercie également le personnel du département de mathématiques, informatique et de génie de l'UQAR, tout particulièrement Abderrazak El Ouafi, Richard Lafrance, Charles-Alexandre Drapeau et Louis Bernier pour l'aide fournie. J'aimerais également remercier le professeur Noureddine Barka pour son optimisme continu, son appui et ses judicieux conseils.

Je tiens à remercier chaleureusement ma famille qui m'a constamment soutenu et encouragé dans ma démarche académique.

Finalement, un grand merci à mes collègues pour les multiples coups de pouce et pour le dynamisme des discussions.

RÉSUMÉ

Le durcissement des aciers au laser constitue l'une des approches les plus précises de l'industrie. Ce procédé de traitement thermique requiert le développement de recette d'application pour accommoder chaque type de composante mécanique à traiter. Cette étude se concentre sur la modélisation et la simulation des flux thermiques issue de l'interaction d'un laser avec une pièce d'acier. On y développe une fonction numérique permettant de modéliser automatiquement et avec précision un faisceau laser parcourant des surfaces complexes, telle que la denture d'une roue dentée.

L'étude se concentre sur la modélisation par éléments finis du procédé de trempe au laser. Deux approches de modélisation sont mises sur pied et permettent de simuler des situations simples sous le logiciel COMSOL. Ces approches sont validées numériquement en reproduisant les essais d'études tierces.

La fonction numérique est développée sous le logiciel MATLAB en se basant sur l'une de ces approches. Elle est élaborée afin de modéliser le passage du laser sur les surfaces variables d'une géométrie 3D tout en incluant les déformations du faisceau laser et les variations du coefficient d'absorption en fonction des conditions d'interaction laser/surface.

La fonction est validée à l'aide d'une série d'expérimentations utilisant un laser fibre et des spécimens en acier AISI 4340. On y observe du même coup la dynamique du coefficient d'absorption sous différentes conditions d'opération et d'angle d'incidence. Les essais sont validés sur la base des températures de surface et sur les dimensions des zones durcies. Les modèles développés permettent de prédire avec un écart relatif d'environ 2% la profondeur et la largeur des zones trempées. Ces essais sont également l'occasion de mettre à l'épreuve la trempe autogène rendue possible grâce aux caractéristiques du laser.

En dernier lieu, nous démontrons le potentiel de la fonction numérique développée en utilisant celle-ci pour simuler la trempe sur la denture d'une crémaillère. Il est démontré qu'en ajustant la puissance de manière adéquate, nous sommes en mesure d'obtenir une trempe uniforme tout au long de la denture.

Mots clés : laser, trempe, modélisation, roue dentée, éléments finis, déplacement du faisceau laser, coefficient d'absorption, AISI 4340

ABSTRACT

Lasers are ideal tools for various material processing. Inherent characteristics of light energy allow an easy control over the delivery and thus provide high-quality results. Due to the recent technological advances, transformation hardening with laser have seen a growing interest. Each part to be heat treated by laser require the development of recipes in order to achieve desired results. Numerical modeling allows to simulate the process with great accuracy, thus reducing the need of experiments. This study focuses on the modeling and simulation of thermal flow resulting from the interaction between laser beam and workpiece. A numerical function is developed to accurately and automatically model a laser beam traversing complex surfaces, such as the gear tooth.

First, a literature review covers the modeling of laser hardening. It reviews the different technics, factors inherent within the process and the state of current knowledge. A particular interest is done over the laser hardening of AISI 4340 steel and on application of the process on small spur gears. Subsequently, the basic principles of the process are exposed as wells as the parameters and mechanisms that are taking place.

After this overview, the study focuses on numerical modeling using finite-element method. Two modeling approaches are established and used to simulate simple situations with COMSOL software. These approaches are numerically validated by reproducing tests found in literature.

The numerical function is developed in MATLAB based on one of these approaches. It is developed to model the passage of the laser on the surface of a 3D component while including deformations of the laser beam and the variations of the absorption coefficient according to the conditions of interaction laser / surface.

The function is validated by a series of experiments using a fiber laser and flat specimens made of AISI 4340. We observe the dynamics of the absorption coefficient under different operating conditions (power, speed and incidence angle). The tests are validated based on surface temperatures and the dimensions of the hardened zones. The developed models can predict the size of the treatment with a relative error of 2%. These tests are also an opportunity to verify the self-quenching capabilities of AISI 4340 made possible by the inherent characteristics of the laser process.

Keywords : laser, hardening, spur gear, numerical modeling, finite element method, moving heat source, AISI 4340

TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS.....	VII
RÉSUMÉ	IX
ABSTRACT.....	XI
TABLE DES MATIÈRES.....	XIII
LISTE DES TABLEAUX.....	XVII
LISTE DES FIGURES	XIX
LISTE DES ABRÉVIATIONS, DES SIGLES ET DES ACRONYMES	XXVII
LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE.....	XXXI
INTRODUCTION	1
MISE EN CONTEXTE	1
PROBLEMATIQUE	4
OBJECTIFS.....	6
METHODOLOGIE	8
ORGANISATION DU MEMOIRE.....	12
CHAPITRE 1 REVUE DE LITTÉRATURE.....	13
1.1 INTRODUCTION	13
1.2 HISTORIQUE.....	14
1.3 REGLES SEMI-EMPIRIQUES.....	15
1.4 MODELE ANALYTIQUE.....	16
1.5 MODELISATION NUMERIQUE.....	17
1.6 MESURE DU COEFFICIENT D'ABSORPTION	20
1.7 TRAITEMENT THERMIQUE AU LASER DE L'AISI 4340.....	22
1.8 PROGICIEL DE MODELISATION.....	25
1.9 TREMPE LASER SUR ROUES DENTEES.....	27

1.10	TREMPE A L'AIDE D'UN LASER FIBRE	30
1.11	CONCLUSION	32
CHAPITRE 2 PRINCIPE DE BASE DE LA TREMPE AU LASER.....		35
2.1	INTRODUCTION.....	35
2.2	DURCISSEMENT PAR TRANSFORMATION AU LASER.....	36
2.3	MECANISMES ET PARAMETRES DE LA TREMPE AU LASER	39
2.3.1	Paramètres de la pièce traitée	41
2.3.2	Paramètres du laser	46
2.3.3	Conditions de traitement	49
2.4	FACTEURS INHERENTS AU PROCEDE.....	52
2.4.1	Coefficient d'absorption	52
2.4.2	Temps d'interaction	54
2.4.3	Convection et radiation.....	54
2.5	SCHEMA D'INTERACTION.....	54
2.6	DIFFICULTES DE LA TREMPE AU LASER.....	55
2.7	SOURCES LASER	57
3.8	TETE LASER ET MANIPULATION DU FAISCEAU	59
2.9	CONCLUSION	61
CHAPITRE 3 MODÉLISATION ET SIMULATION		63
3.1	INTRODUCTION.....	63
3.2	GENERALITES SUR LA MODELISATION NUMERIQUE	64
3.3	ÉQUATIONS PHYSIQUES.....	65
3.4	DEPLACEMENT DE LA SOURCE.....	68
3.4.1	Généralité.....	68
3.4.2	Approche #1	68
3.4.3	Approche #2.....	69
3.5	APPROCHE #1 : DEPLACEMENTS PAR MOUVEMENTS DE TRANSLATION	70

3.5.1	Description.....	70
3.5.2	Limitation de l'approche.....	71
3.5.3	Validation numérique de l'approche #1	71
3.6	APPROCHE #2 : DISCRETISATION DU PARCOURS LASER (ASA).....	78
3.6.1	Description.....	78
3.6.2	Stratégie de déploiement	80
3.6.3	Algorithme.....	81
3.6.4	Ajustements de l'approche #2.....	85
3.6.5	Validation de l'approche #2.....	94
3.7	CONCLUSION.....	101
 CHAPITRE 4 VALIDATION EXPÉRIMENTALE.....		103
4.1	INTRODUCTION	103
4.2	OBJECTIFS DES EXPERIMENTATIONS	104
4.3	MISE EN ŒUVRE.....	104
4.3.1	Spécimens	104
4.3.2	Équipements.....	105
4.3.3	Définition de la profondeur durcie.....	109
4.3.4	Sources d'erreur et variabilité des paramètres.....	112
4.3.5	Organisation des essais.....	116
4.4	MODELISATION NUMERIQUE.....	118
4.4.1	Modélisation avec l'approche #1	118
4.4.2	Modélisation avec l'approche #2	119
4.4.3	Comparaison des deux approches de modélisation	120
4.4.4	Discussion	121
4.5	ESTIMATION DU COEFFICIENT D'ABSORPTION	125
4.5.1	Résultats du groupe 1	125
4.5.2	Résultats du groupe 2	127
4.5.3	Résultats du groupe 3	129

4.5.4	Discussion.....	130
4.6	ANALYSE METALLOGRAPHIQUE.....	140
4.6.1	Mise en œuvre de l'analyse.....	140
4.6.2	Résultats du groupe 2.....	141
4.6.3	Dureté des spécimens	144
4.6.4	Profondeur durcie	145
4.6.5	Trempe autogène.....	150
4.6.6	Variabilité des résultats	151
4.7	CONCLUSION	152
CHAPITRE 5 POTENTIEL D'APPLICATION DE LA FONCTION DÉVELOPPÉE.....		155
5.1	INTRODUCTION.....	155
5.2	REVUE DE LA FONCTION DEVELOPPEE	155
5.2.1	Rappel du fonctionnement	156
5.2.2	Avantage.....	156
5.2.3	Limitations	157
5.3	EXEMPLE D'APPLICATION : CREMAILLERE A DENTURE DROITE.....	159
5.3.1	Essai à puissance laser fixe	160
5.4	CONCLUSION	170
CONCLUSION GÉNÉRALE		171
ANNEXE I		179
ANNEXE II.....		181
ANNEXE III		189
RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....		193

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 1 : Données connues pour la trempe au laser de l'acier AISI 4340.....	25
Tableau 2 : Paramètres d'opération des cas proposés.....	72
Tableau 3 : Variation des propriétés de l'acier en fonction de la température	72
Tableau 4 : Températures maximales en surface.....	97
Tableau 5 : Propriété de l'acier EN-43A selon Safdar (Safdar <i>et al.</i> , 2006).....	97
Tableau 6 : Composition chimique de l'acier AISI 4340	104
Tableau 7 : Paramètres d'opération des essais du groupe 1	117
Tableau 8 : Paramètres d'opération des essais du groupe 2	117
Tableau 9 : Paramètres d'opération des essais du groupe 3	118
Tableau 10 : Paramètres d'opération des modèles numériques du groupe 2.....	120
Tableau 11 : Température moyenne en régime stationnaire.....	121
Tableau 12 : Données des essais du groupe 3.....	129
Tableau 13 : Résumé des essais des groupes 1 et 2.....	130
Tableau 14 : Impacts d'une variation de 1 % du coefficient d'absorption	135
Tableau 15 : Dureté moyenne des essais du groupe 2	144

Tableau 16 : Mesures et estimations des profondeurs durcies des essais du groupe 2	145
Tableau 17 : Groupe 2 – Différence relative des profondeurs durcies estimées par rapport aux mesures expérimentales	146
Tableau 18 : Groupe 2 – Différence relative des largeurs maximales des zones durcies estimées par rapport aux mesures expérimentales	146
Tableau 19 : Ratio des essais de trempe autogène du groupe 2	151
Tableau 20 : Paramètre des maillages mis à l'essai	182
Tableau 21 : Résultats des maillages après résolution du modèle	183
Tableau 22 : Comparaison des deux méthodes de mesure	189

LISTE DES FIGURES

Figure 1 : Profondeur durcie de l'acier AISI O1 en fonction du paramètre $P/DTFv$	16
Figure 2 : Traitement statique de la denture d'après (Altergott et Patel, 1982)	28
Figure 3 : Traitement par balayage de la denture (Tani, 1981)	29
Figure 4 : Principaux traitements de surface praticables par le laser.....	39
Figure 5 : Impact de la microstructure initiale sur la trempe encourue	43
Figure 6 : Impact du fini de surface sur l'absorption du faisceau laser (Wissenbach <i>et al.</i> , 1985).....	56
Figure 7 : Interaction entre les différents facteurs et cheminements à suivre pour déterminer les paramètres d'opération	56
Figure 8 : Distribution de l'irradiance à différentes positions le long de l'axe optique	60
Figure 9 : Schéma des conditions aux frontières appliquées aux surfaces	67
Figure 10 : Dimension du composant et de la tache focale	73
Figure 11 : Courbes de mesures longitudinales (A) et transversales (B).....	74
Figure 12 : Cas A - Approche par mouvement de translation - Évolution de la température le long de l'axe vertical passant au centre du spécimen (A) et distribution de la température (à $t = 7,08$ s) sur le plan xz (B). Paramètres d'opération : $P = 2,5$ kW ; $v = 8,33$ mm/s ; $\alpha = 70\%$	75

Figure 13 : Cas B - Approche par mouvement de translation - Évolution de la température le long de l'axe vertical passant au centre du spécimen (A) et distribution de la température (à $t = 2,36$ s) sur le plan xz (B). Paramètres d'opération : $P = 4$ kW ; $v = 25$ mm/s ; $\alpha = 70\%$	75
Figure 14 : Cas C - Approche par mouvement de translation - Évolution de la température le long de l'axe vertical passant au centre du spécimen (A) et distribution de la température (à $t = 1,42$ s) sur le plan xz (B). Paramètres d'opération : $P = 5$ kW ; $v = 41,7$ mm/s ; $\alpha = 70\%$	76
Figure 15 : Cas D - Approche par mouvement de translation - Évolution de la température le long de l'axe vertical passant au centre du spécimen (A) et distribution de la température (à $t = 1,42$ s) sur le plan xz (B). Paramètres d'opération : $P = 4$ kW ; $v = 41,7$ mm/s ; $\alpha = 70\%$	76
Figure 16 : Taux de variation de la température surfacique des cas A, B, C et D durant le passage du faisceau laser	78
Figure 17 : Démonstration de l'approche ASA.....	79
Figure 18 : Cheminement du modèle dans COMSOL et MATLAB	82
Figure 19 : Géométrie avant et après l'exécution de l'étape 3.....	83
Figure 20 : Géométrie parcourue par la boîte de sélection	84
Figure 21 : Détection des secteurs par la boîte de sélection (rouge) et secteurs formant la tache focale circulaire (vert)	85
Figure 22 : Température maximale à la surface en fonction du temps	87
Figure 23 : Puissance injectée dans la composante en fonction du temps	88
Figure 24 : Température maximale à la surface en fonction du temps entre 6 et 8 s.....	88

Figure 25 : Puissance injectée dans la composante en fonction du temps entre 0 et 1,5 s ...	89
Figure 26 : Exemple d'une transition de 49% ajoutée à une fonction d'activation du flux thermique et impact d'une telle transition sur la puissance injectée - Cas A avec $R_G = 5$ (B)	91
Figure 27 : Puissance injectée dans la composante en fonction du temps entre 0,8 à 1,6 s ..	92
Figure 28 : Température maximale à la surface du spécimen en fonction du temps de 0 à 14 s	92
Figure 29 : Axe de mesure prise sur le plan transversal	95
Figure 30 : Température en fonction de la profondeur pour les cas A, B, C et D - Comparaison des résultats de Colombo et ceux issues des approches #1 et #2.	96
Figure 31 : Température en fonction du temps (A) et température en fonction de la position latérale relative à la trajectoire (B)	98
Figure 32 : Température en fonction de la profondeur	99
Figure 33 : Taux de variation de la température en fonction du temps	99
Figure 34 : Température en fonction du temps (A) et taux de variation de la température en fonction du temps (B).	101
Figure 35 : Microstructure initiale de l'acier AISI 4340 (révélée par Nital 2%).....	105
Figure 36 : Montage expérimentale	106
Figure 37 : Analyse de la tache focale	105
Figure 38 : Schéma du montage expérimental.....	106
Figure 39 : Positionnement de la zone de détection du pyromètre dans la tache focale à incidence normale et oblique	108

Figure 40 : Propriété non-linéaire de l'acier AISI 4340 - Conductivité thermique (A) et capacité thermique massique (B) (Barka, 2011)	114
Figure 41 : Reproduction du même essai avec les propriétés non linéaire (A) et les propriétés fixes (B) de l'acier AISI 4340. Paramètres d'opération : P = 550 W ; $v = 13$ mm/s.....	115
Figure 42 : Maillage avant (A) et après l'ajustement par le module d'optimisation (B)...	119
Figure 43 : Maillage initial des modèles développés avec l'approche ASA.....	120
Figure 44 : Essai 2-A - Température en fonction du temps – Mesures expérimentales et numérique. Paramètres d'opération : P = 350 W ; $v = 4$ mm/s ; $\alpha = 87\%$	122
Figure 45 : Essai 2-A - Évolution de la température le long de l'axe vertical passant au centre du spécimen – Approche #1 (A) et Approche #2 (B) - Paramètres d'opération : P = 350 W ; $v = 4$ mm/s ; $\alpha = 87\%$	122
Figure 46 : Essai 2-B - Température en fonction du temps - Mesures expérimentales et numériques - Paramètres d'opération : P = 550 W ; $v = 13$ mm/s ; $\alpha = 72,5 \%$	123
Figure 47 : Essai 2-B - Évolution de la température le long de l'axe vertical passant au centre du spécimen – Approche #1 (A) et Approche #2 (B) - Paramètres d'opération : P = 550 W ; $v = 13$ mm/s ; $\alpha = 72,5\%$	123
Figure 48 : Essai 2-C - Température en fonction du temps - Mesures expérimentales et numériques - Paramètres d'opération : P = 700 W ; $v = 24$ mm/s ; $\alpha = 64 \%$	124
Figure 49 : Essai 2-C - Évolution de la température le long de l'axe vertical passant au centre du spécimen – Approche #1 (A) et Approche #2 (B) - Paramètres d'opération : P = 700 W ; $v = 24$ mm/s ; $\alpha = 64\%$	125

Figure 50 : Essai du groupe 1 - Coefficient d'absorption en fonction de la vitesse d'avance	126
Figure 51 : Essai du groupe 1 - Coefficient d'absorption en fonction du fini de surface...	127
Figure 52 : Essai du groupe 2 - Coefficient d'absorption en fonction de la vitesse d'avance	128
Figure 53 : Essais du groupe 2 – Coefficient d'absorption en fonction du fini de surface.	128
Figure 54 : Essai du groupe 1 - Coefficient d'absorption en fonction de l'angle d'incidence	129
Figure 55 : Essai du groupe 1 - Coefficient d'absorption en fonction du temps d'interaction	131
Figure 56 : Essais du groupe 1 – Coefficient d'absorption en fonction de la température moyenne en régime permanent	132
Figure 57 : Essais du groupe 1 - Coefficient d'absorption en fonction du paramètre $P/(D_{TFV})^{1/2}$	132
Figure 58 : Coefficient d'absorption en fonction du temps d'interaction pris à mi- course (40 mm) des essais du groupe 3	134
Figure 59 : Essais du groupe 1 - Impact de l'incertitude de la puissance sur l'estimation de α	135
Figure 60 : Essais 2-C – Température en fonction du temps et variation de 1% de α	136
Figure 61 : Simulation de l'essai 2-C – Oscillations probables du pyromètre	137

Figure 62 : Essais 1-A (A), 1-B (B) et 1-C (C) - Zone de ralentissement durant l'augmentation en température des essais	138
Figure 63 : Essais 2-A (A), 2-B (B) et 2-C (C) - Zones de ralentissement durant l'augmentation en température des essais	138
Figure 64 : Macrographies des spécimens 2-A, 2-B et 2-C attaqués au Nital (2 %) présentées aux figures A, B et C respectivement	142
Figure 65 : Profil de dureté des spécimens des essais 2-A (A), 2-B (B) et 2-C (C)	142
Figure 66 : Approche #1 - Simulations 2-A, 2-B et 2-C présentées aux figures A, B et C respectivement.....	142
Figure 67 : Approche #2 - Simulations 2-A, 2-B et 2-C présentées aux figures A, B et C respectivement.....	142
Figure 68 : Macrographies des spécimens 2-A', 2-B' et 2-C' attaqués au Nital (2 %) présentées aux figures A, B et C respectivement..	143
Figure 69: Profil de dureté des spécimens des essais 2-A' (A), 2-B' (B) et 2-C' (C)	143
Figure 70 : Approche #1 - Simulations 2-A', 2-B' et 2-C' présentées aux figures A, B et C respectivement.....	143
Figure 71 : Approche #2 - Simulations 2-A', 2-B' et 2-C' présentées aux figures A, B et C respectivement.....	143
Figure 72 : Groupe 2 – Profondeurs durcies en fonction du paramètre $P/DTFv$	147
Figure 73 : Estimations des profondeurs de trempe atteintes par les essais du groupe 1... ..	148
Figure 74 : Groupe 1 - Estimation de la profondeur durcie en fonction de α	149
Figure 75 : Dureté en fonction de la profondeur trempée des essais du groupe 2	150

Figure 76 : Difficulté de l'approche ASA à gérer la tache focale circulaire près d'un changement de face oblique.....	158
Figure 77 : Estimation d'une tache focale circulaire à l'aide d'un polygone.....	158
Figure 78 : Zone d'ombre créée par l'interaction du faisceau laser avec une autre partie de la géométrie.....	159
Figure 79 : Dimensions des dents de crémaillère.....	160
Figure 80 : Denture avant et après l'application de la fonction numérique.....	160
Figure 81 : Maillage de la crémaillère.....	161
Figure 82 : Vue 3D du modèle à $t = 2,0$ s – Puissance fixe.....	161
Figure 83 : Température dans la crémaillère à divers instant – Puissance fixe.....	162
Figure 84 : Puissance absorbée par la crémaillère en fonction de la position de la tache focale sur celle-ci.....	163
Figure 85 : Température à la surface de la crémaillère en fonction de la position de la tache focale sur celle-ci.....	163
Figure 86 : Trempe encourue en utilisant une puissance fixe.....	164
Figure 87 : Variation de la puissance du laser en fonction de sa position sur la crémaillère.....	165
Figure 88 : Température dans la crémaillère à divers instant – Puissance variée.....	166
Figure 89 : Puissance absorbée par la crémaillère en fonction de la position de la tache focale sur celle-ci.....	167
Figure 90 : Température à la surface de la crémaillère en fonction de la position de la tache focale sur celle-ci.....	167

Figure 91 : Trempe encourue en modulant la puissance	168
Figure 92 : Exemple de diverses composantes modélisées à l'aide de la fonction	169
Figure 93 : Température à la surface en fonction du temps pour différent maillage	184
Figure 94 : Température maximale à la surface en fonction du temps pour différent maillage - Agrandissement des zones à fort gradient de la figure 93.....	184
Figure 95 : Température maximale à 2 mm sous la surface en fonction du temps pour différent maillage	185
Figure 96 : Température maximale à 2 mm sous la surface en fonction du temps pour différent maillage	185
Figure 97 : Température transversale max à la surface pour différent maillage.....	186
Figure 98 : Température transversale max à la surface pour différent maillage - Agrandissement des zones à fort gradient de la figure 97.....	186
Figure 99 : Température transversale max à 2 mm sous la surface pour différent maillage	187
Figure 100 : Température transversale max à 2 mm sous la surface pour différent maillage - Agrandissement des zones à fort gradient de la figure 99.....	187
Figure 101 : Macrographies de la zone trempée du spécimen 2-A.....	190
Figure 102 : Prise de vue de la simulation de l'essai 2-A.....	191

LISTE DES ABRÉVIATIONS, DES SIGLES ET DES ACRONYMES

3D	Trois dimensions
ΔP	Variation de puissance (W)
ΔT	Variation de la température (°C)
Δt	Pas de temps (s)
Δt_{int}	Durée du temps d'interaction (s)
Δt_{max}	Pas de temps maximal (s)
$\Delta t_{trans \%}$	Durée de la transition en % du pulse (s)
ϕ_{Ext}	Diamètre extérieur (mm)
A	Aire de la surface (m ²)
A_{TF}	Aire de la tache focale (m ²)
AISI	American Iron and Steel Institute
API	Interface de programmation (<i>Application Programming Interface</i>)
ASA	Approche par secteurs (<i>Area Sector Approach</i>)
CAO	Conception assistée par ordinateur
CCT	Transformation par refroidissement (<i>Continuous Cooling Transformation</i>)

CCD	Dispositif à transfert de charge (<i>Charge-Coupled Device</i>)
D_{TF}	Diamètre de la tache focale (mm)
f_c	Distance focale de la lentille de collimation (mm)
f_l	Distance focale de la lentille de focalisation (mm)
HPDL	Laser à diode haute puissance (<i>High-Power Diode Laser</i>)
HPDDL	Laser à diode haute puissance directe (<i>High-Power Direct Diode Laser</i>)
I_0	Irradiance du faisceau laser (W/m^2)
I_a	Irradiance absorbée par la surface (W/m^2)
JMI	Interface Java-MATLAB (<i>Java-Matlab Interface</i>)
max	Maximum
min	Minimum
N	Nombre de dents
P	Puissance (W)
PD	Pas diamétrale
q_a	Puissance absorbée nette (W)
q_{conv}	Pertes par convection (W)
q_{rad}	Pertes par radiation (W)
Q	Source d'énergie (J/m^3)
R_G	Résolution géométrique de la discrétisation de la trajectoire

R_{Δt}	Résolution temporelle de la trajectoire
SAE	Society of automotive engineering
T_{amb}	Température ambiante (°C)
TTA	Temps – Température – Austénisation
TTT	Temps – Température – Transformation
UQAR	Université du Québec à Rimouski

LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

α	Coefficient d'absorption (%)
$\Delta\alpha$	Variation du coefficient d'absorption (%)
θ	Angle d'incidence (degré)
ε	Émissivité du matériau
ρ	Masse volumique (kg/m ³)
°C	Degré Celsius
A_{c1}	Température de début de formation de l'austénite
A_{c3}	Température de fin de formation de l'austénite
C_p	Capacité thermique massique (J/kg.K)
HV	Dureté Vickers
HRC	Dureté Rockwell C
J	Joule
MW	Mégawatt
MPx	Mégapixel
mm	Millimètre
μm	Micromètre

K	Degré Kelvin
k	Conductivité thermique (W/m.K)
Ra	Rugosité arithmétique (μm)
RPM	Révolution par minute
T	Température ($^{\circ}\text{C}$)
t	Temps (s)
v	Vitesse d'avance (mm/s)
W	Watt
x	Coordonnée cartésienne - abscisse
y	Coordonnée cartésienne - ordonnée
z	Coordonnée cartésienne - hauteur

INTRODUCTION

MISE EN CONTEXTE

Le laser est un outil polyvalent capable d'effectuer diverses tâches reliées à la mise en œuvre de composantes mécaniques. Durant la dernière décennie, le laser a connu un regain de popularité auprès des traitements de surface. Les récentes innovations dans le domaine sont à l'origine du déploiement à grandes échelles de la technologie, maintenant plus facile à exploiter et à acquérir. Le durcissement de l'acier à l'aide du laser est reconnu depuis plusieurs années pour sa grande précision. Grâce à cet outil, ce traitement thermique peut être appliqué de manière ponctuelle et discrète, là où il est nécessaire d'avoir des propriétés mécaniques désirées. Globalement, les capacités d'opérer des trempes à l'aide du laser sont grandement dues au contrôle de l'augmentation de température, à la forme de transmission de l'énergie (la lumière) et à la vitesse d'avance de celui-ci. Les paramètres d'opération du procédé doivent accommoder les conditions d'échange thermique de chaque composante. Afin de guider le développement de recette et d'économiser temps et ressources, plusieurs équipes de recherche ont recours à la simulation par ordinateur.

Le durcissement de l'acier est un procédé fondamental de la métallurgie. Il augmente les capacités mécaniques et améliore les caractéristiques tribologiques telles que la résistance à l'usure, la résistance à la corrosion et la diminution du coefficient de friction (ASM, 1991). Le mécanisme prenant place lors de la trempe d'un acier au laser s'articule de la même manière qu'avec les procédés thermiques conventionnels : augmentation de la température jusqu'à la température d'austénitisation complète (A_{c3}), maintien de cette température pendant une courte période pour homogénéiser l'austénite et finalement refroidissement rapide (trempe) afin de former la martensite, soit la forme dure de l'acier.

La puissance optique du laser est absorbée par la surface et le transfert thermique s'effectue à partir de zone d'interaction entre la pièce et le faisceau laser. L'imposante concentration d'énergie qu'offre le laser fait rapidement augmenter la température de l'acier, car la dissipation thermique à l'intérieur de la matière est lente et ne parvient pas à compenser l'apport énergétique de la surface. Après le passage du laser, la masse demeurée froide agit comme un dissipateur et entraîne une trempe autogène, sans besoins de liquide caloporteur. Le contrôle du procédé (profondeur de traitement et structure métallurgique résultante) tient au cycle thermique imposé par la puissance laser et sa vitesse d'avance.

La méthode au laser offre plusieurs avantages : distorsions géométriques très faibles, un traitement localisé, un faible transfert d'énergie à la pièce, un cycle thermique très rapide, une trempe autogène, un contrôle précis de la profondeur durcie, une application sans contact et sans aucun rejet environnemental. En somme, la qualité des résultats métallurgique, la rapidité, l'application locale et la propreté chimique sont les caractéristiques principales du traitement au laser. Il s'agit d'un outil qui performe là où les méthodes conventionnelles font défaut, à savoir la grande utilisation d'énergie, la lenteur des procédés, la faible précision et la génération de polluants. Pour les entreprises, ces avantages se traduisent par des réductions de coût de production : post-usinage (ex. : rectification) absent ou fortement réduit, répétabilité des résultats, réduction du taux de rejet, automatisation complète du procédé, grande flexibilité de l'outil, intégration dans une cellule flexible de production, taux de production accru, diminution des coûts énergétiques et réduction de l'impact environnemental (Benedict et Ciolek, 1987, Haake et Zediker, 2004).

Malgré ses avantages, les coûts d'investissement élevés, le besoin d'expertise, l'instabilité des sources laser et le manque de contrôle du procédé amenaient autrefois les entreprises à préférer les procédés de trempe conventionnelle (four, flamme, carburation). Durant la dernière décennie, les développements technologiques des sources et des équipements laser ont permis une réduction des coûts d'acquisition, un allongement de la durée de vie des équipements et une amélioration du contrôle du procédé et surtout une

augmentation de la qualité des pièces produites. La recherche a amené à une bonne maîtrise de la trempe au laser et a permis de prouver son efficacité sur diverses composantes mécaniques de pointes telle que des composantes de turbines de réacteurs. Le laser est donc une option de plus en plus compétitive face aux procédés de trempe conventionnelle. Nombreuses sont les situations où le laser, de par ses caractéristiques, s'avère un choix idéal. Notamment lorsque le traitement se doit d'être appliqué localement, à des surfaces exigües, à géométrie complexe ou difficile d'accès.

Même si les cellules laser s'améliorent continuellement, le procédé demeure complexe et demande beaucoup d'expertise. Les paramètres d'opération sont nombreux et demandent d'être ajustés en cours de processus pour chacune des composantes mécaniques traitées. Fondamentalement, tout revient à contrôler la durée et l'intensité de l'énergie transférée à la surface en interaction avec le laser. Pour y parvenir, certaines cellules laser sophistiquées permettent de contrôler, par une boucle de rétroaction, la puissance du laser en fonction de la température mesurée en surface. Cette approche est très efficace, car elle offre un contrôle précis de la température et s'adapte aux différentes conditions d'interaction entre le laser et la surface. La profondeur durcie et l'état métallurgique de la zone thermiquement affectée dépendent également de la vitesse de refroidissement, donc de la dissipation thermique. Cette dissipation thermique est liée directement à la géométrie de la zone traitée. Pour permettre de prédire la profondeur durcie, plusieurs approches mathématiques ont été proposées, de même que plusieurs modèles numériques.

En effet, plusieurs facteurs influencent grandement le niveau d'énergie optique absorbée par la pièce : l'angle d'incidence, la longueur d'onde du laser, l'irradiance, la vitesse d'avance, le type de matériau et le fini de surface. L'impact réuni de ses facteurs prend part à la définition d'un *coefficient d'absorption* de la puissance optique du laser par la surface. La connaissance précise du coefficient d'absorption est fondamentale pour la réussite de la modélisation du procédé.

Au cours des années 2000, plusieurs équipes de recherche ont réussi à simuler le procédé de trempe au laser de manière très efficace. Ces efforts de modélisation numérique

permettent de réduire les investissements en ressources humaines et les manipulations en laboratoire nécessaires pour développer des recettes de trempe. Les plages d'opérations établies par les simulations orientent les essais, diminuent la perte de composantes tests et réduisent les analyses métallographiques nécessaires. La modélisation peut également permettre de justifier la sélection d'un matériau de fabrication ou guider le choix d'équipement laser pour effectuer un travail donné.

La majorité des modèles retrouvés dans la littérature sont développés dans le but de valider l'approche numérique ou de définir des paramètres d'opération du laser afin d'obtenir des conditions métallurgiques souhaitées. Les spécimens sont généralement traités de façon à ce que les conditions d'interaction entre le faisceau laser et la surface restent identiques tout au long du traitement. Cette approche est légitime, car elle permet de promouvoir un régime de transfert thermique stable et d'obtenir des résultats consistants pour des conditions d'opération spécifiques.

PROBLEMATIQUE

Alors que la modélisation des flux thermiques dans la matière est relativement aisée, il est plus difficile de modéliser le passage du laser sur une surface complexe, car les conditions aux frontières qui définissent le laser doivent se déplacer, se déformer et inclure les variations du coefficient d'absorption en fonction des conditions d'interaction entre le faisceau laser et la surface. Une composante mécanique qui rassemble bien ces difficultés et qui est tout à fait appropriée au traitement au laser et à sa modélisation est une roue dentée.

Les roues dentées sont des composantes fondamentales de la mécanique (Rakhit, 2000, Juvinall et Marshek, 2006). Depuis des siècles, elles servent dans divers mécanismes afin de transmettre la puissance mécanique. Lorsqu'utilisées dans un contexte de performance, par exemple dans l'industrie aéronautique, les roues dentées doivent posséder un poids minimal, avoir une durée de vie bien définie et supporter de grandes charges. Les

traitements thermiques de la denture occupent une place importante de leur conception, car ils permettent d'atteindre les propriétés tribologiques voulues, de réduire leur taille et d'augmenter leur résistance mécanique. Pour une telle composante, le traitement idéal se caractérise par un profil de dureté uniforme de quelques millimètres d'épaisseur, parallèle au profil géométrique (Austin, 2012). Dans la littérature, ce traitement est retrouvé sous l'appellation *trempe de type contour*. Cette trempe de la denture s'adresse aux deux modes principaux de défaillance en fatigue en améliorant sa capacité à résister à la flexion en pied de dent (défaillance par flexion) et en augmentant la résistance à l'usure et à la pression de contact.

Pour les roues dentées de forte taille, la trempe au laser est très efficace (Gutu *et al.*, 1982, Gutu *et al.*, 1983, Gutu *et al.*, 1984), mais pour celles de petite dimension (ex. : $\phi_{Ext} = 10$ cm, PD = 12, N = 48), les connaissances actuelles sont incomplètes. Aucune étude n'a rapporté la réussite d'un traitement de type contour à l'aide du laser. La géométrie complexe et les faibles dimensions restreignent l'angle d'approche du laser, augmentent les effets de revenu thermique et imposent souvent l'utilisation de liquide caloporteur. De plus, la forme des dents mène à une concentration thermique nettement plus élevée à la pointe des dents qu'à la racine, ce qui crée des zones traitées d'une profondeur non homogène. La géométrie complexe des roues dentées, les différentes conditions de transfert de chaleur et la variation du degré d'absorption de l'énergie optique, liées aux techniques d'application actuelles restreignent la qualité des résultats, tel que rapporté dans (Altergott et Patel, 1982, Zhang *et al.*, 2003). Les études connues sur le sujet ne font également aucune mention d'une modélisation numérique du procédé sur les roues dentées étudiées.

Par ailleurs, la littérature ne rapporte aucune mesure expérimentale du coefficient d'absorption d'un laser fibre dopé à l'ytterbium (YDFL) sur de l'acier AISI 4340. On n'y rapporte également aucune donnée concernant la variation de ce coefficient d'absorption en fonction de l'angle d'incidence du faisceau laser sur la composante.

OBJECTIFS

En ayant en tête le traitement thermique au laser des roues dentées, ce projet de recherche propose l'élaboration d'un algorithme qui permettra de modéliser fidèlement le passage d'un laser sur des surfaces complexes. Le tout en y intégrant, à partir de données expérimentales prises sur l'acier AISI 4340, les variations du coefficient d'absorption en fonction des conditions d'interaction entre le faisceau laser et la surface. Les objectifs principaux du projet sont:

- simuler en 3D les flux thermiques d'une composante balayée par un laser à l'aide d'un progiciel de modélisation ;
- développer une fonction numérique permettant de modéliser l'interaction entre le faisceau laser et une composante mécanique à géométrie complexe ;
- déterminer le coefficient d'absorption de l'AISI 4340 et mesurer ses variations vis-à-vis les principaux paramètres d'opération : angle d'incidence, irradiane et vitesse d'avance ;
- valider les modèles numériques et la fonction de modélisation développée à l'aide d'essais expérimentaux sur des éprouvettes planes.

La finalité du projet est le développement d'une fonction de modélisation automatique ayant la capacité de mettre sur pied des modèles pour simuler le procédé de trempe au laser sur des roues dentées et autres composantes avec des surfaces complexes. Les données recueillies au cours de ce projet permettront d'appliquer la fonction sur des composantes usinées dans l'acier AISI 4340. Cependant, le projet se limite au développement d'une solution de modélisation et ne s'intéresse pas au développement de procédures d'application (recettes).

Le premier objectif nous permettra de simuler les flux thermiques d'une composante simple (ex. : plat) sujet au passage du laser. L'idée est de mettre sur pied un modèle

numérique de référence et de vérifier si les hypothèses de modélisation sont adéquates pour la modélisation du procédé.

Le deuxième objectif mènera à la création d'un algorithme pour évaluer l'effet du passage du laser sur une surface complexe. L'idée est de fournir un outil qui permet de modéliser automatiquement le passage du laser sur la pièce mécanique. L'utilisateur devra fournir à l'algorithme un modèle en 3D d'une composante mécanique, une trajectoire et les différents paramètres laser. La tâche du programme sera de définir, dans le temps, les conditions aux frontières du modèle affectées par le passage du laser. Pour se faire, il analysera la surface qui se retrouve sous le parcours du faisceau laser, puis il définira les conditions aux frontières et le transfert de puissance en fonction des paramètres laser et des niveaux d'absorption prescrits pour les conditions d'interaction. L'algorithme permettra également d'introduire des variations sur les paramètres laser tout au long de la trajectoire telle que la puissance, la vitesse d'avance et l'angle d'incidence sur la pièce. Bref, l'algorithme retournera à l'utilisateur un modèle 3D qui intègre le passage du laser et qui sera prêt à simuler les flux thermiques en découlant par un progiciel de simulation.

Le troisième objectif permettra de recueillir des données concernant l'interaction entre le laser et l'acier AISI 4340. Comme les données recueillies sur le coefficient d'absorption n'existent pas, elles auront tout avantage à être partagées à la communauté scientifique et compléteront les connaissances actuelles. Ces données serviront également à la fonction numérique développée, car elles seront implantées et utilisées par celle-ci afin de modéliser adéquatement le processus sous différentes conditions d'interactions du laser avec la matière.

Le quatrième objectif permettra de valider les hypothèses de modélisation, les simulations et d'obtenir des données afin de mettre en œuvre le troisième objectif. Les essais expérimentaux seront également l'occasion de vérifier la précision des modèles. Les données à recueillir comprennent un historique de la température dans la zone d'interaction entre le laser et la composante. Ces données seront utilisées conjointement avec les modèles numériques afin d'estimer le coefficient d'absorption. Sur quelques spécimens, les

dimensions des zones durcies expérimentales seront recueillies afin de les joindre à l'historique des températures dans les modèles numériques.

Comme nous le verrons au chapitre 1, plusieurs approches pour modéliser la trempe au laser ont été proposées par diverses équipes de recherche. Toutefois, aucune d'entre elles n'intègre à la fois la gestion du coefficient d'absorption, la déformation de la tache focale et la variation de l'irradiance en fonction des conditions d'interaction entre la surface de la composante et le laser. La fonction de modélisation permettra de simuler dès lors le traitement thermique au laser à des composantes complexes telles que des roues dentées.

De plus, la littérature ne rapporte aucune donnée quant à l'utilisation du laser fibre pour effectuer le traitement de surface de l'acier AISI 4340. Les niveaux absorption (α) et les dimensions de zones trempées qui sont déterminés à partir des essais expérimentaux permettront à d'autres équipes de recherches d'avoir des données sur lesquelles s'appuyer.

METHODOLOGIE

Le développement du programme de modélisation du passage du laser et son intégration avec un modèle de flux thermique nécessitent un progiciel versatile qui accepte l'ajout de fonctions développées par l'utilisateur. À cet effet, nous utiliserons le progiciel COMSOL et le module complémentaire *Livelink pour MATLAB*. COMSOL est un logiciel de modélisation de divers phénomènes physiques. Il nous permettra de simuler les flux thermiques en trois dimensions à l'intérieur de la composante. Le module complémentaire *Livelink pour MATLAB* permet au logiciel MATLAB de lire et d'exécuter les fichiers COMSOL sous forme de code et de commandes. L'utilisation conjointe des deux logiciels permet de coupler l'aisance de programmation de MATLAB aux capacités de modélisation, de calculs et de visualisation des résultats de COMSOL. L'union de ces deux progiciels permet donc à l'utilisateur d'intégrer son propre algorithme à l'intérieur d'un modèle numérique créé sous COMSOL. C'est ainsi que la fonction développée (objectif 2) sera

insérée dans le modèle numérique. Cette fonction se base sur une approche proposée par Safdar (Safdar, 2007) qui permet de modéliser le déplacement du laser sur des composantes plane. La contribution de ce projet de recherche réside dans l'ajout de divers algorithmes permettant d'étendre son application à des composantes 3D possédants des surfaces complexes. La fonction permet de modéliser adéquatement et automatiquement la puissance transmise à la composante en fonction des différentes conditions d'interaction entre le laser et la surface. Il s'agit là d'un aspect essentiel pour modéliser avec précision le passage du laser sur des surfaces courbes et obliques.

Le modèle 3D de la composante, ses propriétés matérielles et la trajectoire du laser seront définies sous COMSOL. Ensuite, l'algorithme qui permet d'évaluer les conditions d'interaction entre le faisceau laser et la matière sera implanté et exécuté à l'aide de MATLAB. Une fois complété, MATLAB générera un modèle numérique exécutable par COMSOL qui inclut les conditions aux frontières et leurs variations dans le temps. COMSOL calculera alors les flux thermiques issus de l'apport énergétique du laser, simulé par les conditions aux frontières qui se déplacent et varient en fonction des conditions d'interactions et du temps.

L'utilisation de COMSOL et MATLAB est une solution qui offre une grande flexibilité. L'avantage de COMSOL réside également dans sa capacité de modéliser simultanément et conjointement plusieurs phénomènes physiques. Lors de travaux subséquents, il sera alors possible d'intégrer des modèles de déformations géométriques, de contraintes résiduelles et de transformations métallurgiques.

Une fois la programmation du premier objectif complétée, nous nous attarderons à la modélisation des flux thermiques par COMSOL. Afin de restreindre le nombre de facteurs de variation, nous allons modéliser le passage du laser de manière simple. Nous utiliserons des spécimens plats dont nous traiterons la surface en déplaçant le faisceau laser sur quelques centimètres. Ainsi, les conditions d'interactions entre le laser et la surface seront continues tout au long de la trajectoire. COMSOL propose une fonction éprouvée qui permet de simuler le déplacement de condition frontière. Cette solution clé en main est tout

à fait appropriée pour modéliser le déplacement du laser sur des spécimens plats, sans variations des conditions d'interactions.

Cette approche simpliste nous permettra également de reproduire des conditions d'opération proposées par d'autres études. Avant même de mettre en œuvre la validation expérimentale, nous pourrons donc comparer les résultats et valider numériquement le modèle de transfert thermique. Ce sera également l'occasion de comparer les résultats issus d'une modélisation avec la fonction intégrée dans COMSOL et d'une modélisation effectuée via notre algorithme d'interaction du premier objectif. Dès que nous confirmerons que les deux approches donnent des résultats identiques, nous pourrons alors nous intéresser aux essais expérimentaux.

Les essais expérimentaux seront effectués chez Solution Novika. Le laser mis à notre disposition est un laser fibre dopé à l'ytterbium (YDFL) fabriqué par IPG Photonics modèle YLR-15000. Ce type de laser a l'avantage de produire un faisceau laser dont l'irradiance est uniforme à l'intérieur de la tache focale.

Nous utiliserons une configuration optique produisant une taille de tache focale circulaire de 3.26 mm de diamètre, taille maximale atteignable avec l'équipement en main. Un robot (Fanuc M-710/70 iC) manipulera la tête laser (Precitech YW50).

La température de surface sera mesurée à l'aide d'un pyromètre de marque IMPAC (IGAR-12-LO MB 22). La zone de détection du pyromètre sera placée au centre de la tache focale du laser projetée sur le spécimen. L'acquisition de donnée via la sortie analogique du pyromètre s'effectuera à l'aide d'un module National Instruments (NI 9219) et du logiciel LabView.

Les spécimens rectangulaires (100 x 40 x 5 mm) seront usinés à partir d'acier AISI 4340 d'une dureté initiale de 32 HRC. Cet acier est privilégié, car quelques programmes de recherche à l'UQAR se sont intéressés à la trempe par induction de roues dentées usinées à partir de l'acier AISI 4340 (Barka, 2011, Austin, 2012). Éventuellement, les deux méthodes pourront être comparées plus rapidement. De plus, la grande trempabilité de l'AISI 4340

nous permet d'avancer que toutes zones ayant franchi la température d'austénisation complète (Ac_3) seront durcies (Barka, 2011). Les paramètres d'usinage seront fixés afin de produire un fini de surface similaire entre chaque spécimen. La taille des spécimens est théoriquement suffisante pour permettre une trempe autogène. Cependant, nous allons reproduire quelques essais avec et sans « douche » suivant le passage du laser et pourrons alors vérifier l'impact d'une trempe avec liquide caloporteur.

Les essais expérimentaux seront menés afin d'estimer le coefficient d'absorption de l'AISI 4340 pour différentes combinaisons d'avance et d'irradiance. Nous tenterons également de déterminer le coefficient d'absorption pour divers angles d'incidence variant entre 30 et 90 degrés. Cette plage reflète les angles rencontrés par un laser lorsqu'il parcourt la denture d'une roue dentée à partir d'un angle normal à l'axe de rotation. En fixant la vitesse d'avance du laser, la puissance optique et en appliquant différents angles d'incidence, nous pourrons alors observer l'impact combiné de la baisse d'irradiance, de l'augmentation du temps d'interaction et de la variation du coefficient d'absorption. Les variations de l'irradiance et du temps d'interaction sont directement liées à la déformation de la tache focale projetée sur la surface. Dans cette situation, la littérature suggère que les variations du coefficient d'absorption seront plutôt causées par l'angle d'incidence (loi de Fresnel), l'irradiance, la température maximale à l'intérieur de la tache focale et la vitesse d'avance du laser (temps d'interaction). Ces aspects seront discutés en détaille dans les chapitres un et deux.

Les profils de dureté et les analyses métallurgiques seront effectués sur l'appareil Clemex MMT-X7 Type B et les distorsions géométriques seront mesurées sur l'appareil de profilage Mitutoyo FormTracer SV-C3000, tous deux disponibles à l'UQAR.

ORGANISATION DU MEMOIRE

Le premier chapitre introduit la trempe au laser, ses applications et une vue d'ensemble de l'équipement composant une cellule laser typique. S'y retrouve également une revue de littérature concernant la modélisation du procédé de trempe au laser, les traitements des roues dentées, les données connues pour l'acier AISI 4340 et une brève présentation des quelques progiciels spécialisés. Le chapitre 2 fait une présentation des principes de base de la trempe au laser (les phénomènes physiques prenant part au traitement, les facteurs d'influence et les impacts métallurgiques). Le troisième chapitre s'intéresse à la modélisation du procédé. Nous y exposerons les équations de base, les hypothèses de modélisation et les deux approches retenues pour la modélisation. On y présente également une validation numérique en reproduisant les essais d'une étude tierce et en comparant les résultats. Le chapitre 4 présente la mise en œuvre des expérimentations, l'analyse des résultats et la comparaison avec la simulation numérique. Au chapitre 5, nous nous attardons aux capacités et limitations de la fonction numérique développée. Il se termine par une présentation du potentiel d'utilisation de la fonction en simulant le traitement de la denture d'une crémaillère. La dernière section conclut le travail avec un bref retour sur les objectifs atteints, un résumé des résultats, des recommandations et un exposé du travail à venir.

CHAPITRE 1

REVUE DE LITTÉRATURE

1.1 INTRODUCTION

Le présent chapitre fait état des connaissances actuelles de la modélisation du procédé de trempe au laser, de son application sur l'acier AISI 4340 et de son utilisation pour la trempe des roues dentées à denture droite. Dans un premier temps, un bref historique de l'utilisation du laser à des fins de trempe est présenté à la section 1.2, suivi par un survol des principales approches semi-empiriques, analytiques et numériques (sections 1.3 à 1.5) pour prédire l'effet du passage du laser sur une surface. L'accent est mis sur les différentes hypothèses de modélisation et à la précision des résultats.

Ensuite, la section 1.6 présente quelques approches utilisées pour déterminer le coefficient d'absorption, un paramètre fondamental et difficile à estimer. Plus loin, la présentation des données et des études concernant le traitement au laser de l'acier AISI 4340 permet d'avoir un aperçu des résultats achevables et du comportement de l'acier face aux paramètres d'opération (section 1.7). Les principaux logiciels de modélisation du procédé sont présentés et accompagnés d'une revue de leurs capacités, avantages et limitations (section 1.8).

La section 1.9 rassemble les études portant sur le traitement des roues dentées à denture droite au laser. L'analyse des approches expérimentales permet de cerner les besoins de modélisation du procédé appliqué sur de telles composantes.

L'utilisation du laser fibre pour les traitements thermiques est peu documentée, toutefois les études connues y sont présentées et permettent alors d'en retenir des informations substantielles (section 1.10).

1.2 HISTORIQUE

À partir des années 1980, la trempe au laser fut l'objet de plusieurs projets de recherche relié à des applications industrielles. À l'époque, les coûts d'acquisition élevés, la complexité des systèmes et le besoin d'expertise de haut niveau freinaient son déploiement chez les manufacturiers. L'industrie automobile a toutefois été proactive en utilisant le laser pour le traitement de plusieurs composantes mécaniques, notamment des cylindres de moteur, soupape de moteur, segment de piston, et arbre moteur (Metzbower, 1981). La trempe au laser s'est avérée une solution rapide, précise et économiquement rentable pour des volumes importants de pièces. De plus, les faibles distorsions géométriques de l'approche au laser permirent à plusieurs composantes de déplacer l'opération de trempe à la toute fin de leur fabrication et d'éviter les étapes de rectification. Par exemple, la compagnie *Garrett Turbine Engine Company* a réduit leur coût de production de 61 % en remplaçant la trempe par cémentation par la trempe au laser dans leur chaîne de production de pales de turbines (Benedict et Ciolek, 1987). Ils ont également réduit la perte de composante (ex : traitement n'étant pas à l'intérieur des limites visées) de 15 % à 1 % et augmenté la cadence de production de 16 à 120 pièces par heure. Ce genre d'utilisation dans les domaines manufacturiers de haute précision a confirmé le potentiel réel du laser.

Cet intérêt de la part des industriels a naturellement entraîné le besoin de comprendre et de contrôler les phénomènes prenant part à la trempe au laser. Comme la trempe est régie par la durée et la magnitude des cycles de température, le premier problème auquel les équipes de recherche étaient confrontées fût de prédire les flux thermiques qui se créent dans une composante lorsque celle-ci est parcourue par un faisceau laser. Mais avant même de s'intéresser à la modélisation des flux thermiques, certains auteurs ont directement utilisé l'analyse statistique pour quantifier expérimentalement l'impact des facteurs d'opération sur les résultats de trempe (ex. : profondeur durcie, fusion en surface).

1.3 REGLES SEMI-EMPIRIQUES

Steen et Courtney (Steen et Courtney, 1979), pionniers dans l'analyse des trempes au laser, ont développé deux règles semi-empiriques très simples, mais qui constituent de bonnes « règles du pouce » (Bradley, 1988, Lusquiños *et al.*, 2007). Munis d'un laser CO₂, ils menèrent une série d'essais sur de l'acier AISI 1036. Ils balayèrent une plage de puissance optique de 1,2 à 2,0 kW, à des vitesses d'avance variant entre 25-400 mm/s. Ils firent également varier la taille de la tache focale de 1,6 à 5,8 mm de diamètre. L'analyse des résultats via des méthodes statistiques démontra qu'il existe une droite linéaire reliant la profondeur durcie au paramètre $P/\sqrt{D_{TF}v}$. Celui-ci a pour avantage d'être composé des trois principaux paramètres d'opération à savoir la puissance, le diamètre du faisceau laser et la vitesse d'avance. Naturellement certains auteurs portèrent des réserves sur la précision de cette relation et proposèrent d'autres approches ou l'améliorèrent (Kou *et al.*, 1983, Davis *et al.*, 1986, Dubrovskaya *et al.*, 1987, Komanduri et Hou, 2001). Plus récemment, quelques études ont fait l'objet de l'approche statistique de Taguchi (Yang et Cheng, 2001, Badkar *et al.*, 2011) pour quantifier l'impact des différents paramètres laser.

Lors d'essais exploratoires menés précédemment à ce projet de recherche, nous avons eu l'occasion de recueillir des données expérimentales sur l'AISI O1. À l'aide d'un laser fibre nous avons balayé la surface de spécimens usinés en plaquette de 3,2 x 50,8 x 101,6 mm. La puissance optique fût appliquée de 150 à 450 W pour des vitesses d'avance variant de 5 à 135 mm/s alors que la tache focale présentait un diamètre de 2,18 mm. Comme l'acier avait été reçu sous sa forme globulaire (idéal pour l'usinage), un prétraitement s'imposait afin d'atteindre des profondeurs de traitement respectables. Le prétraitement au four à 790 °C x 30 min. + trempe dans l'huile + revenu à 425 °C durant 2 h + refroidissement de 28 °C/h jusqu'à 258 °C + refroidissement à l'air libre) leur conféra une dureté initiale de 46 HRC. Chaque spécimen fut poncé à l'aide d'un papier de verre 600 grains, puis nettoyé à l'acétone. La dureté moyenne des zones traitées au laser atteignit 63 HRC. La figure 1 rapporte la corrélation des profondeurs de trempe et du

paramètre $P/\sqrt{D_{TF}v}$. Ce genre de résultat précis a également été obtenu par Lusquiños *et al.* (Lusquiños *et al.*, 2007) alors qu'ils utilisaient un laser diode et une tache focale rectangulaire pour traiter de l'AISI 1045.

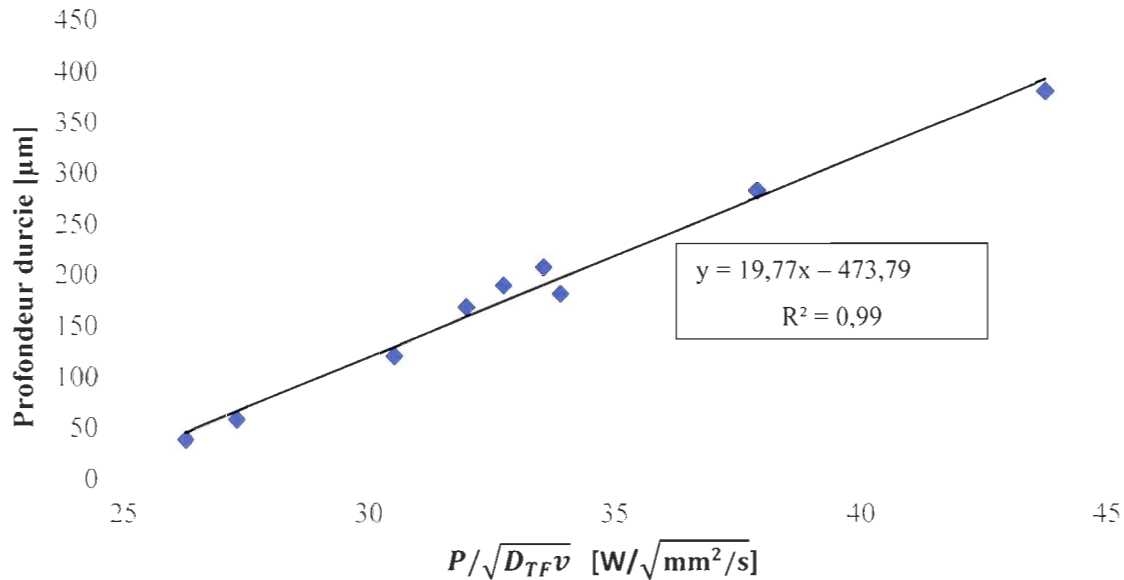


Figure 1 : Profondeur durcie de l'acier AISI O1 en fonction du paramètre $P/\sqrt{D_{TF}v}$

1.4 MODELE ANALYTIQUE

La base des flux thermiques réside dans l'équation générale de conduction thermique proposée par Fourier. Quelques années avant la découverte du laser, Carslaw et Jaeger (Carslaw et Jaeger, 1959) avaient développé une équation mathématique, permettant de modéliser les flux thermiques issus de différentes géométries de sources. Cette équation jeta les bases d'une série de développement de modèles mathématiques que l'on adapta pour simuler les flux de température en une, deux et trois dimensions tout en y intégrant le déplacement de la source. Il existe plusieurs approches analytiques provenant de différentes écoles de pensée et chacune d'elles comporte leurs hypothèses. Les travaux d'Ashby *et al.* (Ashby et Easterling, 1984, Ashby *et al.*, 1985), Davis *et al.* (Davis *et al.*, 1986), Cline et Anthony (Cline et Anthony, 1977) ainsi que Kar et Mazumder (Kar et Mazumder, 1989)

comptent parmi les plus grands apports dans le domaine, tel que rapporté par les ouvrages de référence (LIA, 2001, Steen, 2003, Ion, 2005).

Récemment, Komanduri et Hou (Komanduri et Hou, 2001, R. et B., 2004) ont mené deux études majeures sur la modélisation par équation analytique de la trempe au laser. Après avoir revisité les équations proposées par plusieurs équipes de recherche, ils développèrent une approche analytique tridimensionnelle, valide pour l'état transitoire du procédé, état peu investigué jusqu'à présent. Ils ont mis à l'épreuve leur technique en simulant le traitement d'acier AISI 1036. Les résultats furent comparés avec les règles semi-empiriques et les résultats expérimentaux de Steen et Courtney (Steen et Courtney, 1979). Près de la limite du traitement, c'est à dire pour des paramètres laser menant près de la température de fusion de l'acier, ils observèrent que leur approche était plus fidèle que les règles de Steen et Courtney.

1.5 MODELISATION NUMERIQUE

Durant les années 1990, les développements informatiques apportèrent aux équipes de recherche des outils de calculs plus performants. Plusieurs progiciels de modélisation numérique firent leurs apparitions et accélèrent grandement les développements des techniques. De nombreux modèles numériques simulant la trempe au laser furent développés et validés avec succès. La modélisation numérique comporte plusieurs avantages comparativement aux approches analytiques. Des problèmes beaucoup plus complexes peuvent être modélisés et calculés en intégrant, par exemple, les propriétés thermophysiques du matériau. Mazumder est l'un des pionniers de la modélisation numérique des procédés laser et le premier à avoir présenté des modèles tridimensionnels complets (Mazumder et Steen, 1980, Chande et Mazumder, 1981, Kar et Mazumder, 1989, Mazumder *et al.*, 1996). Ses modèles numériques incluent la distribution de l'irradiance de la tache focale, la dépendance des propriétés thermophysiques à la température, la chaleur

latente issue des transformations métallurgiques ainsi que les pertes par convection et par radiation.

Kou, Sun et Le (Kou *et al.*, 1983) ont présenté une modélisation numérique par différence finie de la trempe à l'aide d'un laser CO₂. Le modèle tridimensionnel inclut les pertes thermiques (par convection et radiation), ainsi que les variations du coefficient d'absorption et des propriétés thermophysiques de l'acier en fonction de la température. Ils ont validé le modèle à l'aide d'essais expérimentaux menés sur des spécimens d'acier AISI 1018 usinés en plaquette de 25 x 75 x 150 mm. Comme la longueur d'onde du laser CO₂ est fortement réfléchi par les métaux, la surface était peinte de peinture Krylon noir mat pour augmenter l'absorption. Ils observèrent que les pertes thermiques par convection et par radiation représentaient moins de 1 % de la chaleur absorbée par la composante. La corrélation des résultats démontra que la variation du coefficient d'absorption en fonction de la température a peu d'impact sur les prédictions numériques, mais qu'il y existe une sensibilité notable quant aux variations des propriétés thermophysiques. Lorsque les propriétés thermophysiques sont considérées comme indépendantes de la température, la diffusivité thermique s'en trouve affectée et la prédiction numérique suggère alors des profondeurs de trempe plus faible. Ceci a un effet similaire à une diminution du coefficient d'absorption. Après avoir recueilli les résultats expérimentaux, ils tentèrent d'estimer le coefficient d'absorption en ajustant celui-ci dans le modèle numérique. L'équipe détermina qu'un coefficient de 88,6 % rendait de bons résultats.

Colombo, Mantrelli et Trombetti (Colombo *et al.*, 2003) ont publié une modélisation simple par la technique des volumes finis. Ils simulèrent diverses trajectoires sur des plaquettes d'acier inoxydable de 5 x 40 x 100 mm. Dans ce modèle, la tache focale carrée de 10 x 10 mm d'irradiance uniforme balaye une surface dont le coefficient d'absorption est fixé à 70 %. Ils y inclurent les pertes par radiation et convection de même que la dépendance des propriétés thermophysiques à la température. Pour les trajectoires simples (un seul passage linéaire), ils évaluèrent l'impact de la vitesse d'avance et de la puissance laser sur la pénétration de la température. Pour ce faire, ils ont sélectionné trois

combinaisons de vitesse et de puissance menant à une même température de surface. Les graphiques présentés offrent un très bon aperçu des conséquences qu'apporte la variation de ces deux paramètres d'opération. L'impact combiné de la puissance et de la vitesse d'avance est particulièrement prononcé dans le cycle d'augmentation de la température : lorsqu'on augmente la vitesse et la puissance, on augmente également la rapidité du cycle de chauffe, diminuant ainsi la pénétration de la chaleur. Plus la vitesse d'avance est élevée, plus les durées des cycles thermiques sont courtes et plus les gradients de température vers l'intérieur sont élevés. Dans cette situation, la puissance laser doit être augmentée pour atteindre une température de surface équivalente et compenser le temps d'interaction plus court.

À l'inverse, l'utilisation de puissances optiques et de vitesses d'avance plus basses mènent à des gradients de température plus faibles et donc à une plus grande pénétration de la chaleur. Dans ce cas, on pourrait stipuler que la zone affectée thermiquement sera également plus grande, tel que rapporté par quelques recherches (Doubenskaia *et al.*, 2006, Safdar *et al.*, 2006, Goia et De Lima, 2011). L'équipe n'a toutefois pas effectué d'expérimentation afin de valider cette affirmation.

En 2007, Safdar (Safdar, 2007) a publié une approche générique qu'il nomma *Area Sector Approach*. Il mit sur pied cette approche afin d'étudier les flux thermiques issus de diverses géométries de taches focales. Selon l'auteur, son développement a été motivé par le désir d'obtenir des résultats plus précis en s'assurant que le maillage délimite la tache focale. En effet, l'approche conventionnelle pour modéliser le déplacement du laser consiste à utiliser un maillage structuré et d'activer un ensemble d'éléments de maillage afin de reproduire la tache focale et son déplacement (Safdar, 2007). Au cours de la simulation, chacun des secteurs se retrouvant sous la trajectoire du laser est activé et désactivé de manière à reproduire le mouvement du laser (Nisar *et al.*, 2003, Triantafyllidis *et al.*, 2006). Safdar (Safdar, 2007) rapporte que cette méthode fonctionne bien pour les taches focales carrées, mais pour les taches focales circulaires par exemple, l'approximation par un maillage rectangulaire amène inévitablement des erreurs de

modélisation. Quant à elle, l'approche ASA est basée sur la discrétisation de la trajectoire en plusieurs secteurs sur lesquels il est possible de définir des conditions aux frontières indépendamment les unes aux autres. Cette technique permet d'utiliser un maillage fixe et non structuré qui s'adapte parfaitement à plusieurs géométries de tache focale. Safdar a utilisé avec succès l'approche ASA pour modéliser plusieurs procédés laser, y compris le procédé de trempe. Dans (Safdar *et al.*, 2006), Safdar, Li et Sheikh ont utilisé l'approche afin de démontrer l'impact de la géométrie de la tache focale sur les cycles de chauffe et donc sur les résultats de trempe (voir section 2.3.2).

1.6 MESURE DU COEFFICIENT D'ABSORPTION

Le coefficient d'absorption peut être estimé de plusieurs façons. Certaines équipes utilisent des approches calorimétriques (Frenk *et al.*, 1991, Shibata *et al.*, 1992, Dausinger et Shen, 1993, Fuerschbach, 1996, Ready, 1997, LIA, 2001, Bergström, 2008), alors que d'autres optent pour une comparaison des résultats expérimentaux avec la modélisation (Kou *et al.*, 1983, Shibata *et al.*, 1992, Wang *et al.*, 2000). Dans le dernier cas, les équipes comparent la modélisation avec différents aspects du procédé tels qu'une mesure de température ou la profondeur durcie. Ceci implique que les équipes opèrent par méthode inverse, c'est-à-dire qu'ils considèrent l'absorption comme une variable inconnue et qu'ils ajustent celle-ci dans leurs modélisations jusqu'à ce qu'il y est une bonne correspondance avec les expérimentations. Pour une surface d'acier poli, les approches théoriques proposées par Drude, Fresnel et Hagen-Rubens se sont avérées efficaces pour prédire les résultats expérimentaux, tel que rapporté par (Shibata *et al.*, 1992, Dausinger et Shen, 1993, Bergström, 2008).

Shibata, Sakamoto et Matsuyama (Shibata *et al.*, 1992) se sont intéressés à la détermination du coefficient d'absorption en fonction de l'angle d'incidence pour un laser CO₂ polarisé. L'étude permet de comparer le coefficient d'absorption mesuré par calorimétrie avec ceux estimés par la modélisation numérique et les équations de Fresnel.

Ici, l'utilisation des équations de Fresnel est possible, car la surface des spécimens était polie afin d'obtenir des rugosités de surface R_a de 0,02 et 0,6 μm . Ils mirent au point un système permettant de mesurer l'énergie transmise à une pièce d'acier sous incidence laser. La pièce est insérée dans un montage qui permet à un circuit d'eau d'être en contact avec son dessous alors que la surface du dessus est exposée au faisceau laser. En comparant l'énergie optique projetée et la quantité d'énergie accumulée par l'eau ayant refroidi la pièce, il est alors possible de déterminer le coefficient d'absorption.

Ces mêmes auteurs ont opéré en laboratoire des trempes sur quelques spécimens alors qu'ils n'étaient pas installés dans le système de mesure calorimétrique. Après avoir observé les résultats de trempe, ils reproduisirent les mêmes conditions d'opération dans le modèle numérique. Ils ajustèrent le coefficient d'absorption des simulations jusqu'à ce qu'ils obtiennent des profondeurs de trempe similaire aux expérimentations. Ensuite, ils ont utilisé le système de mesure calorimétrique pour déduire le coefficient d'absorption. Selon les informations fournies, le faisceau laser était projeté sur la pièce de manière statique et dans des conditions d'opération qui ne suffisaient pas à produire une trempe. Un pyromètre a confirmé que la température à la surface de la pièce ne dépassa pas 200 °C. Les coefficients d'absorption déterminés à partir de l'approche calorimétrique s'avèrent largement inférieurs à ceux estimés par les simulations numériques, mais ils étaient en parfaite concordance avec ceux estimés par les équations de Fresnel. L'équipe souligna que la formation d'oxyde et la température pourraient être la cause des écarts observés entre les résultats. En effet, la faible température de surface atteinte lors des essais calorimétriques ne permit certainement pas de former l'oxyde à un taux similaire que durant les opérations de trempe des spécimens. Aux sections 2.3.3 et 2.4.1, nous verrons que la formation d'oxyde varie exponentiellement avec la température et le temps d'interaction.

Aucune explication n'est fournie sur la raison pour laquelle l'équipe n'a pas opéré de trempe sur les pièces insérées dans le système de mesure calorimétrique. Bien que cette étude n'est pas très exhaustive quant à la modélisation, elle démontre bien qu'il est important d'utiliser des coefficients d'absorption obtenus dans des conditions d'opération

similaires afin d'obtenir des résultats consistants entre la modélisation numérique et les expérimentations.

1.7 TRAITEMENT THERMIQUE AU LASER DE L'AISI 4340

L'acier AISI 4340 est réputé pour bien répondre au traitement thermique au laser. Shiue et Chen (Shiue et Chen, 1992) ont produit l'une des études les plus intéressantes pour cet acier. Ils se sont intéressés aux impacts de la microstructure initiale et de la vitesse d'avance du laser sur la trempe.

Les spécimens furent d'abord taillés en plaquette de 80 x 25,4 x 12,7 mm et usinés de manière à produire un fini de surface Ra de 3 μm . Après un séjour dans le four, l'équipe trempa les spécimens dans l'huile et les replaça une fois de plus au four pour le revenu. Différentes températures de revenu ont été utilisées pour produire trois états métallurgiques différents (50, 43 et 28 HRC). La surface décarburée fût retirée par meulage, mais aucune information n'est fournie quant au fini de surface des spécimens après ces manipulations. Comme la longueur d'onde du laser CO₂ est difficilement absorbée par les métaux, les surfaces ont été recouvertes de peinture noir mat. En se basant sur le travail de Kou, Sun et Le (Kou *et al.*, 1983), le coefficient d'absorption fut estimé à 85 %. La puissance optique était fixée à 1,8 kW et différentes vitesses d'avance ont été utilisées : 5, 6,7, 8,3 et 10 mm/s. La surface des spécimens était positionnée en dehors de la distance focale, ce qui permit d'obtenir une zone d'interaction d'un diamètre de 15 mm. Comme la taille des spécimens assurait une trempe autogène, aucun liquide caloporteur ne fût utilisé.

Il découla trois observations fortes intéressantes de cette étude. Tout d'abord, les spécimens traités à grande vitesse d'avance ont produit une martensite plus fine et d'une dureté accrue. Deuxièmement, la taille de la microstructure joue un très grand rôle sur les résultats de trempe au laser : une structure fine, produite par un revenu à basse température, mène à des trempes plus profondes et dont la transition de dureté est beaucoup plus franche

entre la zone trempée et le matériau de base. Ceci serait directement relié à la distance que doit parcourir le carbone lors de la formation de l'austénite. Les trempes effectuées sur les spécimens de 50 et 43 HRC montrent des signes évidents de surrevenu entre la zone transformée et le matériau de base. Cet effet de surrevenu semble être légèrement affecté par la vitesse d'avance, mais ne présente pas de tendance claire entre les trois états métallurgiques. Finalement, la microstructure des zones trempées au laser est similaire à celle obtenue par trempe conventionnelle. La structure résultante est majoritairement un mélange de martensite fine et grossière. Certaines portions de martensite formée se sont revenu d'elles-mêmes. Ce phénomène a été observé plus fréquemment sur les spécimens traités à de faibles vitesses d'avance. Pour ces spécimens, la zone de transition était constituée de carbures partiellement dissouts avec des enveloppes d'austénite et/ou des îlots d'austénite dans une matrice de martensite à faible taux de carbone.

Islam et Wells (Islam et Wells, 1984) ont produit une étude similaire, telle que cité par Islam dans (Islam, 1996). Quatre spécimens d'AISI 4340 ont été prétraités par méthode conventionnelle (chauffe au four + trempe dans l'huile + revenu) afin d'obtenir différentes duretés : 20, 30, 40 et 50 HRC. Un spécimen fût conservé dans un état dit « tel que reçu » qui présente une structure globulaire (cémentite globulaire dans une matrice de ferrite). Un laser CO₂ de 600 W était couplé à un système optique produisant une tache focale rectangulaire de 7x1 mm balayée à 21 mm/s. Les spécimens dont la dureté initiale était de 20 HRC ou plus atteignirent une dureté de 60 HRC suite au passage du laser. Le spécimen « tel que reçu » atteint une dureté de 56 HRC et une plus faible profondeur durcie, ce qui suggère que la martensite revenue est plus appropriée pour le traitement au laser. Ils observèrent que les spécimens avec une dureté initiale de 50 HRC présentent une zone de surrevenu entre la zone trempée et le matériau de base. Cette zone dont la dureté est inférieure au matériau de base peut être néfaste pour certaines applications. L'équipe souligna également que les duretés atteintes par laser sont supérieures à celle obtenue par trempe conventionnelle (52-54 HRC). Cet avantage serait dû à la rapidité du cycle de chauffage et de refroidissement qu'offre cette technologie. Malheureusement aucune information n'est fournie quant au coefficient d'absorption.

L'équipe de Xue *et al.* (Xue *et al.*, 1999) a étudié l'application d'une technique de trempe appelée « Matrice de point » sur divers aciers, incluant l'AISI 4340. Les spécimens utilisés furent prétraités afin d'obtenir une dureté de 40 HRC. Leurs surfaces ont été polies à l'aide d'un papier de verre de 240 grains. Un laser Nd:YAG fut utilisé en mode pulsé et la distance focale était placée au-delà de la surface de la pièce. En variant la position de la pièce, des points de 0.5 à 1.5 mm de diamètre ont été produits. Ils estimèrent le coefficient d'absorption à 35 % en se basant sur une étude menée par Touloukian et DeWitt (Touloukian et DeWitt, 1970). L'équipe releva les variations sur la dureté et la taille des points en fonction de l'énergie des pulses laser. Une dureté d'environ 60 HRC était observée sur les spécimens d'AISI 4340 traités.

Gregson (Gregson, 1988) a porté son attention sur la variation et la distribution des résultats de trempe laser sur l'AISI 4340, plus précisément sur la profondeur de traitement en fonction de la dureté de la zone traitée. Avec 499 spécimens traités sur des profondeurs situées entre 0.127 à 1.016 mm, les résultats démontrent que la dureté de la zone traitée diminue avec une augmentation de la profondeur durcie suivant l'équation 1; où y représente la dureté en HRC et x la profondeur atteinte.

$$y = -2190.5 \cdot x^2 - 81.4 \cdot x + 59.3 \quad (1)$$

Gregson rapporte que la grande majorité des spécimens démontrait une transformation complète en martensite dans les zones traitées. Malheureusement, aucune information n'est divulguée quant au type de laser utilisé, à la dureté initiale de l'acier et au coefficient d'absorption. Le tableau 1 rassemble les données sur le durcissement au laser de l'acier AISI 4340 présenté dans cette section. Les écarts significatifs entre les résultats des auteurs sont directement attribuables aux différentes conditions d'interaction entre le laser et la surface. Le chapitre 2 permettra de mettre la lumière sur les différents facteurs pouvant mener à de telles variations.

Tableau 1 : Données connues pour la trempe au laser de l'acier AISI 4340

Source	λ (μm)	I_0 (MW/m^2)	t_{int} (sec)	α (%)	Fin de Surface	P. Durcie (μm)	Dureté (HRC)
(Shiue et Chen, 1992)	10,6	10,2	1,5-3	85	Meulage	750-1700	56-61
(Islam et Wells, 1984)	10,6	85,7	0,05	10-15	n.d.	n.d.	56-60
(Xue <i>et al.</i> , 1999)	1,06	154-442	Pulse	35	P.V. #240	≈ 60	60
(Gregson, 1988)	n.d.	n.d.	n.d.	n.d.	n.d.	127-1016	53-59

1.8 PROGICIEL DE MODELISATION

En 1997, Ion et Anisdahl (Ion et Anisdahl, 1997) ont publié le développement du logiciel ProLaser, qui permet de déterminer les paramètres laser à utiliser en fonction des résultats de trempe désirés. Par exemple, l'utilisateur fournit au logiciel les dimensions des trempes à obtenir, le type d'acier, le type de laser et le logiciel retourne la taille de la tache focale, la vitesse d'avance et la puissance optique nécessaire. En se basant sur le type de laser, le coût de l'électricité et le coefficient d'absorption, le logiciel inclut une estimation des coûts de la trempe par unité de surface ($\$/\text{cm}^2$). Le coefficient d'absorption utilisé par le logiciel est fixé à 62 %, donnée obtenue empiriquement via des essais appliqués sur différents aciers avec un laser CO_2 . En analysant les résultats, on s'aperçoit que les résultats prédits par le logiciel ont une erreur relative moyenne de 25 % sur la profondeur durcie et de 23 % quant à la dureté atteinte.

En 2010, l'équipe de Martínez *et al.* (Martínez *et al.*, 2010) publia le développement d'un simulateur semblable à celui visé dans le présent travail. Le simulateur fût développé afin de prédire les résultats de trempe au laser sur une pièce à géométrie complexe. Il permet de modéliser le passage du laser (mouvement sur trois axes) et les flux thermiques en découlant. De plus, il intègre un modèle de transformation métallurgique basé sur l'équation proposé par Johnson-Mehl-Avrami, permettant de modéliser le changement de phase de l'acier, donc la portion d'acier transformé en austénite. L'outil numérique

développé, nommé LATHERM, couple l'utilisation de MATLAB pour la programmation et Visual Studio pour le développement de l'interface. Le processus de simulation y est séparé en trois parties distinctes : un préprocesseur, un processeur et un postprocesseur. Le préprocesseur permet d'analyser la surface de la pièce 3D et la trajectoire. Ensuite il maille la composante et y intègre les différents paramètres inhérents au procédé (paramètre laser et données du matériau). Le modèle généré est ensuite résolu par le processeur (MATLAB) qui achemine les résultats sous forme d'une librairie .dll vers Visual Studio. Ce dernier permet alors de visualiser les résultats de simulation, mais permet également au code d'être exécuté sous la forme d'un logiciel à part entière (LATHERM). Le simulateur offre la possibilité de changer la distribution de l'irradiance dans la tache focale, ce qui est un avantage majeur quant à la flexibilité du logiciel. La validation du simulateur et l'acquisition des données matérielles requise ont été effectuées sur de l'acier outil AISI de type D2. Cependant, on n'y fait aucune mention de la variation du coefficient d'absorption, ni de la déformation du faisceau laser lorsque celui-ci est appliqué de manière oblique par rapport à la surface.

Quelques intégrateurs d'équipement laser proposent des logiciels de simulation et de contrôle (Erlanger-Lasertechnik, 2012, Fraunhofer-Gesellschaft, 2012) pour les cellules de traitement de surface. Généralement, un logiciel de prédiction est couplé à un système de mesure thermique (pyromètre, caméra CCD) et au contrôleur du laser (déplacement, puissance optique et tête laser). Le logiciel manœuvre le contrôleur du laser en fonction de la température de surface mesurée et des résultats désirés par l'utilisateur. Ces logiciels intègrent habituellement une interface visuelle qui permet de tracer le trajet du laser sur une composante virtuelle en trois dimensions (CAO). Cependant, les algorithmes de ces logiciels sont confidentiels et peu d'informations sont divulguées quant à la capacité de simuler le procédé de trempe. On peut imaginer que le logiciel de prédiction estime la magnitude et la durée des cycles thermiques, comme le modèle proposé par Ion et Anisdahl (Ion et Anisdahl, 1997), et y détermine la température surfacique nominale. Le contrôleur n'aurait alors qu'à ajuster la puissance laser afin d'atteindre la température souhaitée en

fonction de la position sur la pièce, donc de s'ajuster face aux variations de l'absorption de puissance par la composante.

1.9 TREMPE LASER SUR ROUES DENTEES

La trempe de la denture de roue dentée fut abordée dès 1982 par Altergott et Patel (Altergott et Patel, 1982). Après une analyse approfondie, ils soulignèrent la nécessité d'appliquer différents paramètres d'opération en fonction des portions de dents traitées. En effet, la quantité de matière à la tête des dents est beaucoup plus petite que la quantité au niveau de la racine et en pied de dent. Les dents ont une masse thermique froide limitée qui ne parvient pas à dissiper l'énergie transmise à une vitesse suffisante pour produire une trempe autogène. La proximité entre les flancs des dents et cette petite capacité thermique apporte des problèmes de revenu. En effet, durant le traitement d'un flanc, l'augmentation de température dans la dent peut être suffisante pour affecter tout traitement précédent ayant été effectué sur le flanc opposé.

Altergott et Patel avaient mis au point un système optique permettant d'appliquer le laser de manière statique. Le laser CO₂ était séparé en trois faisceaux dont la puissance et la durée d'exposition de chacun d'eux pouvaient être contrôlées. Ainsi, le traitement s'effectuait sur trois portions de la denture à la fois : sur le flanc de la dent gauche, sur la racine et sur le flanc de la dent droite (voir figure 2). L'instabilité de la source laser et les défauts dans le système optique provoquaient des zones de fusion et ils éprouvèrent de sévères difficultés de revenu sur les flancs adjacents. Les résultats ne furent pas concluants pour les exigences aérospatiales (fusion en surface, asymétrie des trempes) et le projet fut suspendu.

Quelques équipes de recherche ont emboîté le pas et tentèrent des approches qui donnèrent des résultats forts intéressants (Gutu *et al.*, 1983, Benedict et Eskildsen, 1985, Zhang *et al.*, 2003, Zhang *et al.*, 2004). Certains outils optiques ont été développés pour manipuler le faisceau laser et l'appliquer le plus perpendiculairement possible à la surface des flancs (Tani, 1981, Tani, 1981, Altergott et Patel, 1982).

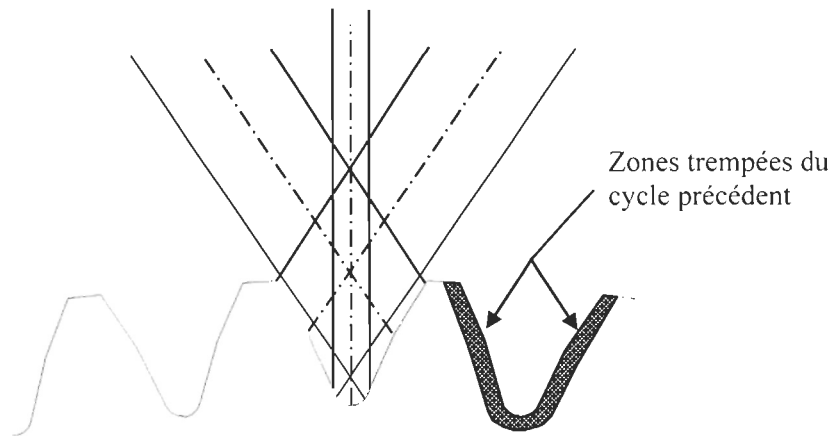


Figure 2 : Traitement statique de la denture d'après (Altergott et Patel, 1982)

Benedict et Eskildsen brevetèrent une approche (Benedict et Eskildsen, 1985, Dahotre, 1998) pour traiter les roues dentées de petite taille qui s'avéra très prometteuse (Migliore, 1996, Zhang *et al.*, 2003). Il s'agit de balayer, d'une pointe de dent à l'autre, le flanc des dents et d'y faire varier l'angle d'incidence, la puissance et le temps d'interaction (la vitesse d'avance) en fonction des portions traitées (voir figure 3). Un miroir monté sur un galvanomètre fait osciller le faisceau laser et balaye ainsi la largeur des dents. Ils proposèrent également des buses de refroidissement de part et d'autre des dents traitées afin de réduire les effets de survenu.

En 2003, Zhang *et al.* (Zhang *et al.*, 2003) ont utilisé cette approche pour traiter des roues dentées de 98 mm de diamètre extérieur composées de 23 dents. Elles étaient installées sur un montage permettant à la roue d'être déplacée latéralement et d'être mise en rotation. Ils proposèrent une équation régissant le déplacement latéral du montage en fonction de la zone visée par le laser. Ainsi, ils ajustaient continuellement la distance entre l'axe de rotation de la roue dentée et la tête laser de manière à maintenir la surface de la denture à la distance focale. En contrôlant le déplacement et la vitesse d'avance du faisceau laser (rotation de la roue dentée), les résultats furent très concluants : la profondeur durcie

des flancs est d'une épaisseur relativement uniforme et ils ne soulignèrent pas de fusion en surface. Seule la racine de la dent n'a pas été traitée de manière uniforme. Bien que l'équipe soutienne qu'il est possible d'opérer une trempe de type contour avec leur approche, ils ne présentèrent pas des résultats confirmant cette capacité. Aucune modélisation du procédé n'est présentée, mais cette étude confirme que le traitement des roues dentées par un balayage des flancs est une avenue possible.

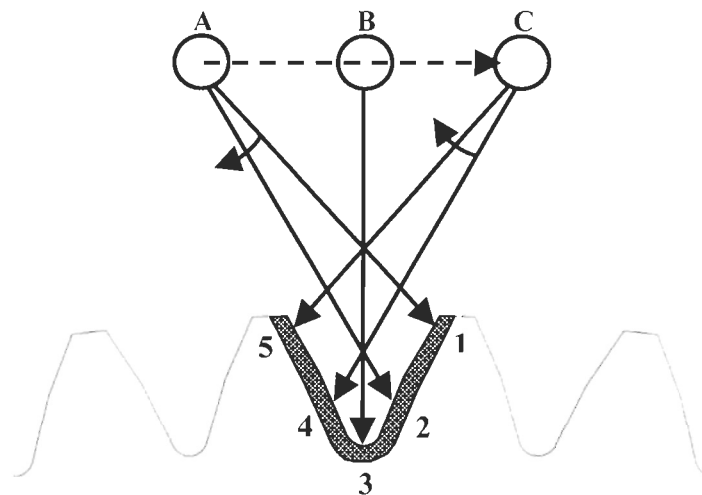


Figure 3 : Traitement par balayage de la denture (Tani, 1981)

Pretorius et Vollertsen (Pretorius et Vollertsen, 2009) ont modélisé une forme de traitement thermique au laser sur une roue dentée. Le traitement thermique, appelé *traitement de précontrainte*, était appliqué seulement en pied de dent. Par cette manœuvre, les auteurs tentaient de contrôler les distorsions géométriques que produisent des traitements thermiques subséquents, par exemple la trempe de la denture. Le modèle numérique 3D fut développé à l'aide du logiciel SYSWELD et consistait à modéliser les flux thermiques, les transformations métallurgiques et les déformations géométriques. Le coefficient d'absorption γ était fixé à 40 %. La simulation a guidé l'équipe vers des

paramètres d'opération optimums, mais elle ne valida pas expérimentalement les résultats numériques.

1.10 TREMPES A L'AIDE D'UN LASER FIBRE

Les lasers fibre YDFL de haute puissance ont fait leur apparition sur le marché au début des années 2000. La grande qualité et la stabilité du faisceau laser lui permettent d'être très versatile et d'opérer diverses tâches de haute précision. Très peu d'études rapportent son utilisation à des fins de trempes (Lima *et al.*, 2007, Qiu et Kujanpää, 2011). Fort à parier que cette rareté est due à l'aspect récent de la source, que sa longueur d'onde est très près de celle des lasers Nd:YAG et que l'arrivée des lasers diodes ont poussé les entreprises spécialisées en traitement de surface à favoriser la technologie des lasers HPDL et HPDDL.

Lima *et al.* (Lima *et al.*, 2007) ont procédé à la trempe d'arbre de transmission à l'aide d'un laser fibre de 2 kW. Ils s'intéressèrent à la variation des profondeurs de trempe et à leurs duretés en fonction de la puissance laser. Les arbres en acier AISI 1040 étaient usinés de manière à offrir un fini de surface R_a de 400 μm et R_y de 15 μm . Un montage permit de les mettre en rotation à raison de 120 RPM alors que la vitesse d'avance du laser (parallèle à l'axe de rotation) était fixée à 2 mm/s (1 mm/tour). La vitesse tangentielle est de 115 mm/s et chaque passage du laser se trouvait à être distancé de 1 mm. Comme l'optique de la cellule laser n'offrait que de petite tache focale, la surface de la pièce était placée au-delà de distance focale, créant ainsi une zone d'interaction de 1,9 mm de diamètre et d'une distribution d'irradiance gaussienne. Le temps d'interaction nominale (D_{TF}/v) est donc de 16,5 ms. Un jet d'azote (15 l/min) était placé à proximité de la zone d'interaction.

L'équipe utilisa une approche calorimétrique afin de déterminer le coefficient d'absorption en fonction de la puissance. Ils trouvèrent des coefficients variant de 38 à 59 % pour une plage de puissance optique variant de 300 à 1100 W. Les trempes créées par cette approche présentent un plateau de dureté (55-64 HRC) suivi d'une longue descente

jusqu'à la dureté initiale de l'acier (30 HRC). Cette transition est considérée par l'équipe comme une zone partiellement transformée.

L'équipe mit à l'épreuve un modèle analytique proposé par Hunziker (Hunziker, 1997) pour prédire la distribution de la température dans l'arbre. Ils ont ensuite utilisé les températures d'austénisation A_{c1} et A_{c3} afin de prédire l'étendue des zones partiellement transformées et des zones trempées. Afin de compenser la cinétique des mécanismes de transformation métallurgique, l'équipe ajouta 100 degrés à chacune de ses températures. Malgré cette approximation, les prédictions sur les profondeurs atteintes dépassent généralement les résultats expérimentaux. L'écart relatif moyen sur la prédiction des résultats est de 40 % pour la profondeur de la zone partiellement transformée et de 75 % pour la profondeur de la zone trempée. La comparaison montre bien que l'écart des profondeurs de trempage augmente de manière significative avec la puissance optique.

Lee *et al.* (Lee *et al.*, 2009) ont utilisé un laser fibre pour traiter de l'acier outils AISI H13. Les conditions d'opération amenaient volontairement la surface au point de fusion : il s'agit donc d'un durcissement par raffinement de grain. L'optique utilisée permettait de créer une tache focale circulaire de 80 μm . Les spécimens traités étaient placés dans une enceinte où était injecté de l'azote, bloquant ainsi la formation d'oxyde lors des traitements. Un scanneur était utilisé afin de balayer la surface à des vitesses variant de 33 à 336 mm/s. Afin d'augmenter la taille de la zone d'interaction, ils utilisèrent un montage permettant de déplacer les spécimens dans l'axe du faisceau laser. Les résultats présentés permettent d'observer l'impact de la vitesse de balayage et de la position des spécimens par rapport à la distance focale du laser. L'équipe ne fournit toutefois aucune estimation du coefficient d'absorption.

Qiu et Kujanpää (Qiu et Kujanpää, 2011) se sont intéressés à la variation de la puissance et de l'irradiance sur la trempage effectuée à l'aide d'un laser fibre de 5 kW. Le traitement fut effectué sur deux types d'acier: le X15 un acier à haute teneur en silice fréquemment utilisée pour divers types de couteau (chirurgicale, alimentaire) et l'AC16, un acier parfaitement adapté aux moules de formage pour plastiques. L'usinage des spécimens

mena à un fini de surface moyen de 2.5 μm . La modification de l'irradiance était effectuée en éloignant la surface des spécimens traités du foyer nominal de la tache focale. Ils atteignent des profondeurs de trempe jusqu'à 1.5mm pour l'acier X15 et 2.25 mm pour l'acier AC16. Les graphiques rapportent des résultats qui concordent bien avec l'ensemble des études dans le domaine à savoir :

- plus l'irradiance est grande, plus la trempe est profonde ;
- et plus le temps d'interaction est long, plus la trempe est profonde.

Ils observèrent qu'en utilisant un laser de puissance élevée, il est possible d'obtenir des trempes plus dures même avec une tache focale menant à de plus grandes irradiances. Cet effet est clairement associé au plus grand temps d'interaction qu'offrent les grandes taches focales. Cependant, l'équipe ne souligne pas la modification d'irradiance lorsqu'il éloigne ainsi le spécimen de la distance de mise au point nominale. Or, la littérature rapporte des impacts notables de la distribution de l'irradiance sur les résultats de trempe, notamment la profondeur atteinte et la température de surface (Safdar *et al.*, 2006). L'interprétation des résultats proposés par les auteurs pourrait être faussée par cette omission. Aucun résultat n'est présenté en ce qui concerne le coefficient d'absorption.

1.11 CONCLUSION

Dans ce chapitre, nous avons vu que grâce aux outils de calculs d'aujourd'hui, la modélisation numérique est l'approche à favoriser pour simuler le procédé de trempe au laser. Toutefois, les progiciels de modélisation sont rares, coûteux et n'incluent pas l'ensemble des paramètres et variations pour modéliser adéquatement le passage du laser sur des surfaces complexes. Plusieurs approches de modélisation de la trempe au laser ont été proposées par diverses équipes de recherche. Toutefois, aucune d'entre elles n'intègre à la fois la gestion du coefficient d'absorption, la déformation de la tache focale et la variation de l'irradiance en fonction des conditions d'interaction entre la surface de la

composante et le laser. Ce projet de recherche s'attarde directement à cette problématique, permettant alors de modéliser adéquatement le passage du laser sur des surfaces 3D complexes. La possibilité de simuler le traitement au laser pour les engrenages à dentures droites permet d'explorer des applications pour les roues dentées, ce qui constitue une avancée majeure.

Comme nous l'avons vu, le paramètre de modélisation principal, le coefficient d'absorption, doit être déterminé à l'aide d'essais expérimentaux, car il varie grandement en fonction des conditions d'interactions et d'opérations. D'autant plus que pour les lasers fibre (YDFL), peu de données sur le coefficient d'absorption sont disponibles et qu'aucune étude ne fait état de son utilisation pour le traitement l'acier AISI 4340.

Le présent projet de recherche viendra donc ajouter aux connaissances actuelles des données sur le coefficient d'absorption de l'acier AISI 4340 exposé à un laser fibre. De plus, la fonction numérique développée permettra de pallier aux difficultés de modélisation du traitement thermique des dents d'engrenage et permettra aussi de modéliser avec tout autant de rapidité et d'efficacité le traitement de diverses composantes mécaniques.

CHAPITRE 2

PRINCIPE DE BASE DE LA TREMPE AU LASER

2.1 INTRODUCTION

Le procédé de trempe au laser possède des caractéristiques qui le distinguent fortement des procédés conventionnels. Cette façon unique de chauffer l'acier mène à des avantages majeurs et permet de le classer parmi les outils de haute précision. Ce chapitre met de l'avant ses caractéristiques, présente les principes de base et les phénomènes physiques qui prennent part au procédé. Il permet de relier les principes de base et les aspects pratiques en vue de la modélisation et des expérimentations à effectuer durant le projet de recherche.

Il débute par une brève revue du durcissement par transformation et des mécanismes qui le compose pour ensuite positionner le durcissement par transformation par rapport aux divers traitements de surface que peut effectuer le laser. S'en suit une présentation des principaux phénomènes physiques, des paramètres et de leurs impacts (section 2.2). La section 2.3 souligne les paramètres associés à la composante traitée, les paramètres d'opération du laser et les conditions de traitement. La section 2.4 s'intéresse aux facteurs inhérents au procédé. Une attention particulière est portée au coefficient d'absorption et à sa dynamique durant le traitement.

L'ensemble est présenté en soulignant l'interaction entre les différents facteurs intervenants : la section 2.5 résume ces interactions sous la forme d'un schéma pour guider la sélection des paramètres d'opération du laser ; ensuite, la section 2.6 fait la lumière sur les difficultés et limitations du procédé de trempe au laser. Le chapitre se termine par une brève présentation des lasers (section 2.7) et quelques notions théoriques reliées à la manipulation optique du faisceau laser (section 2.8). Ces dernières sections permettront de

guider les paramètres d'opération des essais expérimentaux en fonction de l'équipement utilisé.

2.2 DURCISSEMENT PAR TRANSFORMATION AU LASER

Parmi les multiples méthodes utilisées pour durcir l'acier, les procédés thermiques ont l'avantage d'être simples, économiques et peu polluants. La trempe laser s'inscrit dans cette famille. Pour produire un durcissement par transformation thermique, il faut que l'acier soit soumis à trois cycles de température subséquents : une chauffe, un maintien et un refroidissement. L'acier doit être chauffé jusqu'à une température permettant la formation de l'austénite, un allotrope du fer qui peut contenir jusqu'à 2 % de carbone (Donald *et al.*, 2010). Après avoir maintenu cette température, principalement dans le but d'uniformiser la distribution du carbone dans l'austénite, l'acier est rapidement refroidi (trempé) pour former la martensite, une forme cristalline métastable très dure de l'acier. La dureté atteinte dépend principalement du contenu en carbone de l'acier et des cycles thermiques. En effet, il est possible de produire différentes structures métallurgiques en contrôlant la vitesse de refroidissement.

À l'équilibre, la formation de l'austénite débute à la température délimitée par la courbe Ac_1 que l'on retrouve sur le diagramme de phase fer-carbone. À partir de ce point, le carbone contenu dans les grains de perlite devient en solution solide, s'homogénéise dans la perlite avant de migrer vers les grains de ferrite, lesquels contiennent très peu de carbone. La diffusivité du carbone est approximativement de $1 \times 10^{-5} e^{-9,0/T}$ m²/s dans l'austénite et de $6 \times 10^{-5} e^{-5,3/T}$ m²/s dans la ferrite (Steen *et al.*, 2010). Lorsque l'acier sera rapidement refroidi, seules les régions d'austénite contenant suffisamment de carbone seront transformées en martensite. Toutefois, il est bien connu que le taux de chauffe affecte grandement la formation de l'austénite et son homogénéisation. Il faut donc laisser suffisamment de temps au carbone pour migrer de manière homogène dans l'austénite, sans quoi le traitement ne sera pas uniforme et pourra contenir des îlots d'austénite non

transformée dans la zone durcie. Le temps nécessaire à la diffusion du carbone est lié à la distance qu'il doit parcourir, donc à la microstructure initiale de l'acier. Cet aspect sera discuté à la section 2.3.1.

Pour former la martensite, le refroidissement de l'austénite doit respecter un taux bien précis. Contrairement à l'austénite qui absorbe le carbone des régions environnantes, la martensite est produite par un mouvement des atomes qui s'organise et forme une structure cristalline (sites interstitiels) qui emprisonne le carbone. Cet arrangement cristallin a une plus faible densité que l'austénite, son volume est supérieur. Cette augmentation de volume est à l'origine des déformations géométriques produite par les durcissements par transformation. Cette augmentation en volume, d'environ 4 % selon Steen (Steen, 2003), entraîne des contraintes résiduelles en compression (De La Cruz *et al.*, 1998, Peng et Ericsson, 1998, Bailey *et al.*, 2009) favorables pour certaines situations de chargement mécanique. Tout comme l'austénite, il existe des températures délimitant le début et la fin de la formation de la martensite. Sa structure peut être grossière, fine ou un mélange des deux et chacune d'elle possèdent des propriétés mécaniques très différentes. Tout dépendant de la température moyenne de la pièce traitée, le taux de refroidissement d'une trempe effectuée au laser dépasse généralement les 1000 °C/s (Steen *et al.*, 2010), c'est pourquoi la majorité des aciers seront facilement transformés en martensite en utilisant ce procédé. Cependant, la taille et l'homogénéité de la martensite seront affectées par la taille de la structure initiale et le temps d'interaction. Comme il s'agit d'une structure métastable, la martensite est sensible à toute élévation de température suivant sa formation. Le revenu est un procédé fréquemment utilisé pour augmenter la ténacité de la martensite. En réchauffant les zones trempées, la martensite se décompose et tend à retourner vers la structure initiale de l'acier. Avec le laser, ce réchauffement est parfois inévitable : la section 2.6 apportera quelques précisions sur cette problématique.

Lorsque la trempe est effectuée en surface, il existe une zone de transition entre la portion trempée et le matériau de base. Dans certains cas, on retrouve également une zone appelée « zone affectée thermiquement » (ZAT). Celle-ci est formée lorsque la température

atteinte a produit des modifications à la microstructure, mais sans être suffisamment élevée pour compléter la formation de l'austénite. Cette zone peut contenir un mélange de phases ou de microstructures dont les propriétés mécaniques résultantes sont difficiles à prédire : il est donc préférable d'éviter de créer de telles zones. La trempe au laser est reconnue pour sa capacité à produire de très petites ZAT, surpassant même les capacités du procédé de trempe par induction pour des profondeurs de trempe similaires (Haake et Zediker, 2004). Il est toutefois connu que les paramètres d'opération et la dureté initial de l'acier influent directement sur la taille de la ZAT (LIA, 2001, Giorleo *et al.*, 2010, Goia et De Lima, 2011).

Le laser a pour distinction première d'être capable de transférer une importante quantité d'énergie de manière ponctuelle, variable dans le temps et sans inertie. L'énergie sous forme optique a la particularité de pouvoir être manipulée, déployée et appliquée de diverses façons sur une surface. La facilité avec laquelle cette énergie est transférée à la pièce dépend des propriétés du matériau, du fini de surface et de la longueur d'onde du laser. Comme l'énergie optique ne pénètre pas à plus de deux ou trois diamètres atomiques dans les métaux, la diffusion de l'énergie se produit par conduction à l'intérieur de la pièce, régie par ses propres propriétés thermophysiques.

Les lasers permettent d'obtenir des niveaux d'énergie par unité de surface très importants. Cette forte concentration permet de franchir très rapidement les quatre états de la matière et donc d'achever divers procédés d'usinage. La particularité de la trempe, du point de vue des procédés laser, c'est qu'elle requière généralement des taches focales de grande taille, alors que les autres procédés tirent profit des petites taches focales. La trempe au laser est l'un des traitements de surface que peut effectuer le laser. Il est le plus lent et utilise des irradiances relativement faibles. Les principaux traitements de surface au laser sont regroupés par catégorie dans la figure 4. Nous y retrouvons :

- les traitements qui impliquent le chauffage de l'acier sans fusion : recuit, trempe et formage;

- les traitements qui impliquent la fusion de l'acier et l'ajout d'éléments d'alliage : alliage et revêtement;
- les traitements qui produisent des changements de la microstructure: raffinement de grain et vitrification;
- et le durcissement par chocs, un procédé mécanique permettant d'induire des contraintes résiduelles en surface.

Le nettoyage est un procédé particulier, car tout dépendant du type de matériau à nettoyer, le laser peut être utilisé pour amener des impuretés au point de fusion ou pour créer des ondes de choc afin de disloquer les éléments indésirables de la surface (Kane, 2006).

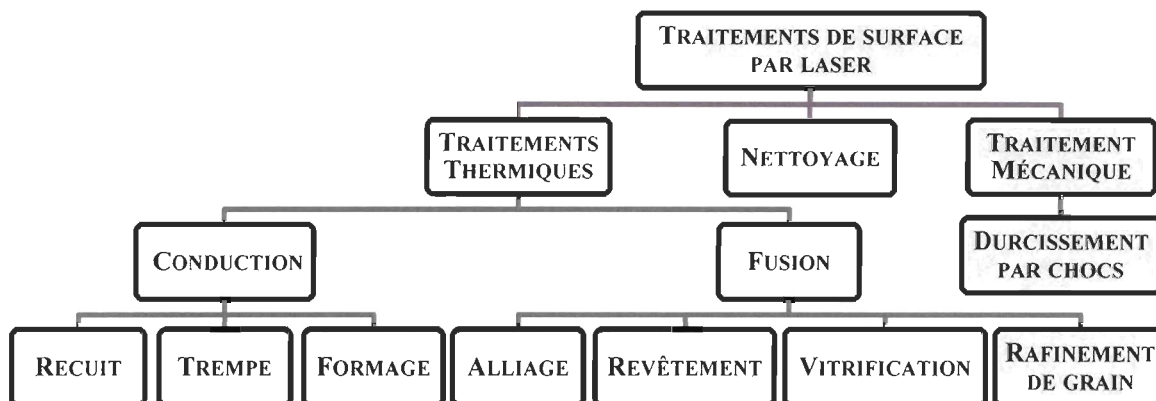


Figure 4 : Principaux traitements de surface praticables par le laser

2.3 MECANISMES ET PARAMETRES DE LA TREMPE AU LASER

La trempe au laser est un procédé relativement complexe, car elle fait entrer en jeu plusieurs facteurs provenant du mode de transfert énergétique, du matériau traité et des mécanismes prenant part au procédé. Nous pouvons regrouper les paramètres qui régissent la trempe au laser sous trois grandes familles :

1. ceux provenant de la composante traitée :

- Matériau (alliage, microstructure initiale, propriétés thermophysiques)
- Fini de surface
- Géométrie
- Masse

2. ceux qui sont définis par le laser :

- Longueur d'onde
- Polarisation
- Irradiance
- Distribution de l'irradiance
- Tache focale (taille et géométrie)

3. et les conditions de traitement :

- Vitesse d'avance
- Angle d'incidence
- Gaz de protection

À ceci, il faut ajouter un facteur très important qui découle de l'interaction de plusieurs de ces paramètres : le coefficient d'absorption.

En connaissant leurs valeurs, leurs fonctions et la façon dont ils interagissent entre eux, l'ingénieur est en mesure de choisir le régime d'opération à utiliser pour traiter une composante en fonction des résultats désirés (taille de la trempe, dureté, taille de la ZAT, etc.). Les deux paramètres d'opération majeurs qui devront être ajustés sont : l'irradiance (via la puissance optique et la taille de la tache focale) et le temps d'interaction (via la vitesse d'avance et la taille de la tache focale). Ces paramètres d'opération doivent être sélectionnés de manière à respecter la température d'austénisation et le temps de diffusion du carbone tout en évitant d'atteindre le point de fusion.

2.3.1 Paramètres de la pièce traitée

Matériau

La trempe au laser peut être opérée sur la majorité des aciers au carbone (0,1 %-1 %) et spécialement sur les aciers outils, l'acier inoxydable martensitique, les fontes grises et les fontes ductiles. Les aciers inoxydables ferritiques, austénitiques et les fontes ferritiques sans perlite ne sont pas adaptés à la trempe laser (LIA, 2001, Ion, 2005). Les aciers à haute teneur en carbone sont sujets à des taux d'austénite retenus plus élevés, lorsque traités au laser (Kou *et al.*, 1983, Totten, 2006).

Du point de vue du durcissement par transformation, les éléments d'alliage sont introduits afin de stabiliser l'austénite et ralentir les transformations métallurgiques lors de la trempe (Donald *et al.*, 2010). Ainsi, il est possible d'atteindre des profondeurs plus grandes pour un taux de carbone et de refroidissement donné. Les éléments d'alliage peuvent également influencer la capacité d'un acier à absorber la lumière laser. Chaque métal absorbe les longueurs d'onde d'une manière différente comme nous le verrons à la section 2.4.1.

Propriétés thermophysiques

La conductivité thermique (k) et la capacité thermique massique (C_p) de l'acier sont des propriétés qui varient, parfois fortement, en fonction de la température. Lors d'une modélisation, il est avantageux d'intégrer les variations de ces paramètres en fonction de la température, comme le démontre Kou, Sun et Le (Kou *et al.*, 1983). Pour les équations analytiques, ceci pourrait représenter une difficulté significative alors que pour les modèles numériques (éléments finis, volumes finis et différences finies), l'intégration de ces variations est relativement aisée.

Plus un acier est constitué d'éléments d'alliage de basse conductivité thermique, plus sa conductivité thermique générale est diminuée. Comme la trempe au laser est principalement régie par la conduction thermique dans le matériau, la trempe est plus profonde dans un acier à basse conductivité thermique, car la chaleur n'a pas le temps de se dissiper à l'intérieur de la composante. La chaleur est donc concentrée en une couche plus mince préservant ainsi la masse thermique froide que constitue la matière loin de la zone traitée.

Pour l'approche au laser, la trempabilité pourrait donc être associée à la conductivité thermique, tel que suggéré par Kremnev, Kholodnov et Vladimirova (Kremnev *et al.*, 1988). Un acier ayant une faible conductivité thermique, donc constitué d'éléments d'alliage à faible conductivité thermique, s'avère un choix idéal pour la trempe au laser. Pour atteindre des profondeurs de trempe optimale, les aciers avec une bonne trempabilité laser ont tout intérêt à être traités lentement et à de faible irradiance. Les aciers très conducteurs ont quant à eux tout avantage à être traités rapidement et à des niveaux d'irradiance élevés.

Microstructure initiale

Comme nous l'avons vu, la martensite requiert une austénite qui renferme un taux suffisamment élevé de carbone pour prendre forme. Généralement, on considère que toute portion de la microstructure contenant au minimum 0,05 % de carbone, soit le taux critique (Ashby et Easterling, 1984), sera transformée en martensite lors de la trempe. La croissance et l'homogénéité de l'austénite influencent la structure et la dureté de la martensite formée (Mioković *et al.*, 2007).

La diffusion du carbone et la formation de l'austénite sont des phénomènes qui se produisent très rapidement, mais qui requiert tout de même un intervalle de temps défini (ASM, 1991, Totten, 2006, Canale *et al.*, 2008). Lorsque la température d'austénisation est

atteinte, le carbone doit disposer de suffisamment de temps pour migrer à partir des lamelles de perlite vers les zones de ferrites. Le temps d'homogénéisation est lié à la distance que doit parcourir le carbone pour migrer de la perlite vers les zones à plus faible concentration de carbone de la ferrite.

Lorsque la microstructure initiale de l'acier est fine et uniforme, la distance que doit parcourir le carbone est courte et requiert ainsi moins de temps pour l'homogénéisation. Au contraire, lorsque la microstructure est grossière, la distance à parcourir est plus grande et peut mener à une austénite dont le taux de carbone est moins élevé ou non-homogène. Face à ce type de microstructure, il est important d'utiliser des temps d'interaction plus élevés. Bien qu'au cœur des zones traitées la dureté atteinte sera sensiblement la même entre une microstructure grossière et une microstructure fine, la transition entre la zone trempée et le matériau de base sera par contre très différente (voir figure 5). Les microstructures fines produisent des transitions plus franches alors que les microstructures grossières forment des transitions plus graduelles et dont la zone de survenu peut être plus prononcée (Altergott et Patel, 1982, Shiue et Chen, 1992, Islam, 1996, Kannatey-Asibu, 2009).

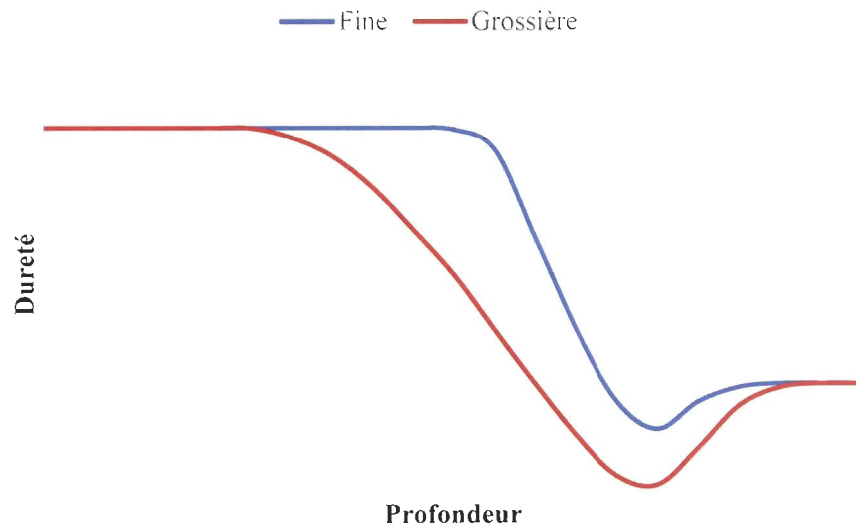


Figure 5 : Impact de la microstructure initiale sur la trempe encourue

Les aciers constitués d'une microstructure grossière ou composés de carbure ou de graphites grossiers ne sont pas les meilleurs choix pour la trempe au laser (Islam, 1996, Ion, 2005). Ceci est également applicable aux aciers normalisés, aciers fortement revenus, aciers globulaires, aciers composés de carbures alliés stables, les fontes avec un taux élevé de ferrite libre et toutes microstructures constituées de cémentite proeutectoïde [5].

Les résultats de la trempe au laser sont donc fortement influencés par la microstructure initiale du matériau traité. Afin de réduire sa taille initiale, il est suggéré de préparer les spécimens en opérant une trempe et un revenu par une méthode conventionnelle. L'équipe de Shiue et Chen (Shiue et Chen, 1992), d'Islam et Wells (Islam et Wells, 1984) ont publié des études démontrant l'impact de la microstructure initiale de l'acier AISI 4340 sur les résultats de trempes au laser.

Fini de surface

La trempe au laser peut être effectuée sur de l'acier brut, poli, tel qu'usiné ou même oxydé. Le fini de surface affecte principalement l'absorption du faisceau laser. Wissenbach, Gillner et Dausinger (Wissenbach *et al.*, 1985) ont mené une étude sur l'absorption des lasers CO₂ et Nd:YAG sur l'acier AISI 1045. En faisant varier le fini de surface, ils démontrèrent que les surfaces polies sont moins absorbantes que les surfaces laissées usinées non modifiées, comme le démontre la figure 6.

L'équipe de Wang (Wang *et al.*, 2000) et celle de Bergström, Powell et Kaplan (Bergström *et al.*, 2007) en sont venues à la même conclusion, démontrant à leur tour que l'augmentation de la rugosité mène à un accroissement de l'absorption. Les équipes suggèrent que cette hausse de l'absorption est causée par la multiplication des microréflexions entre les crêtes et les vallées de la surface. Cependant, si le fini de surface est trop grossier, la surface sera sujette à l'apparition de zones fusionnées, car les crêtes à la

surface ne parviendront pas à dissiper efficacement la chaleur et tendront à atteindre des températures beaucoup plus élevées que les vallées.

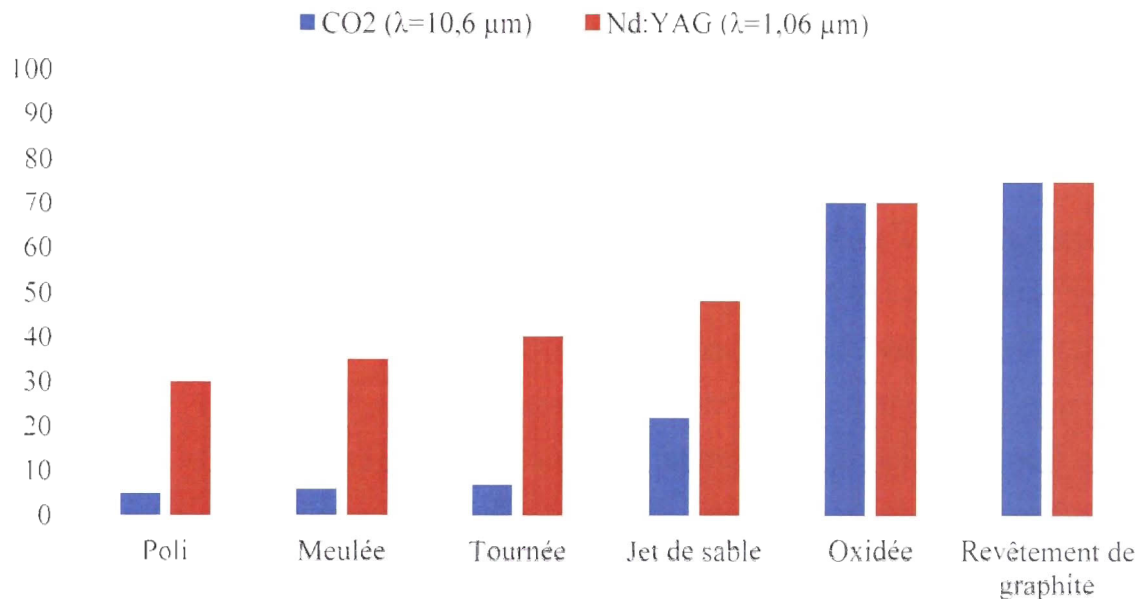


Figure 6 : Impact du fini de surface sur l'absorption du faisceau laser (Wissenbach et al., 1985)

À travers la littérature, on observe que quelques équipes rectifient la surface des spécimens avec du papier de verre de 240 (Xue *et al.*, 1999) et 400 (Mahmoudi *et al.*, 2010) grains ainsi qu'au jet de sable (Hegge *et al.*, 1990). Certaines équipes ont recours à des revêtements qui augmentent l'absorption du faisceau laser. Plusieurs études ont permis de caractériser la dynamique d'absorption de différents revêtements (Woo et Cho, 1998, Grum et Kek, 2004). Les plus populaires sont la peinture noir mat (Shiue et Chen, 1992, Zhang *et al.*, 2003, Labuschage, 2006, Tobar *et al.*, 2006), les revêtements de graphite (Bande *et al.*, 1991, Dausinger et Shen, 1993, Woo et Cho, 1998) et ceux à base de phosphate de manganèse (Yang *et al.*, 1994, Wang *et al.*, 2000). Bien que cette technique soit très utile pour les lasers CO₂, les longueurs d'onde des récents lasers rendent cette opération superflue. Ces techniques sont rarement utilisées en production, car elles requièrent des manipulations supplémentaires avant et parfois après le traitement thermique. Il est parfois

plus économique de laisser la surface telle quelle après l'usinage et de compenser la faible absorption par l'utilisation d'irradiance plus élevée.

Géométrie et masse de la composante

Durant l'interaction du laser avec la matière, la chaleur est générée en surface à un taux largement supérieur à ce que la pièce peut conduire vers l'intérieur. La géométrie et la masse de la composante traitée influent sur sa capacité à accumuler et à dissiper la chaleur. Par exemple, lors du traitement d'une roue dentée, les dents ont tendance à concentrer l'énergie thermique alors qu'à la racine, la masse imposante du cœur de la roue dissipe l'énergie thermique avec une meilleure efficacité.

Lorsqu'il y a suffisamment de matière sous la zone traitée au laser, la trempe peut s'effectuer de manière autogène : une fois le passage du laser effectué, la matière environnante restée froide absorbera rapidement la chaleur et formera la martensite sans avoir recours à un liquide caloporteur externe. Pour assurer le bon fonctionnement de la trempe autogène, la littérature suggère que l'épaisseur de matière froide sous la zone trempée doit se retrouver dans une proportion d'environ 10:1. Certains auteurs suggèrent un ratio minimum admissible de l'ordre de 5:1 à 6:1 (Altergott et Patel, 1982, Corporation, 2010).

2.3.2 Paramètres du laser

Le laser est un outil qui produit de l'énergie sous une forme hautement malléable : la lumière. Ses principaux paramètres d'intérêt pour la trempe sont : la puissance optique, la taille de la tache focale et la distribution de l'irradiance. Couplés à la vitesse d'avance, ces paramètres régissent les cycles thermiques, donc les résultats du traitement.

Longueur d'onde

La longueur d'onde d'un laser est déterminée par le milieu actif et la matrice qui génère la lumière. Son impact est majeur, car les matériaux n'absorbent pas toutes les longueurs d'onde avec la même intensité. Pour les aciers, plus une longueur d'onde est courte, mieux elle sera absorbée. La figure 6 démontre bien cette affirmation.

Polarisation

Bien que l'émission stimulée de la lumière crée naturellement une lumière polarisée, la majorité des sources laser industrielle ne sont pas équipées d'éléments optiques nécessaires pour ne laisser sortir qu'un seul plan de polarisation. Dans ces derniers, l'orientation du plan de polarisation est aléatoire et varie dans le temps, c'est pourquoi on ne les considère pas polarisé : c'est le cas des lasers fibre.

La polarisation de la lumière influe directement sur le coefficient d'absorption. Les équations de Fresnel permettent de calculer l'absorption d'un métal poli soumis à une lumière polarisée. Pour déterminer l'absorption d'un faisceau laser non polarisé, il suffit de faire la moyenne de l'absorption des plans de polarisation.

Irradiance et sa distribution

Sa magnitude influe directement sur le choix de la vitesse d'avance. L'irradiance peut être modifiée à l'aide d'éléments optiques, mais elle prend forme directement à la sortie de la source laser. La distribution de l'irradiance a un impact sur la hausse de température en surface et donc sur la géométrie de la trempe. La problématique avec une irradiance à distribution gaussienne, est qu'elle surenchérit la hausse de la température au centre de la

tache focale. La surface est alors plus prompte à fusionner au centre alors que la température au pourtour de celle-ci atteint tout juste la température d'austénisation. Vue en coupe, la géométrie de la trempe ressemble à une lentille convexe très prononcée. Une irradiance uniforme est généralement souhaitable pour plusieurs géométries de tache focale.

Certaines études ont dénoté une relation entre le coefficient d'absorption et l'irradiance. Selon les résultats rapportés, on observe que plus l'irradiance est élevée, plus le coefficient d'absorption augmente (Tobar *et al.*, 2006). Cette augmentation de α serait causée par la présence d'oxyde, comme nous le verrons à la section 2.3.3.

Géométrie de la tache focale

La taille de la tache focale influence la quantité de surface traitée à chaque passage du laser, donc la productivité. Couplés à la vitesse d'avance, ces deux paramètres régissent le temps d'interaction, c'est-à-dire la durée pendant lesquels un point ponctuel de la surface sera exposé au laser. Pour les faisceaux gaussiens, il est généralement admis que la tache focale est délimitée par la taille de la zone dans laquelle la puissance est supérieure à $1/e^2$ ($\approx 13,5\%$) de la puissance maximale du faisceau laser (LIA, 2001, Steen, 2003, Ion, 2005, Kannatey-Asibu, 2009). Une autre méthode populaire pour déterminer le diamètre de la tache focale se nomme *méthode du second moment* ou $D4\sigma$ (Siegman, 1998). Selon cette méthode, le diamètre du faisceau est équivalent à 4 fois l'écart type de la distribution de l'intensité. Toutefois elle est difficile à calculer et requiert un algorithme de calculs.

La géométrie de la tache focale influence l'homogénéité des temps d'interaction. Pour les géométries circulaires et triangulaires par exemple, le temps d'interaction est plus court aux bords qu'au centre, ce qui influence directement la durée des cycles thermiques, donc la pénétration de la trempe.

Safdar, Li et Sheikh publièrent deux études (Safdar *et al.*, 2006, Safdar *et al.*, 2006) sur les effets de différentes géométries de tache focale sur la trempe d'acier. Ils démontrèrent que la géométrie de la tache focale et sa disposition par rapport au déplacement influence la durée des cycles de température et la distribution de la température en surface, donc la pénétration de la trempe. Pour des irradiances uniformes, ils confirmèrent notamment que la tache circulaire mène aux températures de surface les plus élevées et que les taches focales carrées ou rectangulaires produisent des trempes dont le fond est parallèle à la surface. Selon les résultats numériques, une tache focale triangulaire produirait des trempes avec une meilleure transformation métallurgique et à un taux de production plus élevé que les taches focales circulaires ou rectangulaires. Ces effets sont directement liés aux cycles de température qui sont très appropriés au durcissement par transformation : l'augmentation de la température est progressive alors que le cycle de refroidissement est brusque.

2.3.3 Conditions de traitement

Vitesse d'avance

Comme nous l'avons mentionné, la vitesse d'avance et la taille de la tache focale déterminent le temps d'interaction, donc la durée des cycles thermiques. Les trempes effectuées à des vitesses élevées produisent des résultats moins profonds et munis d'une ZAT plus petite.

Certains auteurs ont constaté une variation du coefficient d'absorption en fonction de la vitesse d'avance (temps d'interaction)(Bradley, 1988, Dausinger et Shen, 1993, Pantsar et Kujanpää, 2004, Tobar *et al.*, 2006). Cette variation pourrait être attribuée à la formation d'oxyde en surface dont nous discuterons un peu plus loin.

Angle d'incidence

Pour des surfaces métalliques parfaitement polies, l'absorption de la lumière varie en fonction de l'angle suivant la relation développée par Drude (Drude *et al.*, 1901), tel que cité par Steen (Steen, 2003). Comme mentionné précédemment, il est possible de calculer l'absorption d'un faisceau non polarisé en utilisant les équations de Fresnel et en moyennant l'absorption des deux plans de polarisation. Cependant, pour les surfaces imparfaites telles que l'acier brut ou les surfaces laissées telles quelles après l'usinage, il est difficile de s'appuyer sur ces théories pour prédire la quantité d'énergie optique absorbée, car il y a présence de microréflexions interne entre les défauts de surface (voir section 2.3.1). L'intensité de ces microréflexions varie en fonction de l'angle d'incidence et affecte grandement le niveau d'énergie absorbé par la surface, tel que rapporté par Bergström (Bergström *et al.*, 2007, Bergström, 2008).

En projetant un faisceau laser sur une surface oblique, la forme de tache focale projetée est altérée. Imaginons simplement un faisceau circulaire projeté sur une surface oblique, la zone d'interaction formée sur la surface n'est pas circulaire, mais elliptique. Bien que la taille de l'axe court de l'ellipse ne varie pas en fonction de l'angle d'incidence, l'axe long s'étire en suivant la relation $D_{TF}/\sin\theta$, où D_{TF} représente le diamètre nominal de la tache focale et θ l'angle d'incidence (incidence normale = 90°). Lorsque le déplacement du laser est parallèle à l'axe long de l'ellipse, le temps d'interaction varie également en fonction de cette équation.

Comme l'aire de la zone d'interaction varie en fonction de l'angle d'incidence, l'irradiance s'en trouve également affectée et la puissance optique doit être augmentée afin de compenser l'agrandissement de la zone d'interaction. De plus, nous savons que la distribution de l'irradiance varie de part et d'autre de la distance focale : une projection oblique pourrait mener à une distribution difficile à évaluer, car le plan de la surface pourrait entrecouper la distance focale et dépasser la profondeur de champ (voir section

2.8). Cependant, l'utilisation d'éléments optique à grande distance focale pourrait diminuer cet effet, car la profondeur de champ est augmentée.

Donc en projetant un faisceau laser non polarisé en angle sur une surface non polie, l'absorption variera en fonction des impacts combinés de la baisse de l'irradiance, de l'augmentation du temps d'interaction et des microréflexions en surface.

Gaz environnant

Lorsqu'une pièce d'acier est traitée thermiquement dans une atmosphère non contrôlée (ex. : à l'air libre), il se produit des réactions chimiques avec les gaz ambiants. Ces réactions mènent à la formation d'une couche d'oxyde à la surface qui croît de façon exponentielle avec la température et le temps d'interaction avec les gaz environnants (Dausinger et Shen, 1993, Tobar *et al.*, 2006). Dans le cas de la trempe au laser, ce phénomène prend place dans la zone d'interaction, là où les températures sont très élevées.

Bien qu'il soit possible de retirer la couche oxydée par meulage ou autre procédé, certaines composantes sont traitées à la toute fin de leur fabrication et doivent demeurer libres de toute forme d'oxydation en surface. Dans ce cas, il faut prendre des mesures afin d'éliminer la formation d'oxyde lors du traitement thermique. Pour ce faire, on contrôle les gaz présents dans l'atmosphère là où la pièce est traitée.

Plusieurs équipes rapportent l'utilisation de jets de gaz ponctuel, alors que d'autres utilisent une enceinte close dans laquelle on place la pièce et injecte un gaz inerte (Lee *et al.*, 2009). Pour la première approche, des buses sont disposées de manière à obtenir un jet de gaz qui recouvre la zone d'interaction. Le débit dépend de la méthode employée pour protéger la surface, du type de buse et de l'angle d'approche (Naeem, 2005). La littérature rapporte des débits allant de 15 à 50 l/min (Altergott et Patel, 1982, Naeem, 2005, Lima *et al.*, 2007, XU *et al.*, 2008). L'argon et l'azote sont les plus employés. L'Hélium est plus

dispendieux, mais son coefficient de transfert thermique est beaucoup plus élevé que l'azote : certains auteurs suggèrent que l'extraction de la chaleur à la surface pourrait être plus élevée et donc prévenir la fusion (Lima *et al.*, 2007).

2.4 FACTEURS INHERENTS AU PROCEDE

2.4.1 Coefficient d'absorption

L'absorption du laser est un phénomène complexe qui se produit à la surface du matériau. L'énergie optique absorbée est convertie en chaleur et distribuée par conduction dans la matière.

Comme nous l'avons souligné, le coefficient d'absorption varie en fonction de plusieurs facteurs notamment le type de matériau traité, la longueur d'onde du laser, le fini de surface et l'angle d'incidence. Il est possible de calculer le coefficient d'absorption en utilisant la règle de Fresnel, mais cette approche n'est pas recommandée, car elle est applicable aux surfaces parfaitement polies et mène à des approximations parfois éloignées de celle mesurée lors des expérimentations (LIA, 2001, Steen, 2003).

Divers phénomènes prennent place durant le procédé de trempe et influencent le coefficient d'absorption. Si bien que le coefficient d'absorption varie au court du traitement et que les estimations effectuées à basse température s'avèrent fortement dépassées (Shibata *et al.*, 1992). Les deux principaux acteurs sont la température et la formation d'oxyde.

La littérature rapporte que le coefficient d'absorption de l'acier augmente avec la température. Au point de fusion, le coefficient d'absorption connaît une forte croissance et atteint près de 100 % lors des procédés de découpe (Totten, 2006). Wang *et al.* (Wang *et al.*, 2000) ont apporté des précisions quant à la dynamique du coefficient d'absorption en fonction de la température. À l'aide d'expérimentations portées sur de l'acier AISI 1045, ils

démontrèrent que l'absorption augmente jusqu'à une température de 700 °C avant de décroître d'environ 10 %. L'augmentation de l'absorption reprend autour de 1 000 °C et poursuit son ascension au-delà du point de fusion. L'équipe suggère que la baisse subite de l'absorption est causée par les transformations métallurgiques prenant place lors de l'augmentation de température.

Sous l'irradiation intense du laser, la chaleur produite à la surface peut provoquer une forte oxydation et créer une couche surfacique opaque dont les propriétés optiques sont fortement différentes de celle du matériau de base. La littérature rapporte que le coefficient d'absorption de l'oxyde est d'environ 60-80 % pour les longueurs d'onde des lasers industriels (Wissenbach *et al.*, 1985). La formation de l'oxyde évolue de manière exponentielle en fonction de la température et du temps. Pour les trempes laser effectuées à l'air libre, il est attendu que plus le temps d'interaction est élevé, plus il y aura formation d'oxyde à la surface et donc plus le coefficient d'absorption augmentera. Des études ont rapporté qu'en utilisant un gaz de protection pour bloquer la formation d'oxyde, le coefficient d'absorption diminue de 40 à 50 % (Dausinger et Shen, 1993, Skvarenina et Shin, 2006).

Ceci dit, il y a donc une variation du coefficient d'absorption en fonction du temps et de la température. Les ouvrages de référence s'entendent pour dire que le coefficient d'absorption est un paramètre complexe et a tout avantage à être déterminé expérimentalement pour chaque condition de surfaces et de traitement. Une approche calorimétrique a été proposée par Shibata, Sakamoto et Matsuyama (Shibata *et al.*, 1992) pour déterminer le coefficient d'absorption. Cette méthode pourrait être efficace lorsque bien utilisée, mais elle demande la fabrication du système de mesure, car en notre connaissance il n'en existe pas sur le marché.

2.4.2 Temps d'interaction

Le temps d'interaction se calcule rapidement en divisant la longueur de la tache focale par la vitesse d'avance. Selon la forme de la tache focale, le temps d'interaction peut varier sur la surface de la tache focale. Celui-ci peut également être modifié par la distorsion de la tache focale si le faisceau laser est projeté de manière oblique sur la surface. Nous avons vu que la microstructure initiale de l'acier a un impact majeur sur la formation de l'austénite et sur la courbe de dureté. L'homogénéité de la martensite obtenue dépend de la taille de la microstructure initiale, mais également du temps d'interaction (Shiue et Chen, 1992, Steen, 2003, Labuschage, 2006). Le temps d'interaction doit être sélectionné de manière à respecter le temps de diffusion du carbone. De plus, il faut noter que ce temps d'interaction doit être respecté à la profondeur durcie souhaitée et non pas seulement en surface. C'est pourquoi la modélisation du procédé laser est très avantageuse.

2.4.3 Convection et radiation

Les pertes thermiques par convection et radiation sont d'une importance mineure et ne représentent que 1-2 % de la conduction thermique à l'intérieur du matériau (Koai *et al.*, 1993, Ready, 1997, Shuja et Yilbas, 1998, Oberfell *et al.*, 2003, Skvarenina et Shin, 2006, Patwa et Shin, 2007). Cette proportion est faible parce que l'énergie thermique s'écoule beaucoup plus facilement dans les métaux que dans les gaz.

2.5 SCHEMA D'INTERACTION

La figure 7 permet d'exposer comment les principaux paramètres présentés dans cette section interagissent et affectent le coefficient d'absorption et les cycles thermiques nécessaires au bon fonctionnement de la trempe. Le schéma intègre également quelques

requis élémentaires associés au procédé. Des flèches indiquent le parcours à suivre pour guider l'évaluation et le choix des paramètres d'opération.

Cette figure peut avantageusement être utilisée comme outils de référence pour entamer n'importe quelles situations où l'on doit effectuer un durcissement de surface au laser. Le chapitre 2 peut également venir appuyer les affirmations faites dans cette figure et aider à la sélection des paramètres d'opération. Ces derniers doivent être choisis de manière à respecter la durée et la magnitude des cycles thermiques requis malgré les différentes conditions d'interaction (α) pouvant survenir au cours du traitement d'une composante.

2.6 DIFFICULTES DE LA TREMPE AU LASER

Beaucoup d'applications requièrent le recouvrement de surface beaucoup plus grande que la taille de la tache focale. Une solution possible est d'effectuer plusieurs passages adjacents de manière à couvrir la surface requise, mais cette approche n'est pas idéale, car elle apporte des problèmes de revenu entre chacune des bandes de trempe créées. En effet, lorsque la bande précédemment traitée est réchauffée au-delà d'une certaine température (A_{c1}), les mécanismes de transformation peuvent être réactivés et menés à une baisse de la dureté. Ces zones peuvent être une source de problème pour plusieurs applications, car ces zones seront sujettes à des capacités mécaniques et tribologiques réduites. Pour remédier à cette problématique, l'utilisation d'un scanneur permet de couvrir une plus grande surface en un seul passage, comme nous le verrons à la section 2.8. Le revenu est également une problématique pour la trempe des roues dentées au laser, tel que nous l'avons décrit à la section 1.9.

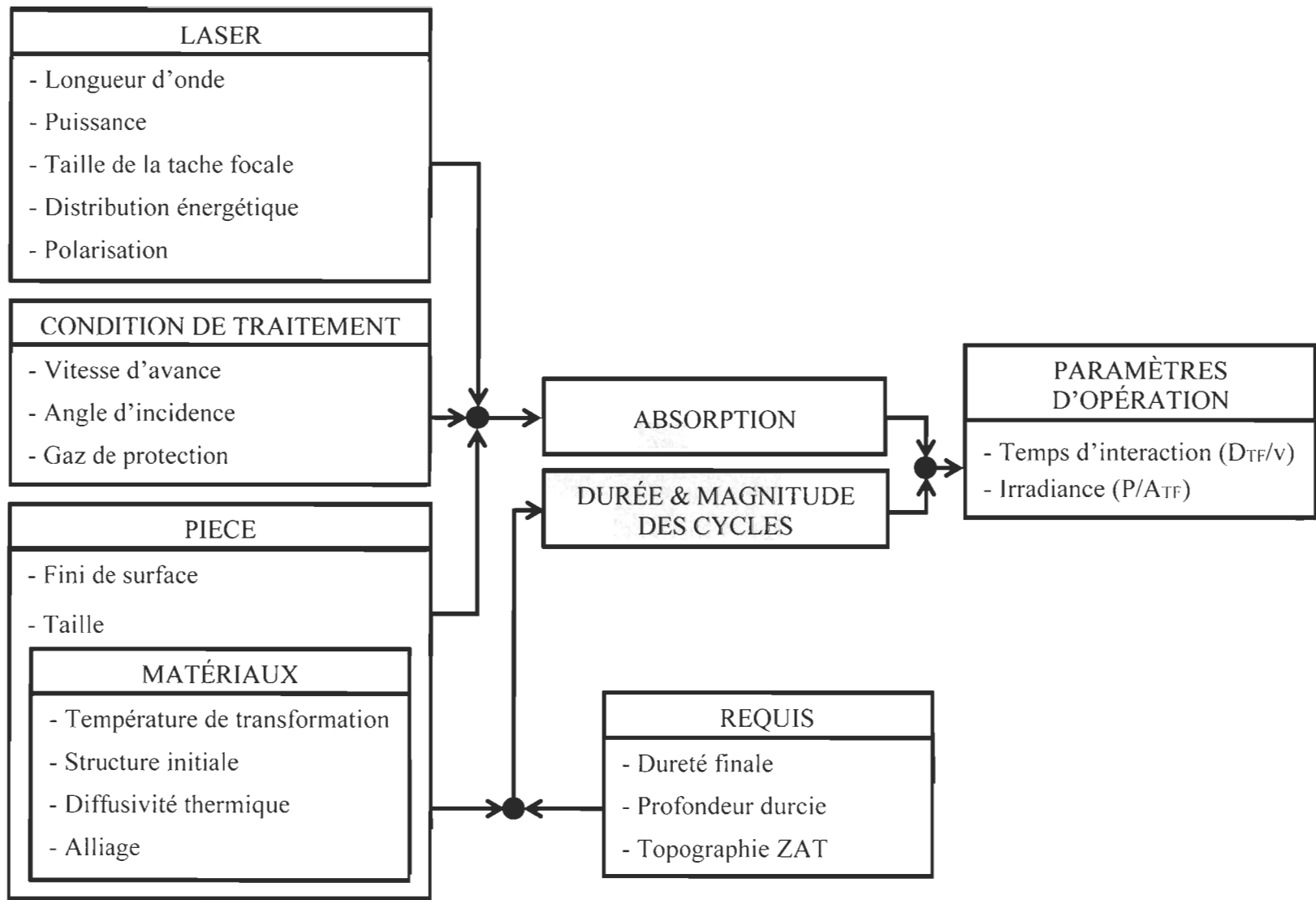


Figure 7 : Interaction entre les différents facteurs et cheminements à suivre pour déterminer les paramètres d'opération

Comme le traitement au laser offre des cycles thermiques beaucoup plus courts, surtout dus à l'augmentation de la température, on y rencontre alors des problèmes généralement absents lors de traitement conventionnel. Si les transformations métallurgiques en régime quasi stationnaire sont bien maîtrisées, on ne retrouve presque aucune information quant à la dynamique des transformations lorsque l'acier est soumis à des cycles thermiques très rapides (ASM, 1991, Totten, 2006, Canale *et al.*, 2008). Il est possible de s'appuyer sur les diagrammes TTA afin de préciser la température d'austénisation requise pour sa formation à haute vitesse (Totten, 2006, Canale *et al.*, 2008). Certaines équipes de recherche augmentent simplement les températures de transformation Ac_1 et Ac_3 d'une centaine de degrés afin d'accommoder la cinétique des transformations (ASM, 1991, Meijer et van Sprang, 1991, Lima *et al.*, 2007).

Les cycles thermiques très rapides peuvent mener une formation et une homogénéisation incomplète de l'austénite. Après le refroidissement, il peut y avoir plus d'une phase contenue dans la microstructure de martensite (ex. : ferrite ou austénite retenues). Des paramètres d'opération trop rapide peuvent mener à un taux inacceptable d'austénite retenue (LIA, 2001).

2.7 SOURCES LASER

Il existe plusieurs types de laser, mais seulement quelques-uns sont adaptés pour les applications industrielles. D'ordre général, les lasers sont classés par type de milieux actifs. Ainsi, pour les lasers industriels, nous parlerons des lasers à gaz CO_2 , à barreaux Nd:YAG, à disque Yb:YAG, à fibre (YDFL) et diode (HPDL et HPDDL). Jusqu'à récemment, les lasers à gaz CO_2 et à barreaux Nd:YAG étaient les plus utilisés dans les applications industrielles en raison de leur capacité à produire un faisceau de haute qualité, d'une puissance élevée et continue. D'importants travaux ont été réalisés dans le domaine de la trempe avec ces lasers. Toutefois, des recherches ont conduit à de nouveaux lasers qui présentent plusieurs avantages par rapport à ces derniers. L'impact du type de source sur la

trempe au laser concerne l'efficacité. En effet, les lasers munis d'une plus courte longueur d'onde ont besoin d'injecter moins de puissance optique, car l'absorption est meilleure sur l'acier. La distribution de l'irradiance des lasers est reliée au type de source, mais celle-ci peut être modifiée à l'aide d'éléments optiques.

Le laser utilisé dans cette étude est un laser fibre YDFL dont la longueur d'onde est de 1,07 μm . Pour ce laser, le milieu actif est constitué de longues fibres optiques de silice d'une grande pureté dopées avec des terres rares (Ytterbium, Néodyme, Erbium et Thulium). Ces fibres sont enroulées de diverses façons : il existe un dérivé nommé « laser disque fibre », où les fibres optiques sont enroulées d'une manière très confinée. L'excitation de la fibre optique est produite par des diodes de haute puissance. Il en découle plusieurs avantages :

- un démarrage instantané et sur demande de la source laser ;
- efficacité de la conversion de l'énergie électrique à optique de 30-50% [12,33] ;
- faible volume de la source pour la puissance optique produite ;
- faible production de chaleur ;
- faisceau laser de haute qualité, d'irradiance uniforme et très stable sur toute une plage de puissance ;
- l'intensité optique peut être rapidement modulée jusqu'à 50 kHz (IPG, 2012);
- et des puissances continues disponibles de 500 W à 100 kW (IPG, 2010).

Ces particularités font de ce type de laser l'un des plus versatiles pour la production industrielle. Il peut achever les mêmes tâches généralement attribuées aux lasers CO₂ et Nd :YAG, mais à une meilleure efficacité énergétique. La durée de vie de ces sources est directement liée aux modules d'excitation, ici les diodes haute puissance, qui atteignent des durées de vie commerciale de 100 000 heures (IPG, 2010).

Du point de vue du procédé de trempe au laser, la distribution uniforme de l'irradiance est idéale. Notons que cette irradiance devient gaussienne lorsque mesurée hors champ. La longueur d'onde procure une absorption suffisante pour éliminer le besoin

d'utiliser des revêtements absorbants. Cependant, la grande qualité du faisceau laser (sa faible divergence) est un avantage qui n'est pas requis ici, car on préfère généralement des grandes taches focales à de faibles irradiances.

3.8 TÊTE LASER ET MANIPULATION DU FAISCEAU

Outre le cas exceptionnel des lasers HPDDL, le faisceau laser est généralement acheminé à la tête laser via une fibre optique. Cette approche flexible permet de placer la source laser loin de la zone de travail, dans un environnement contrôlé mieux adapté à son fonctionnement et à sa maintenance.

La tâche de la tête laser est de manipuler le faisceau sortant de la fibre optique et de le focaliser en un point ponctuel : la tache focale. Une tête laser simple est constituée d'un collimateur et d'une lentille de focalisation. Le collimateur permet de rectifier le faisceau laser sortant de la fibre optique et de projeter celui-ci sur la lentille de focalisation. En connaissant le diamètre du cœur de la fibre optique (d_{fc}), la longueur de la focale du collimateur (f_c) et de la lentille (f_l), il est possible d'estimer le diamètre de la tache focale à l'aide de l'équation 2 :

$$D_{TF} = \frac{f_l \cdot d_{fc}}{f_c} \quad (2)$$

La profondeur de champ, c'est-à-dire la distance sur laquelle la taille de la tache focale varie de moins de 5 %, se calcule avec l'équation suivante :

$$z_f = \frac{8 \cdot f_l^2 \cdot \lambda}{\pi \cdot D_{TF}} \quad (3)$$

Comme règle du pouce, on dit parfois que la profondeur de champ équivaut à 2 % de la distance focale. Pour produire une tache focale de grande dimension, plusieurs équipes placent la surface de la pièce à traiter au-delà de la distance focale. Il s'agit d'une méthode

économique dont bénéficient les faisceaux d'irradiance gaussienne, car la distribution de l'irradiance tendra à s'aplatir. Au contraire, l'irradiance uniforme des lasers fibre devient gaussienne, voire conique, lorsque mesurée hors champ (voir figure 8).

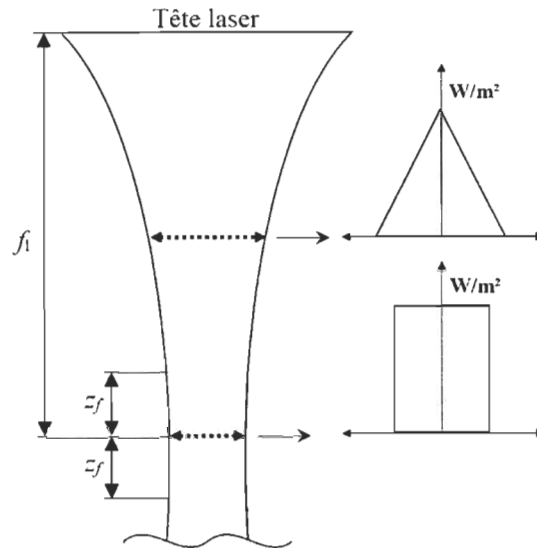


Figure 8 : Distribution de l'irradiance à différentes positions le long de l'axe optique

Des têtes laser spécialisées, appelées dans le jargon « scanneur », permettent de balayer le faisceau laser selon un, deux ou trois axes. Ces têtes utilisent généralement des miroirs montés sur galvanomètres dont les déplacements sont contrôlés par des signaux électriques. Comme les déplacements peuvent être très rapides par rapport au temps de réponse de l'acier, la zone balayée peut dès lors être considérée comme une tache focale virtuelle unique. En variant la vitesse des déplacements en fonction de la position, il est alors possible de modifier la façon dont cette irradiance virtuelle est distribuée. Seifert *et al.* (Seifert *et al.*, 2004) ont démontré l'impact de telles variations à l'aide d'un scanneur uniaxe produisant des mouvements d'une amplitude de 40 mm. Ils évaluèrent quelques formes d'onde conventionnelles (sinusoïdale, triangulaire) pour contrôler le déplacement de la tache focale et mirent au point une fonction spéciale permettant d'obtenir une température uniforme dans la zone d'interaction.

2.9 CONCLUSION

Dans ce chapitre nous avons parcouru les principaux aspects de la trempe au laser ainsi que la façon dont les principaux paramètres d'opération interagissent et affectent le coefficient d'absorption et les cycles thermiques. À cet effet, nous avons proposé un schéma d'interaction pouvant être utilisé comme outils de référence afin d'entamer n'importe quelles situations où l'on doit effectuer un durcissement de surface au laser. Ce chapitre a également été l'occasion de survoler les difficultés associées à ce procédé de transformation métallurgique et les principaux équipements d'un laser utilisé à cette fin.

Le chapitre suivant permettra de définir des modèles en vue de simuler les flux thermiques créés à partir de l'interaction entre un faisceau laser et une composante mécanique. Nous commencerons par y définir les équations physiques pour ensuite modéliser le procédé selon deux approches uniques.

CHAPITRE 3

MODÉLISATION ET SIMULATION

3.1 INTRODUCTION

Il a été démontré au cours des chapitres précédents que la communauté scientifique a une bonne connaissance du procédé de trempe au laser. La simulation de procédé est de plus en plus utilisée par les industrielles pour développer des recettes d'application. Malgré l'investissement initial important, la modélisation et la simulation d'un procédé permettent par la suite de guider la sélection de paramètres d'opération, réduire les manipulations en laboratoire et diminuer les spécimens tests. Ce chapitre porte sur la modélisation du procédé de trempe au laser et le développement d'un outil numérique (une fonction) qui permet d'effectuer une modélisation juste et précise. Il fait état des étapes concourantes nécessaires au développement d'un tel outil de modélisation tout en s'appuyant sur les informations exposées dans les chapitres précédents.

On y élabore le modèle numérique de base en posant les hypothèses de travail et les équations qui gouvernent les phénomènes physiques (section 3.3). Par la suite, deux approches sont explorées pour modéliser les déplacements du faisceau laser sur des surfaces planes (section 3.4). La première approche (section 3.5) utilise une fonction intégrée dans le logiciel COMSOL. La seconde approche (section 3.6) est élaborée sous MATLAB et a comme distinction de pouvoir déplacer les conditions aux frontières. Quelques essais préliminaires sont menés pour tester le comportement de l'approche vis-à-vis différentes conditions d'opérations. Il en découle des consignes d'utilisations à prendre en compte afin d'atteindre un niveau de précision adéquat. Sa validation numérique consiste à reproduire les mêmes essais utilisés par la première approche, ce qui facilite la comparaison entre leurs résultats et leurs performances respectives.

3.2 GENERALITES SUR LA MODELISATION NUMERIQUE

Nous avons vu que plusieurs approches basées sur des équations analytiques permettent de modéliser les flux thermiques du procédé de trempe au laser. Elles offrent de bons résultats, mais requièrent souvent des simplifications qui ne permettent pas de refléter adéquatement les situations réelles. La résolution du problème à l'aide des méthodes numériques permet d'outrepasser ces difficultés : les modèles peuvent inclure des conditions aux frontières complexes et des géométries d'autant plus variées.

Elles estiment la solution d'un problème continue basée sur des équations aux dérivées partielles (EDP) en discrétisant le domaine de calculs en petits secteurs qui interagissent entre eux et en remplaçant les EDP avec divers systèmes d'équations.

Plusieurs méthodes existent : volumes finis, différences finies, éléments finis, etc. Elles ont en commun de discrétiser le domaine par un maillage : la différence entre chaque méthode numérique provient de la manière de discrétiser les EDP qui régissent le modèle. La difficulté des méthodes numériques réside dans la bonne utilisation et la compréhension des méthodes. D'un ordre plus général, il existe certaines limitations liées au niveau de précision à atteindre par rapport au temps de calculs acceptable et dans l'intégration adéquate des phénomènes prenant part au modèle. Plus un modèle est complexe et demande une précision élevée, plus le temps de calcul sera grand.

La méthode par éléments finis a la particularité de résoudre les EDP dans leurs formes intégrales (formulation faible), ce qui permet d'utiliser un maillage non structuré et de taille variable. Elle offre donc la capacité d'obtenir divers niveaux de précision sur un même domaine de calculs. La méthode par éléments finis est bien adaptée à la résolution des problèmes avec géométries complexes, qui incluent des déformations du domaine durant la simulation, lorsque les conditions aux frontières se déplacent ou lorsqu'on veut varier le niveau de précision de la solution à l'intérieur d'un domaine. Plusieurs ouvrages de référence expliquent en détail la modélisation par éléments finis, ses forces et ses limitations (Lewis *et al.*, 2004, Zienkiewicz *et al.*, 2005, Dowden, 2009).

Le logiciel que nous utilisons dans le présent travail, COMSOL, utilise la technique des éléments finis et permet de résoudre simultanément divers phénomènes physiques. Il offre la possibilité de créer et de modifier des modèles via MATLAB, ce qui ajoute une grande flexibilité de programmation.

Avant de développer notre algorithme de gestion de l'interaction laser/matière sur des surfaces complexes, nous devons valider l'approche retenue pour modéliser les flux thermiques d'une composante exposée à un faisceau laser. Pour ce faire, nous posons d'abord les équations mathématiques qui régissent le problème et explorons ensuite les approches qui permettent de déplacer la source (faisceau laser). En retenant deux approches, nous reproduirons des modèles simples retrouvés dans la littérature et comparerons les résultats.

3.3 ÉQUATIONS PHYSIQUES

La création d'un modèle d'échange thermique requiert la mise en place d'équations régissant la diffusion thermique à l'intérieur et les relations du domaine avec le milieu extérieur (les conditions aux frontières). Pour simplifier la modélisation, nous posons quelques hypothèses de travail:

1. le coefficient d'absorption est fixe ;
2. le matériau demeure à l'état solide ;
3. les propriétés physiques du matériau sont à l'équilibre ;
4. le matériau est isotrope ;
5. la distribution de l'irradiance est uniforme ;
6. et la source ne se déplace pas.

Si on se positionne à la distance focale, nous pouvons calculer l'irradiance à l'aide de l'équation 4, où A_{TF} représente l'aire de la tache focale et P la puissance optique.

$$I_0 = \frac{P}{A_{TF}} \quad (4)$$

La puissance transmise par le faisceau laser à la composante (I_a) est affectée par le coefficient d'absorption (α) et se décrit par l'équation 5, où α représente le coefficient d'absorption :

$$I_a = \frac{P \cdot \alpha}{A_{TF}} \quad (5)$$

Les faces extérieures de la composante sont sujettes à des pertes par radiation et par convection. En utilisant les équations décrites dans (Incropera *et al.*, 2006), nous pouvons définir ces pertes à l'aide de l'équation 6, où q_{rad} et q_{conv} représentent les pertes par radiation et convection, T la température de la surface, T_{air} la température de l'air ambiant, ε l'émissivité du matériau, σ la constante de Stefan-Boltzman, A_s l'aire de la surface et h le coefficient de transfert thermique par convection :

$$q_{rad} + q_{conv} = (T^4 - T_{air}^4) \int_{A_s} \varepsilon \sigma dA_s + (T - T_{air}) \int_{A_s} h dA_s \quad (6)$$

Les flux thermiques à l'intérieur de la composante sont modélisés à l'aide de l'équation classique de conduction thermique (équation 7) où ρ représente la masse volumique, C_p la capacité thermique massique, k la conductivité thermique et Q la source thermique, lequel est nul pour les situations étudiées dans ce projet de recherche. Notons que cette formulation inclut les variations des propriétés du matériau (ρ , C_p et k) en fonction de la température.

$$\rho(T) \cdot C_p(T) \cdot \frac{\partial T}{\partial t} - k(T) \left[\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right] = Q \quad (7)$$

L'équation 7 peut être réarrangée afin d'intégrer les équations 5 et 6 qui régissent les conditions aux frontières. Soulignons que le terme d'irradiance est nul en dehors de la tache focale. La figure 9 fait le schéma des conditions aux frontières.

$$\rho(T) \cdot C_p(T) \cdot \frac{\partial T}{\partial t} = k(T) \left[\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right] - (q_{rad} + q_{conv}) + I_a \quad (8)$$

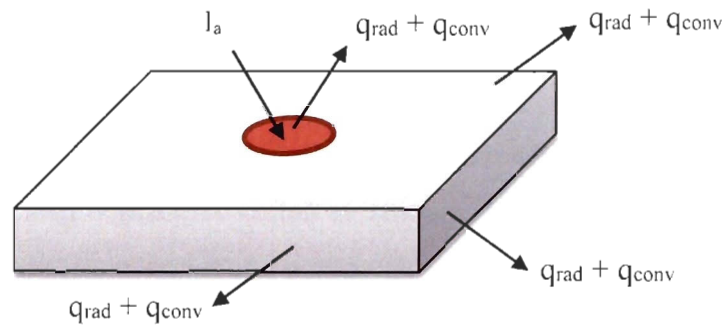


Figure 9 : Schéma des conditions aux frontières appliquées aux surfaces

Comme nous l'avons vu, le coefficient d'absorption (α) varie en fonction de plusieurs facteurs. Plus loin (section 4.5), nous définissons le coefficient d'absorption α en utilisant les données expérimentales recueillies, sous la forme d'une fonction reliée aux principaux paramètres d'opération (P , v , θ).

Avec les progiciels de modélisation, il est relativement aisé de mettre en œuvre une telle situation, mais pour bien simuler les situations réelles, il est nécessaire de déplacer la source d'énergie. Comme nous allons le voir, ces déplacements présentent une difficulté considérable lorsque la zone visée par le laser est une surface complexe et variable. La section 3.4 présente deux approches : une première pouvant être appliquée à des surfaces planes et la seconde pouvant être appliquée à des surfaces planes et obliques. La section suivante discute de la problématique du déplacement des conditions aux frontières.

3.4 DEPLACEMENT DE LA SOURCE

3.4.1 Généralité

Tout d'abord, considérons un bloc d'acier dessiné en 3D à l'aide d'un logiciel de CAO. Pour délimiter la zone qui représente la tache focale, il suffit de dessiner une courbe sur l'une des surfaces du bloc. Cette courbe fermée peut être créée à partir d'une fonction géométrique intégrée au logiciel ou être délimitée à l'aide de points reliés entre eux par des courbes.

L'approche la plus simple consisterait à déplacer la position de la courbe qui délimite la tache focale. En effet, COMSOL permet de définir la position géométrique d'un point à l'aide d'une fonction. Ainsi il suffirait de définir une fonction $f(t)$ régissant la position de chacun des points qui délimite la tache focale. Malheureusement, ceci est perçu comme un changement topologique de la géométrie et il est impossible pour COMSOL de gérer une telle formulation sans modifier le maillage du domaine. COMSOL propose deux modules permettant de modifier le maillage durant les simulations: le module de déformation de la géométrie (*Deformed Geometry*) et le module de déplacement du maillage (*Moving Mesh ALE*). Toutefois, ils ne sont pas adaptés pour effectuer de grands déplacements et modéliser des déplacements complexes.

3.4.2 Approche #1

Une solution consiste à utiliser une fonction intégrée dans COMSOL qui reproduit le déplacement d'une source via la translation du système de coordonnées du domaine de calcul. Certaines équipes de recherche ont utilisé une telle formulation dans leurs modèles (Toyserkani *et al.*, 2004) et l'assurance qu'offre une fonction intégrée dans le logiciel est un atout considérable.

Ceci constitue la première approche présentée à la section 3.5. Comme nous le verrons, elle est simple et efficace, mais elle comporte certaines limitations qui nous amèneront à explorer d'autres avenues. Toutefois, cette approche permet de modéliser des situations simples et d'obtenir des résultats avec lesquelles nous pourrions valider notre modèle mathématique et sa résolution sous COMSOL.

3.4.3 Approche #2

Plus tôt, nous avons souligné que COMSOL ne permet pas d'opérer des changements topologiques durant le calcul des flux thermiques, sauf en utilisant des méthodes qui permettent de déformer le maillage. Bien que l'approche précédente simule le déplacement d'une source de chaleur, celle-ci n'est pas adéquate pour simuler un parcours du laser sur des surfaces complexes.

Face à ces contraintes de gestion de la topologie, il serait possible d'imaginer une approche itérative qui divise les déplacements en plusieurs positions. Pour chaque position, la résolution du modèle est lancée pour une courte période de temps. Entre chaque simulation, il faut agir de sorte que la solution de la simulation précédente (position précédente) soit utilisée comme condition initiale de la simulation à calculer (position actuelle). Ensuite, on dispose des solutions les unes à la suite des autres pour reconstituer une solution équivalente à celle d'un déplacement continu.

Bien qu'intéressante et possible, cette approche demande plusieurs opérations répétées qui pourraient sérieusement augmenter le temps de calcul. Pour chaque position, le solveur doit créer le maillage, compiler les équations, résoudre le modèle et enregistrer les données. Plus nous voudrions obtenir une précision accrue quant aux déplacements de la source, c'est-à-dire lorsque nous voudrions des pas d'avance plus petit, plus ces opérations seront répétées. Mais en partant de l'essence même de l'idée, c'est-à-dire en divisant le

parcours du faisceau laser en plusieurs positions discrètes, il est possible d'imaginer une tout autre approche.

Aux sections 1.5 et 2.3.2 nous avons souligné les travaux de recherche menés par Safdar (Safdar *et al.*, 2006, Safdar, 2007) et l'utilisation de l'approche ASA pour modéliser le déplacement de la tache focale sur des pièces plane. L'auteur démontre bien que les flux thermiques sont simulés avec justesse et fidélité par rapport aux essais expérimentaux. L'approche ASA comporte de multiples avantages qui conviennent parfaitement à la simulation du passage d'une tache focale sur une composante mécanique complexe. Un des aspects bénéfiques de l'approche ASA est qu'elle permet d'utiliser un maillage fixe qui s'adapte parfaitement à toute forme de tache focale. De plus, elle permet de simuler les modèles en une seule étape, sans avoir à résoudre le modèle par itération comme l'approche décrite précédemment.

Face aux multiples avantages de l'approche ASA, elle constitue le fondement de l'approche #2 de ce travail. À la section 3.6 nous verrons en détail son développement, sa mise en œuvre et son adaptation afin qu'elle soit appliquée sur des composantes mécaniques complexes.

3.5 APPROCHE #1 : DEPLACEMENTS PAR MOUVEMENTS DE TRANSLATION

3.5.1 Description

Pour simuler le déplacement de la tache focale, nous pouvons utiliser la fonction de translation intégrée dans COMSOL. Cette fonction reproduit l'effet d'un système de coordonnées en mouvement en ajoutant la contribution suivante (voir équation 9) à droite de l'équation 7 et 8 :

$$-\rho(T) \cdot C_p(T) \cdot \left[\frac{\partial T}{\partial x} \cdot v_x + \frac{\partial T}{\partial y} \cdot v_y + \frac{\partial T}{\partial z} \cdot v_z \right] \quad (9)$$

où v représente la vitesse de déplacement. Le déplacement est appliqué au domaine de calcul, un peu comme s'il y avait un flot continu de matière au travers lui. La position de la tache focale reste donc inchangée durant la simulation et le maillage ne se déplace pas durant la simulation.

3.5.2 Limitation de l'approche

Certes, l'approche simule le déplacement de la source en déplaçant la matière à l'intérieur du domaine de calculs, mais elle ne permet pas d'opérer des changements topologiques à la géométrie. Ce qui signifie que nous ne pouvons pas compter sur cette approche pour déformer la tache focale durant la simulation ni pour la déplacer.

La translation du domaine implique une entrée et une sortie de matière au travers du domaine. La chaleur ne peut donc pas être contenue dans le domaine, car elle suit inévitablement le déplacement de la matière. Cette approche est valide pour les situations où la concentration thermique est négligeable. Par exemple, elle peut estimer avec précision les flux thermiques lorsque le faisceau se trouve au centre de la composante, loin de ses extrémités. Cependant, elle n'est pas adéquate pour estimer la température lorsque le faisceau laser s'approche aux bords de la composante. D'un autre point de vue, il s'agit d'un avantage, car nous pouvons résoudre le modèle à l'aide d'un solveur stationnaire, lequel est beaucoup plus rapide que le solveur transitoire. En utilisant un solveur transitoire, il est possible d'observer le comportement du modèle lorsque la puissance optique du laser ou la vitesse d'avance est modifiée.

3.5.3 Validation numérique de l'approche #1

Pour mettre à l'épreuve la première approche, nous avons tout avantage à utiliser un cas très simple retrouvé dans la littérature. En reproduisant ces essais et en comparant les

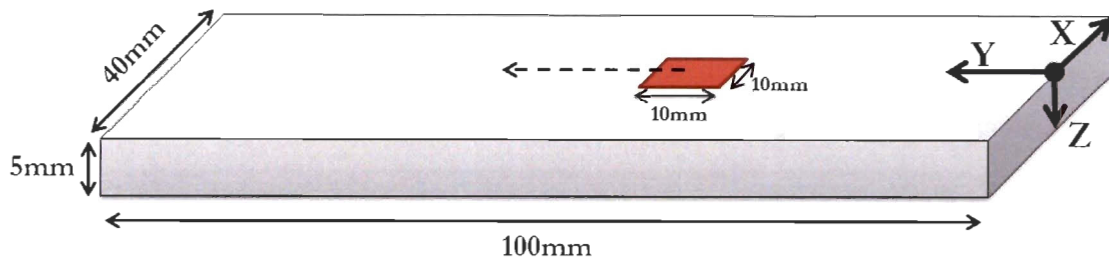


Figure 10 : Dimension du composant et de la tache focale

Afin de reproduire l'étude menée par Colombo, Mantrelli et Trombetti (Colombo *et al.*, 2003), nous avons dessiné la composante dans le module CAO de COMSOL. La tache focale carrée a été centrée sur la surface supérieure du spécimen et les propriétés du matériau ont été entrées selon les données retrouvées dans le tableau 3.

Implantation dans COMSOL

Le domaine de calculs fut discrétisé à l'aide d'un maillage tétraédrique automatique ajusté à la taille « Extrêmement fin ». Ce qui produit un maillage très uniforme d'une taille moyenne de 2 mm. Nous avons toutefois contraint la taille de maillage dans la tache focale à une taille 0,5 mm. Un module d'optimisation du maillage (*Adaptive Mesh Refinement*) a été activé, ce qui nous assure d'atteindre une discrétisation adéquate aux endroits à fort gradient. Nous avons utilisé un solveur stationnaire avec ses paramètres par défaut.

Résultats

Les données ont été recueillies en plaçant des courbes de mesure à différentes profondeurs, la figure 11 présente cette situation. Deux séries de courbes ont été positionnées de manière à obtenir des mesures transversales (parallèle au plan xz) et longitudinales (parallèle au plan yz) de la température. Pour les données des courbes

longitudinales, nous rapportons les données dans le temps en divisant la position sur la courbe par la vitesse d'avance.

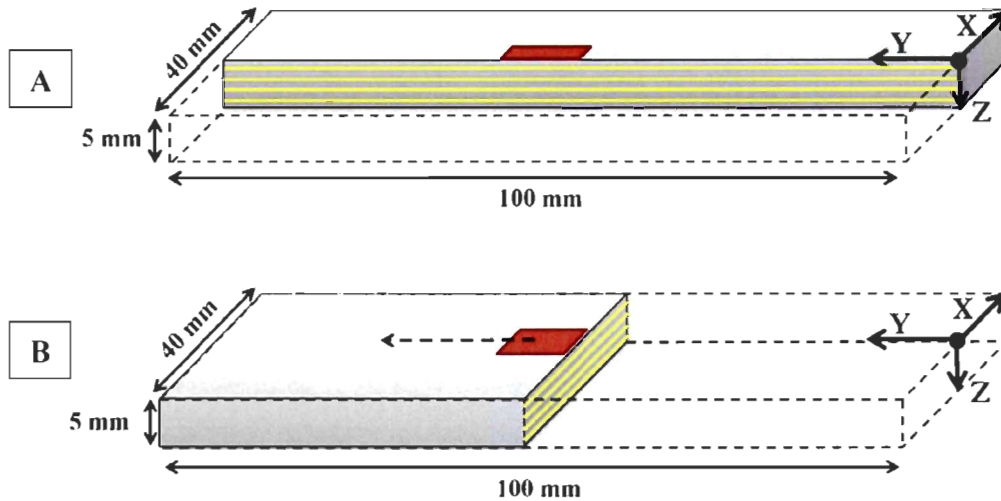


Figure 11 : Courbes de mesures longitudinales (A) et transversales (B)

Suite à l'exécution du solveur, nous avons remarqué que la taille du maillage avait diminué aux pourtours de la tache focale et le long de l'écoulement du flux thermique. Ce raffinement s'est propagé jusqu'à la face inférieure de la composante. La quantité d'éléments tétraédriques est passée de 52 800 à 196 600.

Les figures 12 à 15 présentent les résultats recueillis pour les quatre cas retrouvés dans le tableau 2. Le graphique A de chaque figure montre l'évolution de la température en fonction du temps lors du passage de la tache focale au centre de la pièce ((0;50;0) mm). Chaque courbe représente la température recueillie à une profondeur donnée selon l'axe z. La courbe verticale pointillée démarque l'instant où l'arrière de la tache focale quitte le centre de la pièce. Notons qu'il s'agit de la profondeur à partir de la surface exposée au laser. Le graphique B présente la température mesurée sur la largeur de la composante, à l'instant délimitée par une ligne pointillée sur le graphique A. Chaque courbe représente également une profondeur selon l'axe z.

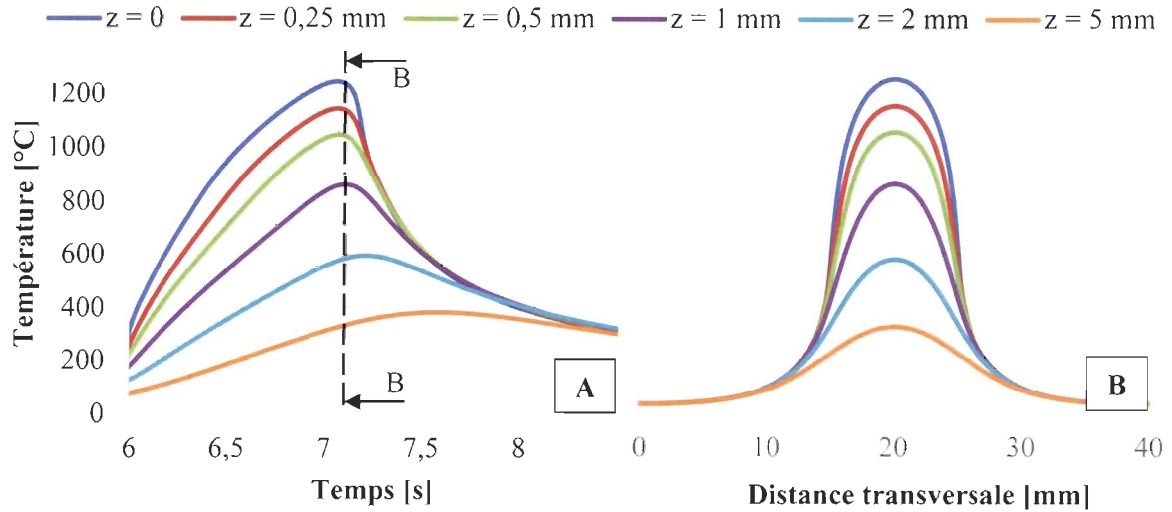


Figure 12 : Cas A - Approche par mouvement de translation - Évolution de la température le long de l'axe vertical passant au centre du spécimen (A) et distribution de la température (à $t = 7,08$ s) sur le plan xz (B). Paramètres d'opération : $P = 2,5$ kW ; $v = 8,33$ mm/s ; $\alpha = 70\%$

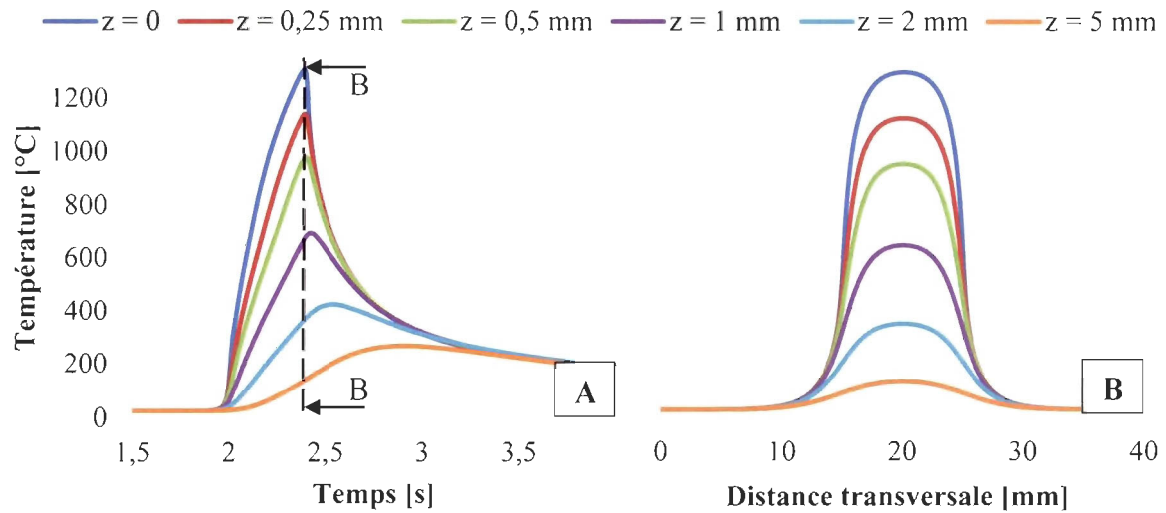


Figure 13 : Cas B - Approche par mouvement de translation - Évolution de la température le long de l'axe vertical passant au centre du spécimen (A) et distribution de la température (à $t = 2,36$ s) sur le plan xz (B). Paramètres d'opération : $P = 4$ kW ; $v = 25$ mm/s ; $\alpha = 70\%$

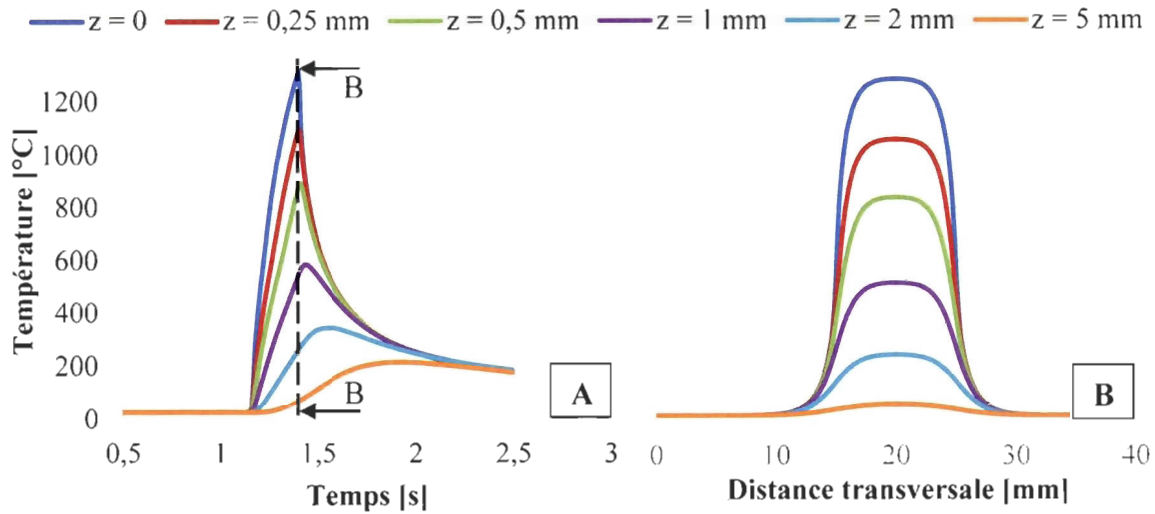


Figure 14 : Cas C - Approche par mouvement de translation - Évolution de la température le long de l'axe vertical passant au centre du spécimen (A) et distribution de la température (à $t = 1,42$ s) sur le plan xz (B). Paramètres d'opération : $P = 5$ kW ; $v = 41,7$ mm/s ; $\alpha = 70\%$

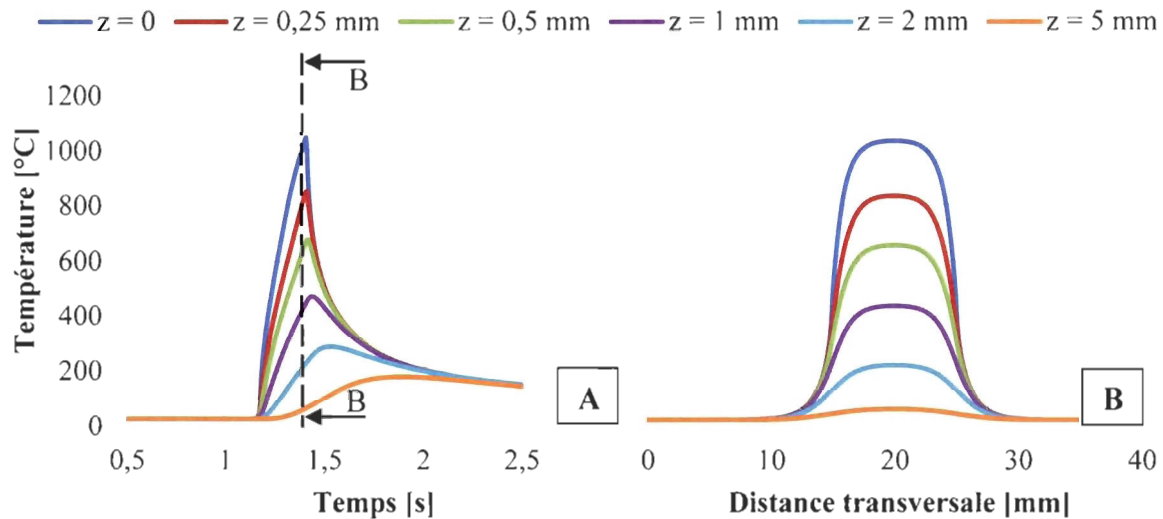


Figure 15 : Cas D - Approche par mouvement de translation - Évolution de la température le long de l'axe vertical passant au centre du spécimen (A) et distribution de la température (à $t = 1,42$ s) sur le plan xz (B). Paramètres d'opération : $P = 4$ kW ; $v = 41,7$ mm/s ; $\alpha = 70\%$

Discussion

Lorsqu'on compare les résultats avec (Colombo *et al.*, 2003), on constate que les résultats ont été reproduits avec une assez bonne concordance, mais à des températures légèrement supérieures. Toutefois, la taille des graphiques présentée par les auteurs ne permet pas de quantifier avec précision l'écart entre les deux études. Toutefois, nous estimons ces écarts à moins de 10 %.

Les graphiques A sont intéressants, car les courbes démontrent l'impact combiné de la puissance et de la vitesse sur les cycles thermiques. Avec les diagrammes de TTT de l'acier en question, nous serions en mesure d'estimer la profondeur durcie obtenue par ces essais. Il est intéressant de comparer le comportement des cycles thermiques des cas A, B et C : tous ces essais atteignent une température surfacique maximale équivalente, mais offre des cycles thermiques nettement différents. Le cas D montre qu'une diminution de 1 kW réduit d'environ 250 °C la température en surface.

Au travers des quatre cas étudiés, nous constatons que la durée des cycles de refroidissements ($dT/dt < 0$) varie très peu comparativement à la durée des cycles de chauffe ($dT/dt > 0$). Nous pouvons en obtenir un aperçu sur la figure 16, qui montre le taux de variation de la température mesurée au centre de la surface supérieure. Le temps relatif « 0 » représente le moment où la tache focale dépasse le centre (0;50;0), moment caractérisé par le passage du taux de variation à la valeur nulle. Les cycles de refroidissement atteignent un taux de refroidissement similaire en moins de 0,75 seconde. Sur les figures 13, 14 et 15 nous pouvons observer qu'à 0,75 seconde après l'atteinte de la température maximale, le matériau situé sous la trajectoire se retrouve au même niveau de température. Ceci donne un aperçu de la facilité avec laquelle le durcissement par transformation est effectué au laser.

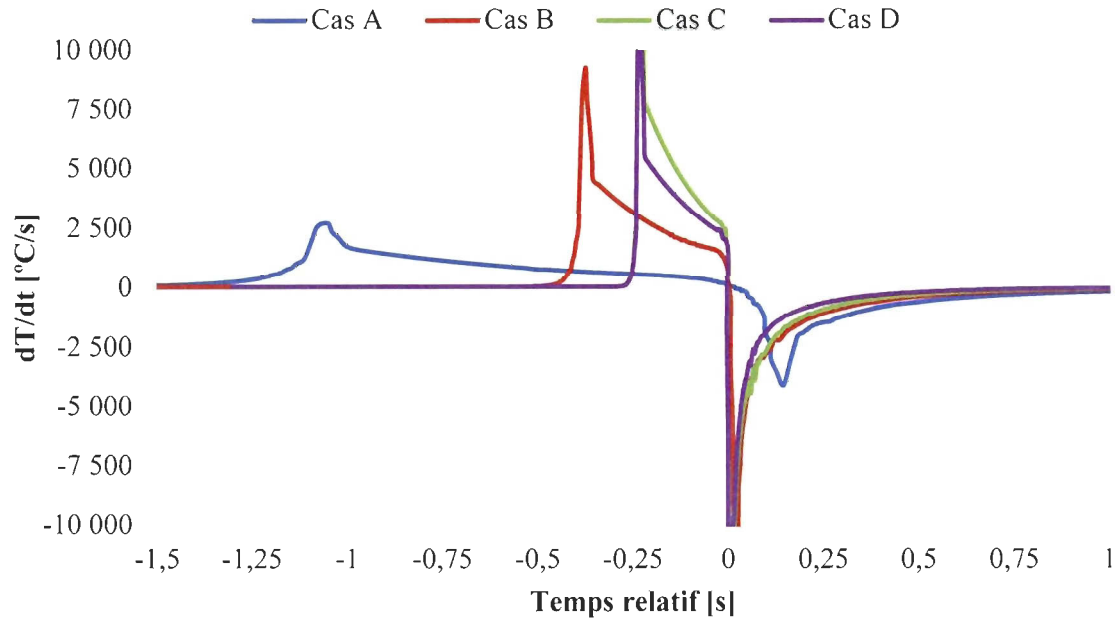


Figure 16 : Taux de variation de la température surfacique des cas A, B, C et D durant le passage du faisceau laser

Par rapport à la mise en situation définie dans (Colombo *et al.*, 2003): l'utilisation d'un coefficient d'émissivité fixe est en accord avec (T. et L., 2006) où il est démontré que l'émissivité de l'acier inoxydable varie peu en fonction de la température. Le coefficient de transfert thermique élevé ($h = 2500 \text{ W/m}^2\text{K}$) suggère une convection forcée. Lors des expérimentations, les spécimens sont généralement déposés sur une table de travail fait d'acier. Pour mieux refléter la réalité, il faudrait annuler le terme de convection de la surface inférieure. Toutefois, face à ces observations nous pouvons conclure que notre modèle mathématique est bien défini pour modéliser de telles situations.

3.6 APPROCHE #2 : DISCRETISATION DU PARCOURS LASER (ASA)

3.6.1 Description

La technique consiste à reproduire plusieurs exemplaires de la tache focale et de les décaler les uns après les autres tout au long de la trajectoire. Le déplacement du laser est

ensuite simulé en modifiant les conditions aux frontières des secteurs, plus précisément le flux thermique. Chaque secteur est contrôlé par une fonction qui évolue dans le temps. Les secteurs sont activés en groupe, activé pendant une certaine période de temps, afin de reproduire la forme de la tache focale. Comme il n'y a aucun changement de la topologie au court de la simulation, cette approche permet de résoudre le modèle en une seule étape, sans avoir à procéder par itération pour chaque position. La figure 17 schématise l'approche ASA. Sur cette figure, nous pouvons dénombrer trois positions discrètes et sept secteurs distincts.

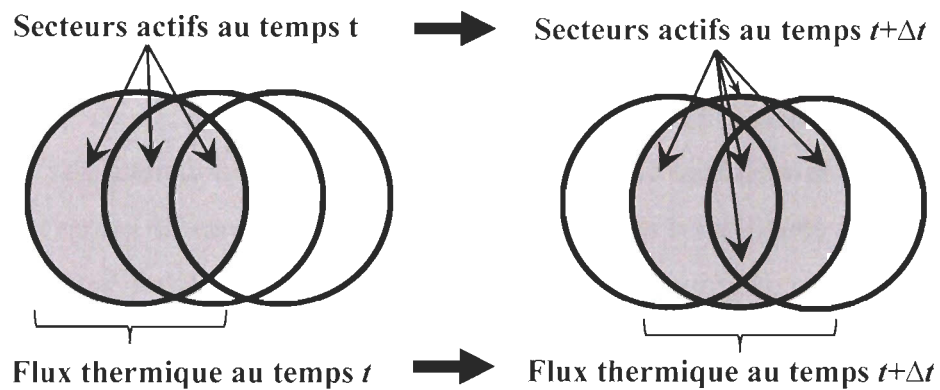


Figure 17 : Démonstration de l'approche ASA

Bien que cette approche ne fût utilisée que sur des surfaces planes, il est possible d'en tirer profit pour modéliser le passage du laser sur des surfaces complexe. Dans ce cas, la discrétisation du parcours est intéressante, car elle permet d'évaluer les conditions d'interactions laser/surface, principalement l'angle d'incidence et l'aire apparente, uniques à chacun des secteurs constituant la tache focale. Le coefficient d'absorption peut donc être appliqué de manière variable à l'intérieur même de la tache focale. Ce fin rapprochement avec les situations réelles est un atout majeur face à la modélisation de l'interaction laser/surface sur les surfaces obliques ou courbes retrouvées chez la majorité des composants mécaniques.

Cette approche est pleinement réalisable et semble la plus appropriée pour atteindre le but principal, c'est-à-dire créer un programme permettant de modéliser l'interaction entre le faisceau laser et une surface complexe.

3.6.2 Stratégie de déploiement

D'abord, résumons les opérations associées à la réalisation d'un modèle numérique selon cette approche:

1. Créer une composante par CAO
2. Établir la trajectoire du laser
3. Discrétiser la trajectoire de la tache focale à la surface de la composante
4. Évaluer les conditions d'interaction laser/matière des secteurs de la trajectoire
5. Appliquer les conditions aux frontières en fonction des paramètres lasers (q, v, α, θ)
6. Paramétrer le maillage et le(s) solveur(s).
7. Résoudre le modèle
8. Analyser les résultats

Connaissant les étapes à franchir, nous pouvons dès lors commencer à articuler la façon dont nous mettrons en œuvre l'approche ASA.

À l'aide du module complémentaire *LiveLink pour MATLAB*, COMSOL offre la possibilité de créer, modifier, exécuter et exporter ses modèles à l'aide de MATLAB. L'échange d'information entre les deux progiciels se fait via un serveur : un client COMSOL est exécuté sous MATLAB et donne accès à l'interface de programmation de COMSOL (*COMSOL API*) via l'interface Java de MATLAB (*JMI*). Dans MATLAB, les modèles se programment à l'aide du code MATLAB et des commandes de COMSOL, ces dernières pouvant interagir avec les variables de l'environnement MATLAB. L'union entre ses deux progiciels constitue une solution de modélisation très flexible.

Les étapes trois à cinq sont reliées à l'approche ASA et comportent des opérations routinières qui ont tout avantage à être automatisées. COMSOL n'est malheureusement pas bien adapté à ce genre de travail, car à notre connaissance il n'est pas possible de créer des routines de commande pour modifier la géométrie. Par contre, MATLAB est adapté pour ce genre de travail et nous l'utiliserons pour effectuer ces opérations. La section 3.6.3 nous permettra d'élaborer les algorithmes pour chacune des trois étapes.

Bien qu'il soit possible d'établir le maillage et de paramétrer le(s) solveur(s) à partir de MATLAB, il est beaucoup plus pratique d'effectuer ces opérations dans l'environnement COMSOL. Idem pour l'exécution du modèle, car on y retrouve une interface visuelle permettant d'observer en direct la convergence des solveurs, l'état des calculs et l'évolution de la température de la composante. Pour les mêmes raisons de convivialité, il est plus favorable d'analyser les résultats de la simulation à partir de COMSOL. Les étapes six à huit seront effectuées dans l'environnement COMSOL.

En résumé, la composante et la trajectoire sont dessinées sous COMSOL, puis le modèle est exporté en format *.m* (format MATLAB). MATLAB ouvre ce fichier et procède aux étapes 3 à 5 avant d'exporter le fichier en format *.mph* (format COMSOL). L'utilisateur procède ensuite aux derniers ajustements avant de lancer la simulation. La figure 18 trace le portrait des étapes effectuées par chaque progiciel et de la manipulation du modèle entre ceux-ci.

3.6.3 Algorithme

Dans cette section nous verrons comment nous abordons la programmation des étapes trois à cinq. À la fin, nous obtiendrons des routines qui automatisent l'exécution des diverses tâches associées à la discrétisation de la trajectoire et à l'application des conditions aux frontières.

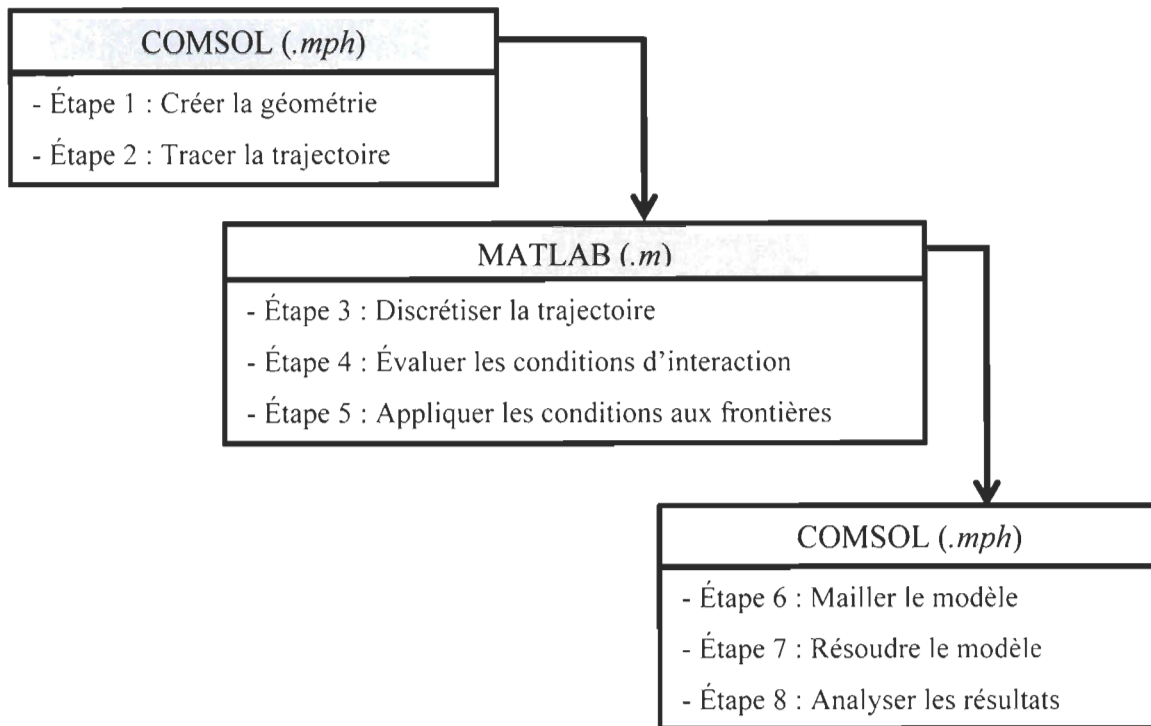


Figure 18 : Cheminement du modèle dans COMSOL et MATLAB

Étape 3 – Discrétisation de la trajectoire

Pour permettre de discrétiser la trajectoire, nous pouvons tout d'abord créer un algorithme simplifié qui permet de valider l'approche sans pour autant lui conférer toutes ses capacités. Pour ce faire, nous appliquons l'approche ASA en contraignant les déplacements à n'être effectués que dans une seule direction.

L'algorithme développé sous MATLAB est implanté à la suite du code COMSOL enregistré en format *.m* qui contient jusque-là la géométrie et la courbe de la trajectoire. Lorsque l'algorithme est lancé, les informations à fournir par l'utilisateur sont : le numéro de la courbe représentant la trajectoire, le pas d'avance (distance entre chaque tache focale),

la forme et la taille de la tache focale. Sa tâche se résume en une fonction de projection répétée à plusieurs reprises selon un espacement donné, tout en suivant la trajectoire.

Pour procéder, le programme enregistre les coordonnées de la trajectoire et sépare la distance totale du trajet en fonction du pas d'avance prescrit par l'utilisateur. Pour chaque pas, il existe donc une position sur la trajectoire qui représente le centre de la tache focale. À partir de cette position et de simples opérations géométriques, il détermine la position des points qui délimite la tache focale. Une fois tous les points tracés, il les relie à l'aide de droites. L'opération est ensuite répétée pour la tache focale suivante, mais en décalant la position du centre selon la distance prescrite par l'utilisateur. La figure 19 montre la géométrie avant et après avoir exécuté l'algorithme.

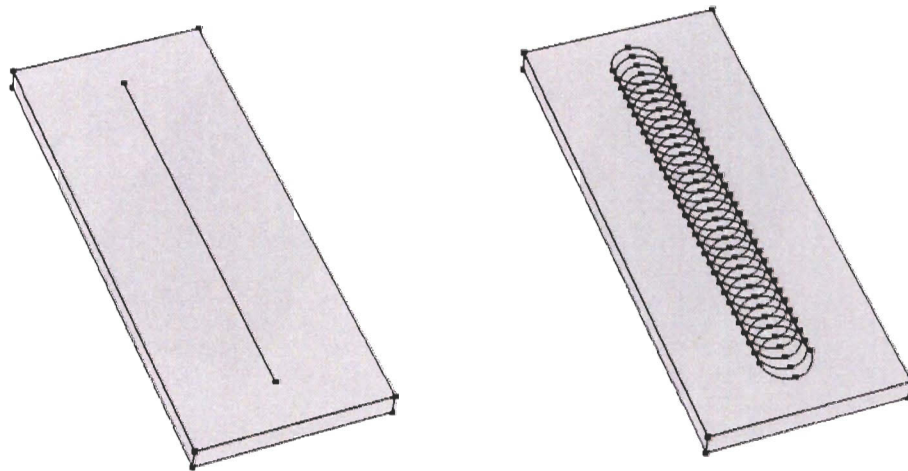


Figure 19 : Géométrie avant et après l'exécution de l'étape 3

Une fois la trajectoire discrétisée, il faut analyser chacun des secteurs pour y déterminer les conditions d'interaction. Naturellement, plus la discrétisation de la trajectoire est fine, plus il y a de secteurs à travailler. Sur l'exemple de la figure 19, on y dénombre 32 positions de tache focale et 209 secteurs.

Étape 4 – Évaluation des conditions d'interaction

Pour déterminer les conditions d'interaction de chaque secteur, nous utilisons une commande qui permet de détecter toutes les faces de la géométrie qui sont situées à l'intérieur d'un volume de sélection. La base du volume est ajustée pour correspondre à la taille de la tache focale et sa hauteur est ajustée pour être de part et d'autre de la surface visée. Cette « boîte » de sélection est balayée en suivant la trajectoire à la vitesse d'avance du laser (voir figure 20). Nous obtenons ainsi le numéro des secteurs situés dans la zone de la tache focale en fonction du temps.

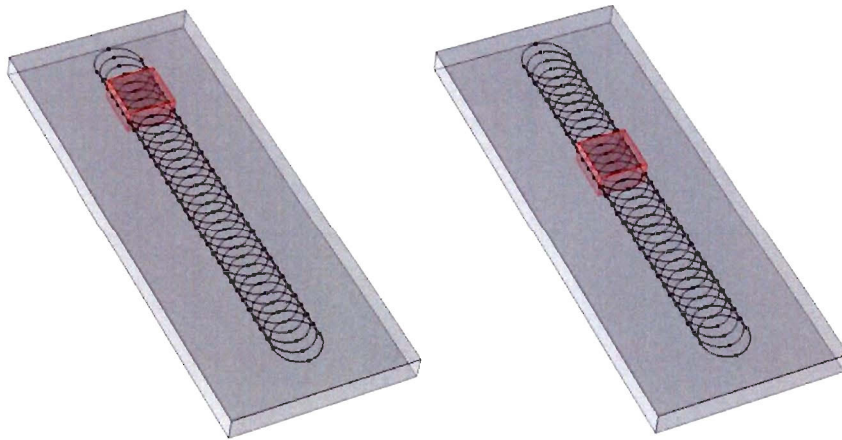


Figure 20 : Géométrie parcourue par la boîte de sélection

Le programme interroge chacun des secteurs pour en recueillir des informations telles que l'aire, l'intervalle de temps durant lequel il est situé à l'intérieur de la boîte et l'angle par rapport au plan d'incidence du laser. Comme la boîte est de forme cubique (ou rectangulaire), nous devons programmer un algorithme de correction pour la tache focale circulaire. En effet, les secteurs détectés par la boîte de sélection forment un polygone, ce qui produit une erreur de 21% sur l'irradiance, soit la différence entre l'aire d'un cercle et d'un carré de même taille (voir figure 21). L'algorithme s'assure d'activer les secteurs situés à une distance plus petite ou égale au rayon, et ce, à partir du centre de la boîte de sélection. Cette astuce pourrait être utilisée pour diverses formes de tache focale.

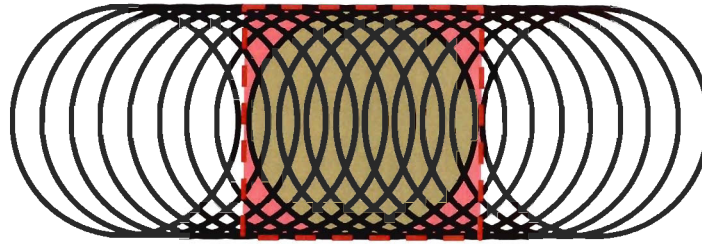


Figure 21 : Détection des secteurs par la boîte de sélection (rouge) et secteurs formant la tache focale circulaire (vert)

Étape 5 – Application des conditions aux frontières

À partir des informations recueillies à l'étape précédente, le programme applique l'irradiance et la multiplie par le coefficient d'absorption. L'ensemble est multiplié par une fonction rectangulaire $f(t)$ de valeur unitaire qui délimite l'intervalle actif du secteur. Une fois cette étape terminée, le programme exporte le modèle en format *.mph* qui contient la trajectoire discrétisée et la définition des conditions aux frontières. À partir de cette étape, l'utilisateur doit ajouter les conditions aux frontières supplémentaires (ex. : convection et radiation), mailler le modèle et paramétrer le solveur de calcul.

3.6.4 Ajustements de l'approche #2

Taille de discrétisation

La discrétisation de la trajectoire a un impact majeur sur la précision du modèle. Nous devons tenter d'établir une relation entre le pas d'avance et les résultats obtenus, afin d'établir certaines règles qui permettront d'obtenir des résultats consistants. Safdar (Safdar, 2007) ne fournit aucune explication à ce sujet, mais sur une figure nous pouvons observer

de six à dix chevauchements tout dépendant de la tache focale étudiée. À titre comparatif, à la figure 17 nous pouvons compter deux chevauchements à l'intérieur d'une tache focale.

Le pas d'avance affecte à la fois la fluidité des déplacements et les flux thermiques qui en découlent. Plus l'espacement entre les taches focales est important, plus les conditions aux frontières se déplaceront de manière saccadée, ce qui retarde l'évolution du système. Il est essentiel pour notre démarche de mettre en relation le pas d'avance avec la taille de la tache focale et la vitesse d'avance. Nous pouvons dès lors parler en termes de résolution, présente sous deux formes : une forme géométrique et une forme temporelle. La résolution géométrique (R_G) se base sur le nombre de chevauchements à l'intérieur de la tache focale et s'écrit comme l'équation 10, où D_{TF} représente le diamètre de la tache focale et Δl représente la distance entre chaque tache focale :

$$R_G = \frac{D_{TF}}{\Delta l} \quad (10)$$

Notons que dans le cas d'une tache focale polygonale, D_{TF} doit être remplacé par la taille parallèle à l'axe de déplacement. La forme temporelle de la résolution, qui représente le délai de déplacement, s'écrit comme sur l'équation 11 :

$$R_{\Delta t} = \frac{\Delta l}{v} \quad (11)$$

La bonne logique des choses permet déjà d'imaginer l'impact des situations extrêmes. Tout d'abord lorsqu'il n'y a aucun entrecroisement, la résolution géométrique est très faible et la mise à jour des conditions aux frontières se fait dans un délai très long ($R_G \leq 1$ et $R_{\Delta t} \geq \frac{L_{TF}}{v}$). À l'inverse, lorsque le pas d'avance est petit, la résolution géométrique est excellente et l'avance est fluide, mais le maillage est petit et augmente le temps de calcul.

En plus de réduire la résolution, un pas d'avance grossier mène à des problèmes de durée d'exposition, car la boîte de sélection (voir section 3.6.3, Étape 4) exige qu'une face soit incluse en entier dans son volume pour la déclarer présente. Ainsi, les secteurs sont

rapidement déclarés absents et à l'inverse, déclarés présents avec un délai important. Pour contrer ce problème, nous retardons la désactivation des secteurs jusqu'à l'activation de nouveaux secteurs.

Pour analyser les effets du pas d'avance, nous avons reproduit le cas A de la section 3.5.3 en utilisant différentes résolutions géométriques (R_G). Ici, nous avons utilisé les mêmes paramètres de maillage et avons utilisé un solveur transitoire avec ses paramètres par défaut. La figure 22 présente l'évolution de la température maximale à la surface en fonction du temps pour des résolutions géométriques de 1, 5, 10 et 20. La figure 23 présente la puissance injectée dans la composante en fonction du temps. La figure 24 permet de mieux observer les oscillations en régime permanent de la figure 22. La figure 25 donne un meilleur aperçu de la zone transitoire initiale de la figure 23.

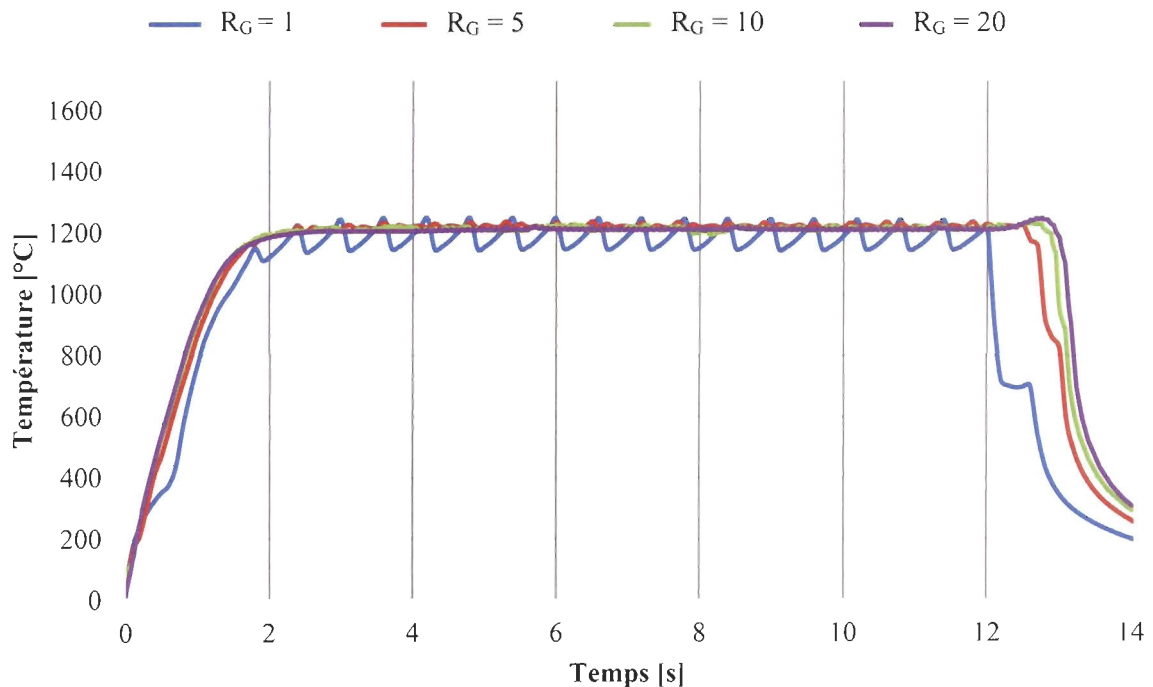


Figure 22 : Température maximale à la surface en fonction du temps

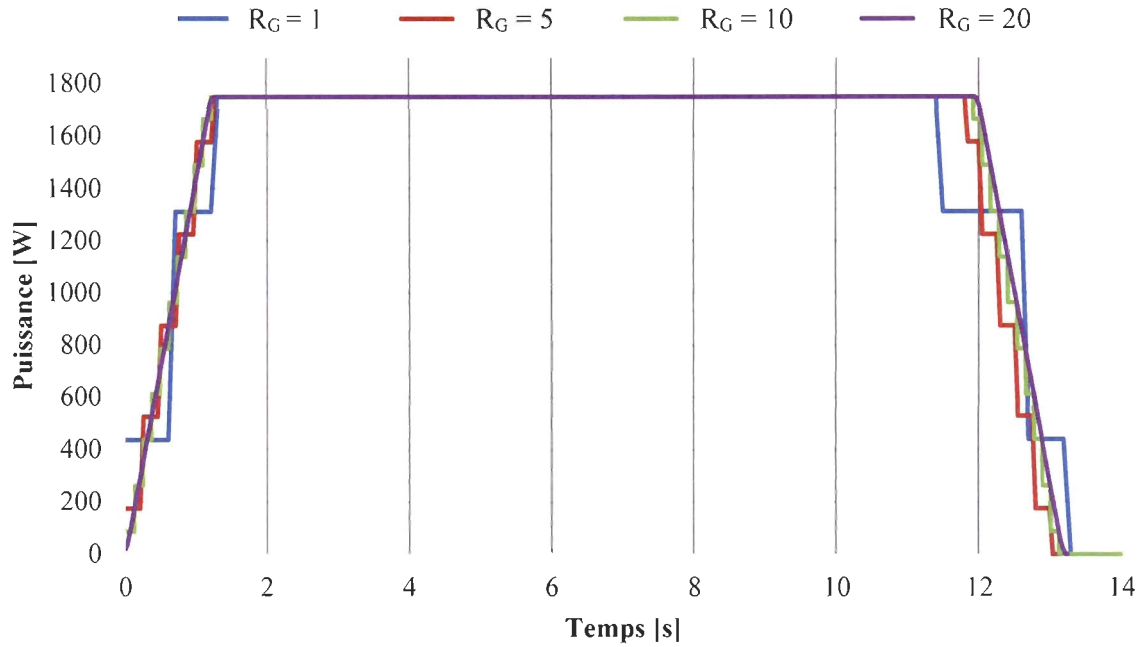


Figure 23 : Puissance injectée dans la composante en fonction du temps

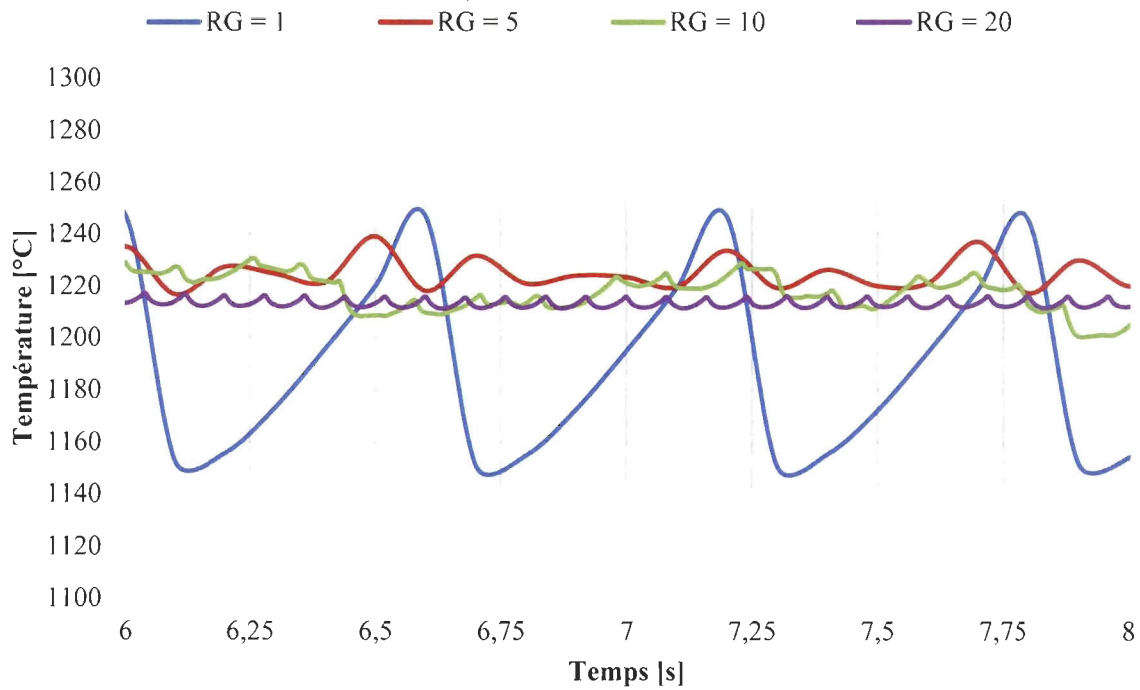


Figure 24 : Température maximale à la surface en fonction du temps entre 6 et 8 s

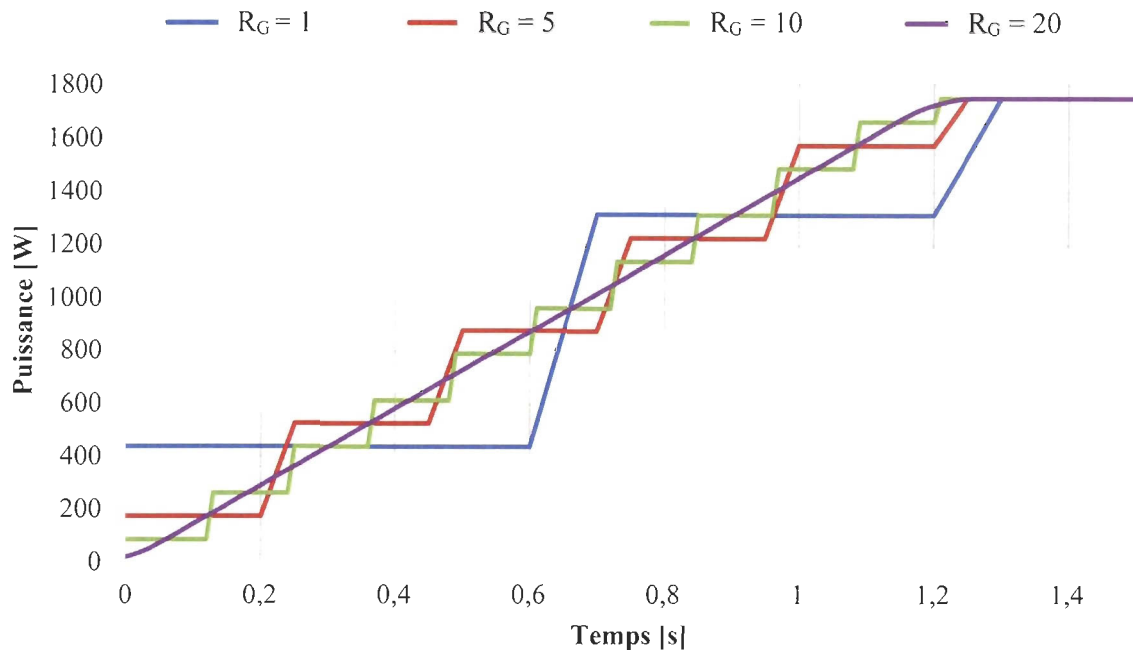


Figure 25 : Puissance injectée dans la composante en fonction du temps entre 0 et 1,5 s

En comparant les courbes de la figure 22, nous constatons qu'une résolution géométrique de 10 semble être le minimum requis afin d'obtenir des valeurs stables et à des niveaux de température adéquats pour le cas A. En deçà de cette valeur, les délais d'actualisation des conditions aux frontières ($R_{\Delta t}$) mènent à des variations importantes et à des écarts de température inacceptables.

À la figure 23, il est intéressant d'observer que peu importe la valeur de R_G , la puissance atteint toujours une valeur nominale très stable. Ce qui signifie qu'en régime stationnaire (entre $t \geq 2$ s et $t \leq 10$ s) les variations de température sont strictement liées au délai de déplacement ($R_{\Delta t}$) et non pas à la puissance injectée dans le système, laquelle est stable pendant cette période.

Les données de la figure 25 dépeignent l'entrée graduelle de la tache focale sur la composante. Cette période traduit bien les notions de résolution géométrique et temporelle que nous avons définies plus tôt. $R_{\Delta t}$ a un impact sur la durée des échelons de puissance

(abscisse) alors que R_G a un impact sur l'amplitude des échelons (ordonné). $R_{\Delta t}$ atteint des valeurs de 0,6, 0,24, 0,12 et 0,06 seconde pour les résolutions géométriques 1, 5, 10 et 20 respectivement. L'amplitude des échelons de puissance se calcule en divisant la puissance nominale par R_G , à l'exception de $R_G=1$ où il faut diviser la puissance par (R_G+1) .

À la figure 22, nous apercevons que l'essai avec $R_G=20$ présente des variations de faible amplitude et à une fréquence élevée. Ce niveau de résolution mène aux résultats les plus fluides tant au niveau de la puissance injectée qu'au niveau de la température en surface. Cependant, le maillage plus petit augmente considérablement le temps de calcul.

Zone de transition

Pour actualiser les conditions aux frontières de manière plus fluide, nous pouvons ajouter une transition au front montant et descendant des fonctions $f(t)$ qui régissent les conditions aux frontières des secteurs. Cette transition, définie en termes de seconde, est appliquée de part et d'autre de la fonction et peut atteindre une durée maximale équivalente 49% de l'intervalle actif de celle-ci (voir figure 26-A). L'utilisation de transitions permet de réduire les perturbations induites dans le système par les discontinués des fonctions rectangulaires et les changements abrupts des conditions aux frontières, lesquelles sont difficiles à gérer par la méthode des éléments finis. L'ajout de ces transitions se traduit par une distribution progressive de l'irradiance sur les côtés de la tache focale qui sont perpendiculaires à l'axe de déplacement. En ajoutant systématiquement ces transitions à chaque fonction, nous n'affectons pas la puissance injectée, le système s'en trouve plus stable et il converge plus facilement. La figure 26-B compare le cas A effectué avec $R_G=5$ avec et sans transition. ,

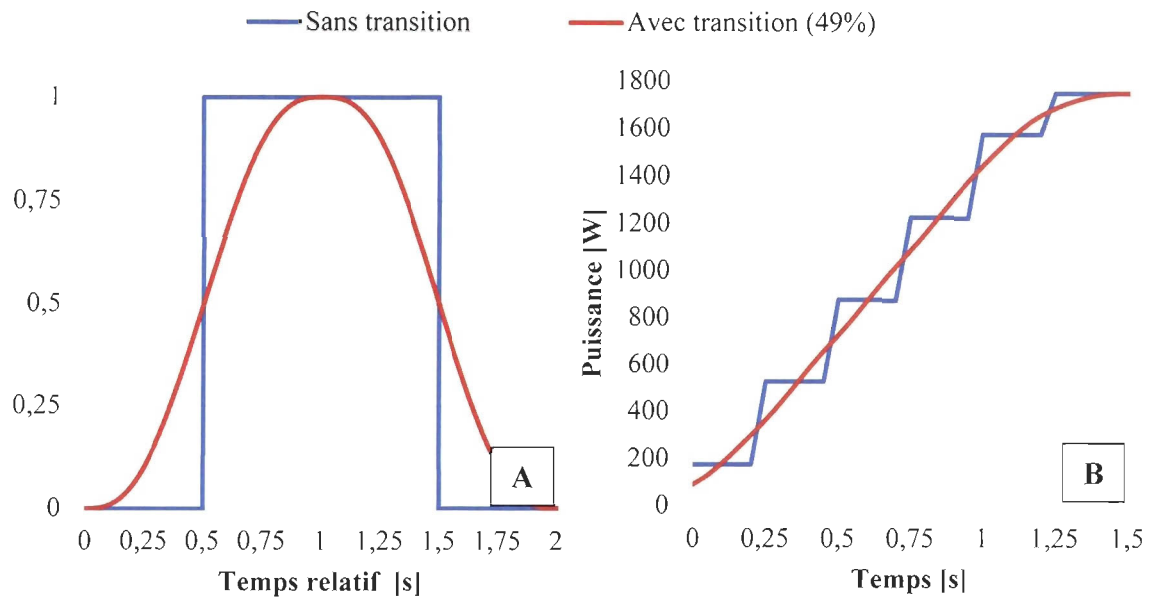


Figure 26 : Exemple d'une transition de 49% ajoutée à une fonction d'activation du flux thermique et impact d'une telle transition sur la puissance injectée - Cas A avec $R_G = 5$ (B)

Même si la distribution de l'irradiance est clamée uniforme, il existe généralement une atténuation graduelle aux bords des taches focales causées par les manipulations optiques du faisceau laser. Les zones de transition pourraient adéquatement représenter une telle situation. Une transition trop grande peut toutefois altérer la température maximale en surface, car la distribution de l'irradiance s'en trouve fortement modifiée. Par exemple, considérons un point discret en surface soumis au passage d'une tache focale carrée. La période durant laquelle ce point sera exposé à l'irradiance nominale sera de Δt_{Inter} sans transition. Lorsque des transitions sont utilisées, cette période diminue $\Delta t_{Inter} - 2(\Delta t_{Inter} \cdot \Delta t_{trans\%})$ et atteint une valeur presque nulle lorsque $\Delta t_{trans\%} = 49.9\%$. Pour observer l'impact, nous avons reproduit le cas A en utilisant des transitions de 10 et 50 % sur chaque fonction d'activation. La figure 27 montre la puissance injectée dans la composante au début de la simulation et la figure 28 présente la température maximale à la surface durant la simulation.

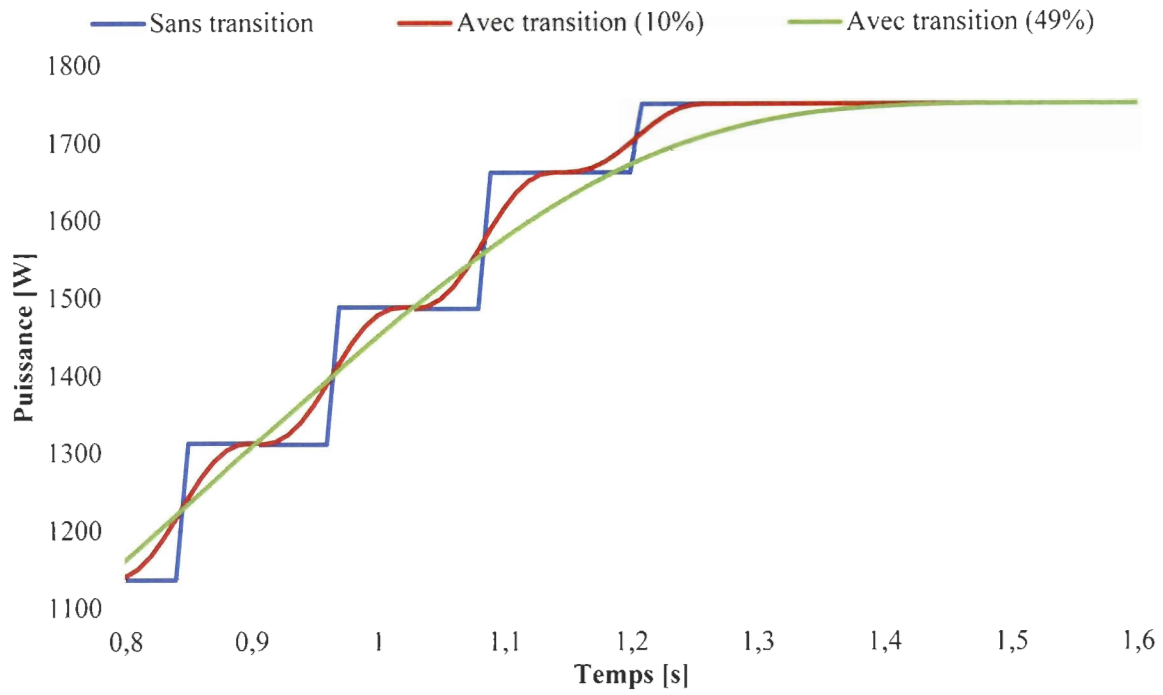


Figure 27 : Puissance injectée dans la composante en fonction du temps entre 0,8 à 1,6

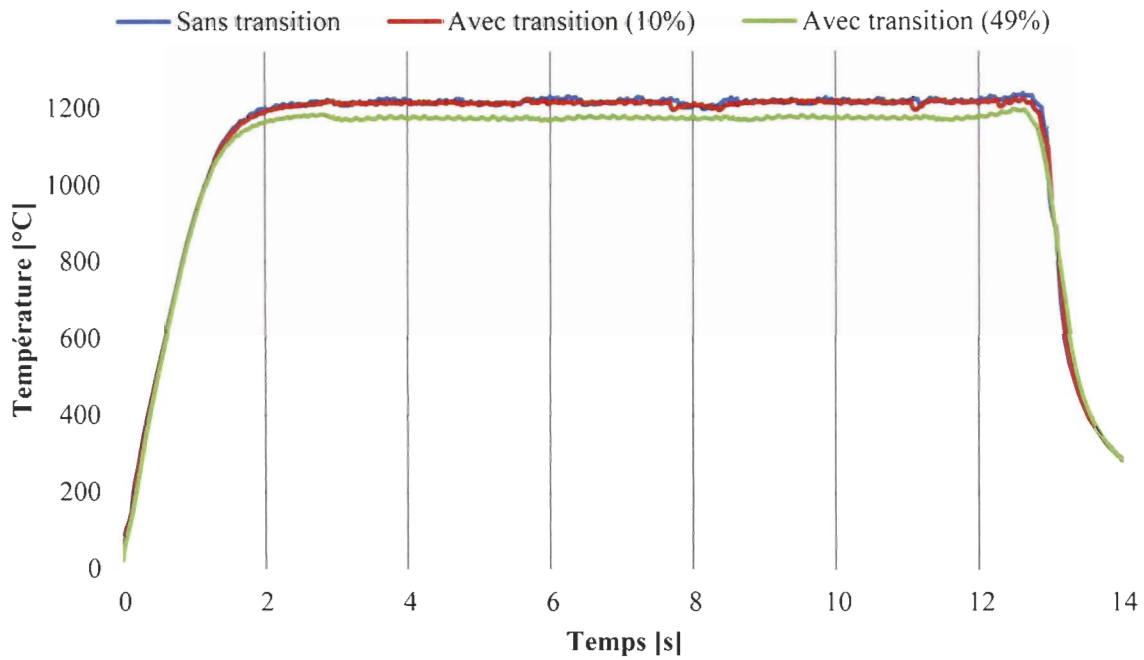


Figure 28 : Température maximale à la surface du spécimen en fonction du temps de 0 à 14 s

Nous constatons qu'une transition de 10 % a un impact très faible sur les niveaux de température et sur l'évolution de celle-ci dans les zones transitoires. Cependant, une transition maximale mène à des écarts relatifs de 3 % par rapport au modèle sans transition et affecte la dynamique des courbes, tel que visible près du cycle de détente.

Nous incorporons à notre algorithme un paramètre qui détermine la durée de la zone de transition selon une distance prescrite par l'utilisateur. Cette durée est calculée en divisant la distance de transition par la vitesse d'avance.

Des données sur la distribution de l'irradiance peuvent être obtenues par une analyse du faisceau laser, telles que celles présentées à la section 4.3.2. Pour une modélisation exacte d'une tache focale polygonale, il faudrait atténuer la distribution de l'irradiance sur tous les côtés de la tache. Pour l'instant nous poserons comme hypothèse que l'atténuation est limitée aux côtés perpendiculaires au déplacement. Cette hypothèse est également valable pour les taches focales circulaires.

Pas de temps du solveur

Comme nous utilisons un solveur transitoire, nous devons nous assurer qu'il respecte la résolution temporelle du modèle. Lorsqu'un tel solveur est lancé avec ses paramètres par défaut, il choisit lui-même son pas de temps (Δt) et l'ajuste en fonction de la précision des résultats. Bien qu'il soit possible de s'y fier, nous avons tout intérêt à limiter la durée maximale de ce pas de temps. Un bon repère est d'utiliser une valeur qui permet d'effectuer quelques itérations durant la durée des transitions décrites précédemment (Δt_{ZT}). Il faut également que ce pas de temps respecte la résolution temporelle du modèle : $\Delta t_{max} \leq R_{\Delta t}$. La durée maximale des pas de calculs peut s'écrire :

$$\Delta t_{max} = \frac{\Delta t_{inter} \cdot \Delta t_{trans\%}}{Nb.Itérations} = \frac{\Delta t_{ZT}}{Nb.Itérations} \quad (12)$$

Des essais préliminaires suggèrent que 10 itérations sont suffisantes pour obtenir une bonne convergence et permettre de respecter la résolution temporelle ($R_{\Delta t}$) dans la plupart des situations. Cette quantité est arbitraire et doit être ajustée pour accommoder la convergence de chaque modèle.

3.6.5 Validation de l'approche #2

Une première façon de tester notre programme et l'approche ASA est de reproduire les essais de validation de l'approche par mouvement de translation (voir section 3.5.3) et de comparer les résultats. Ensuite, les essais menés par Safdar mené dans (Safdar *et al.*, 2006) sont également reproduits. La comparaison entre les solutions permet d'observer si l'implantation de l'approche ASA est bien menée.

Reproduction des essais de la section 3.5.3

Nous avons construit la géométrie et dessiné la trajectoire dans le module de CAO de COMSOL, puis avons exporté le modèle vers MATLAB. Une fois le trajet discrétisé et les conditions aux frontières appliquées par notre algorithme, MATLAB retourne un fichier *.mph* auquel nous ajoutons les termes de convection et de radiation sur l'ensemble des surfaces. Le maillage a été paramétré de la même manière qu'avec les essais de l'approche #1. Nous avons limité le pas de temps du solveur transitoire à 1 ms et la longueur de transition à 0,1 mm (1 % de L_{TF}): cette configuration permet d'effectuer 12 itérations durant la transition.

Afin de comparer les résultats obtenus à l'aide des approches #1 et #2, nous avons recueilli les données des courbes transversales (voir figure 29) et les avons tracées en

fonction de la profondeur. La figure 30 montre ces courbes pour les cas A, B, C et D tout en y incluant les résultats de Colombo, Mantrelli et Trombetti (Colombo *et al.*, 2003).

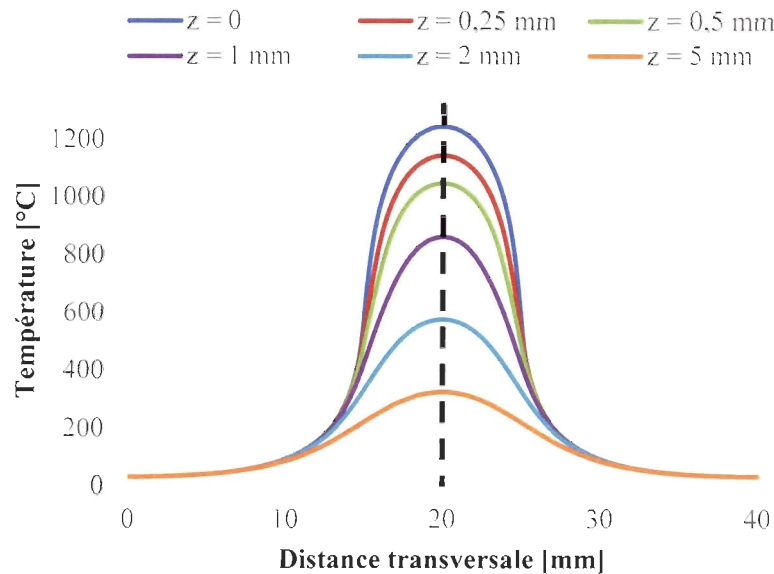


Figure 29 : Axe de mesure prise sur le plan transversal

Discussion

Pour ces essais la résolution géométrique a été fixée à 10 et la résolution temporelle a atteint 0,12 pour l'essai A, 0,04 pour l'essai B et 0,02 pour les essais C et D. Le pas de temps du solveur était suffisamment petit pour effectuer au moins 20 itérations à chaque actualisation des conditions aux frontières (à chaque pas) et au moins 10 itérations dans la zone de transition. Ainsi nous nous sommes assuré qu'il « voit » l'intégrité des variations apportées aux conditions aux frontières. En respectant ces conditions, l'approche ASA mène à des résultats équivalents à la première approche.

Le tableau 4 rapporte les températures maximales en surface pour chacune des approches. En comparant les températures obtenues via les deux approches, on observe des pointes moins élevées pour l'approche ASA. À la surface, nous avons calculé des écarts de 2,4 %, 1,5 %, 1,2 % et 6,3 % pour les cas A, B, C et D respectivement. Ces écarts semblent

être constants pour les mesures situées sous la surface. Pour le pire cas, c'est-à-dire l'essai D, les niveaux de température obtenus par l'approche ASA sont toutefois plus près des résultats obtenus par (Colombo *et al.*, 2003) que ceux obtenus par l'approche #1.

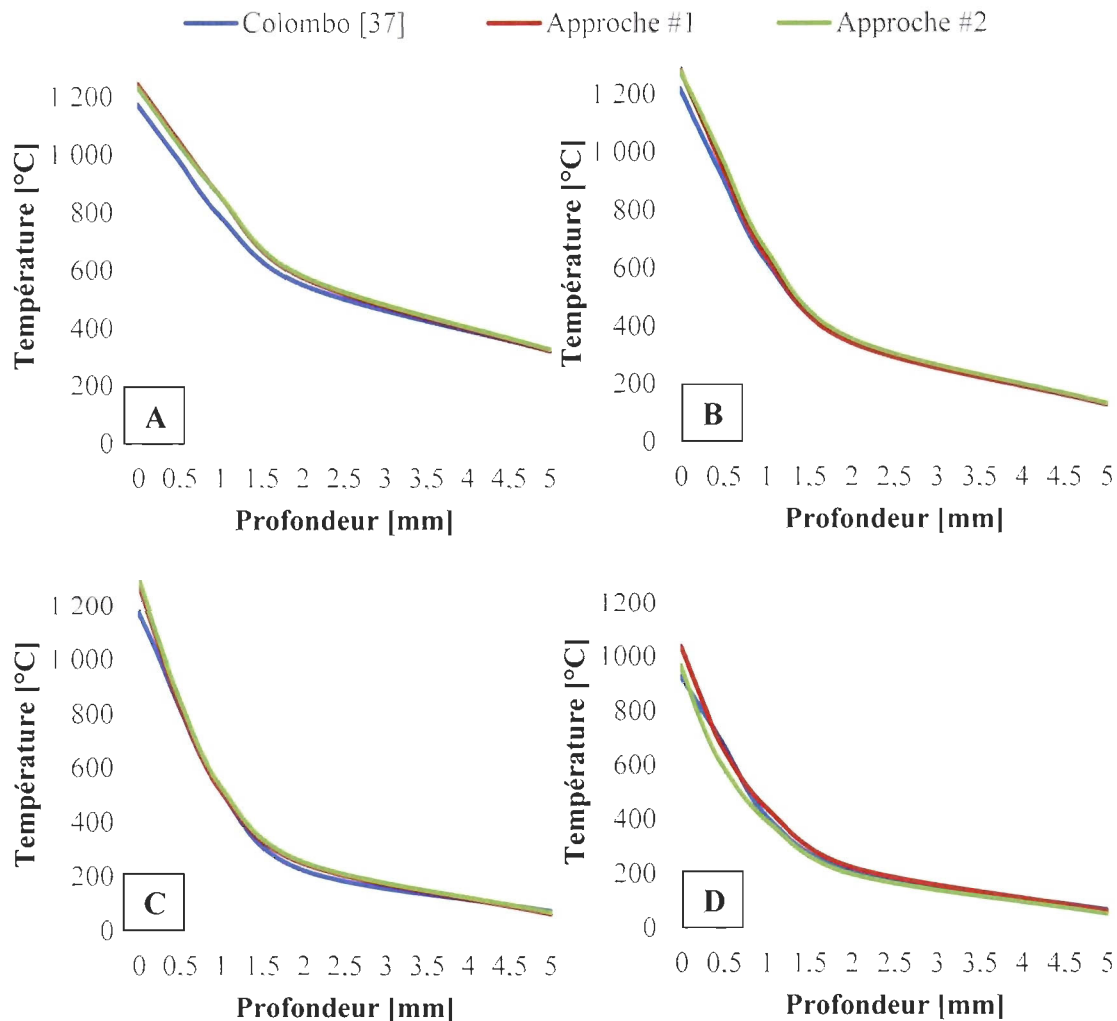


Figure 30 : Température en fonction de la profondeur pour les cas A, B, C et D – Comparaison des résultats de Colombo [35] et ceux issues des approches #1 et #2.

À la figure 30, nous constatons que les deux approches ont une température généralement plus élevée que les résultats de Colombo. Les plus grands écarts se situent à la surface, là où les gradients de température sont les plus élevés. Nous pouvons également

Nous avons reproduit les essais en utilisant une résolution géométrique de 10. La résolution temporelle ($R_{\Delta t}$) est donc de 0,16 pour l'essai Rec L, 0,07 pour l'essai Rec S et 0,06 pour la tache focale circulaire (Cir).

Ici, nous nous sommes intéressés à l'évolution de la température à la surface durant les essais. Pour ce faire, nous avons placé un point de mesure au centre de la pièce et une courbe de mesure perpendiculaire à la trajectoire. Les figures 31 et 32 présentent nos résultats pour les mêmes essais que ceux faits par Safdar. La figure 31-A présente la température vue par un point centré à la surface du spécimen. La figure 31-B rapporte la température mesurée latéralement à la trajectoire à l'instant où la température atteint un maximum (figure 31-A).

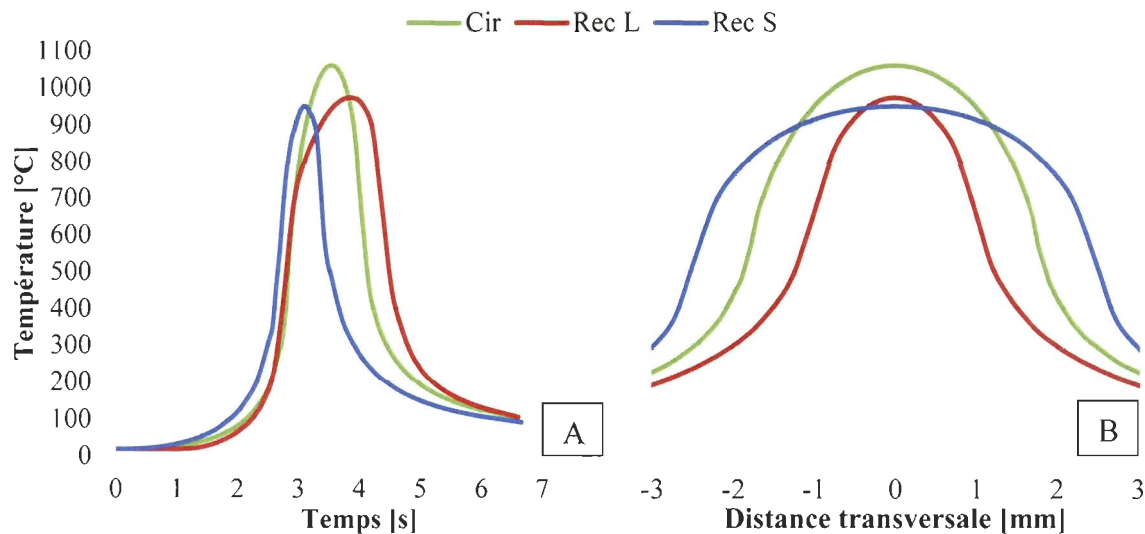


Figure 31 : Température en fonction du temps (A) et température en fonction de la position latérale relative à la trajectoire (B)

Au même instant, la figure 32 montre la pénétration de la chaleur dans la composante le long d'une courbe perpendiculaire à la surface et centrée sur le spécimen. La figure 33 présente le taux de variation de la température de la figure 31-A en fonction du temps.

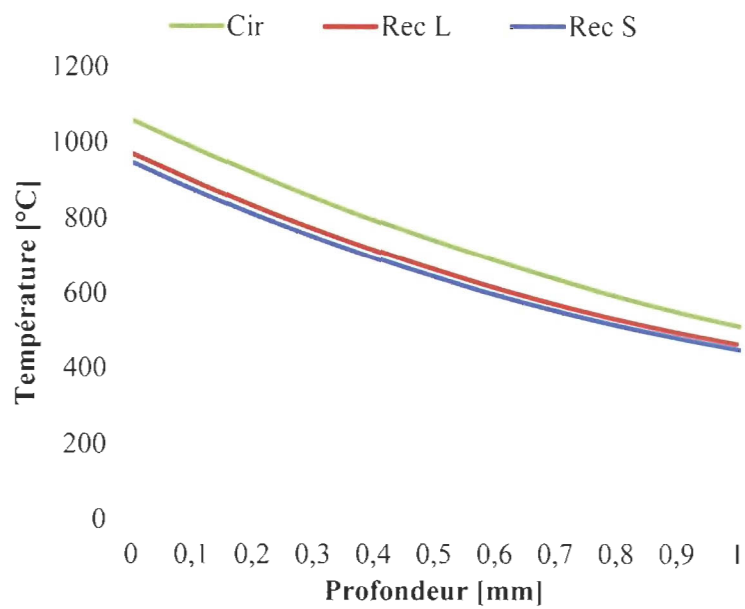


Figure 32 : Température en fonction de la profondeur

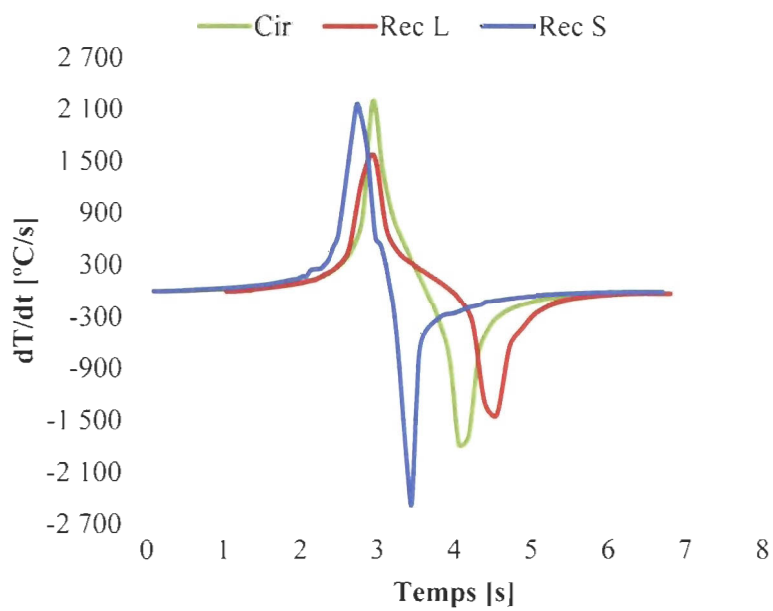


Figure 33 : Taux de variation de la température en fonction du temps

Discussion

La reproduction des essais menés par Safdar s'est avérée très concluante. En comparant la température maximale atteinte en surface au centre de la pièce, nous obtenons des écarts relatifs de 1,3 %, 2,7 % et 2,6 % pour les essais Rec S, Rec L et Cir respectivement. Face à ces résultats, nous pouvons conclure que la résolution géométrique est adéquate et permet de reproduire avec fidélité de telles conditions de traitement. Soulignons que Safdar a obtenu des écarts relatifs de 2,9 %, 0,8 % et 1,8 % respectivement entre ses résultats numériques et ses expérimentations.

Il est intéressant d'observer que malgré la résolution temporelle plus faible de l'essai Rec S, il s'agit de l'essai qui s'approche le plus des résultats de Safdar. Pour vérifier si la taille du pas d'avance a un impact sur les résultats, nous avons refait l'essai Rec L, mais en utilisant un pas de 0,2 mm ($R_G=25$) plutôt que 0,5 mm ($R_G=10$). Les résultats sont présentés à la figure 34 qui montre une très grande ressemblance entre ces deux résolutions. La température maximale atteinte est demeurée inchangée, mais nous pouvons observer que la résolution géométrique plus faible semble retarder légèrement l'augmentation et la diminution de la température. Comme nous l'avons expliqué dans la section 3.6.4, la résolution géométrique a un impact sur la durée d'activation des secteurs. Nous pouvons réaffirmer qu'une résolution géométrique de 10 est suffisante pour permettre d'atteindre une température de surface nominale, mais que cette résolution retarde légèrement le déplacement de la source.

Les taux de chauffe de la figure 33 montrent une amplitude supérieure à ceux rapportés par Safdar, lequel a obtenu des taux de chauffe maximaux de l'ordre 1 500 °C/s pour la tache focale circulaire et de 1 400 °C/s pour celles rectangulaires. Ce constat est surprenant, car les courbes de température de la figure 32-A sont très similaires, tant au niveau de la température que de la durée des cycles.

Sur la figure 34, nous pouvons observer l'impact de la résolution géométrique sur le taux de variation de la température. Une résolution géométrique plus fine mène à des taux plus élevés, ce que traduit bien la courbe $R_G=25$ de la figure 34 où nous pouvons observer un cycle thermique plus rapide. Comme Safdar ne fournit aucune information quant à l'impact de la résolution géométrique ni sur le pas d'avance utilisé pour effectuer ces essais, nous pourrions poser comme hypothèse que les différences trouvées entre (Safdar, 2007) et nos résultats sont causées en partie par l'utilisation de résolutions géométriques différentes.

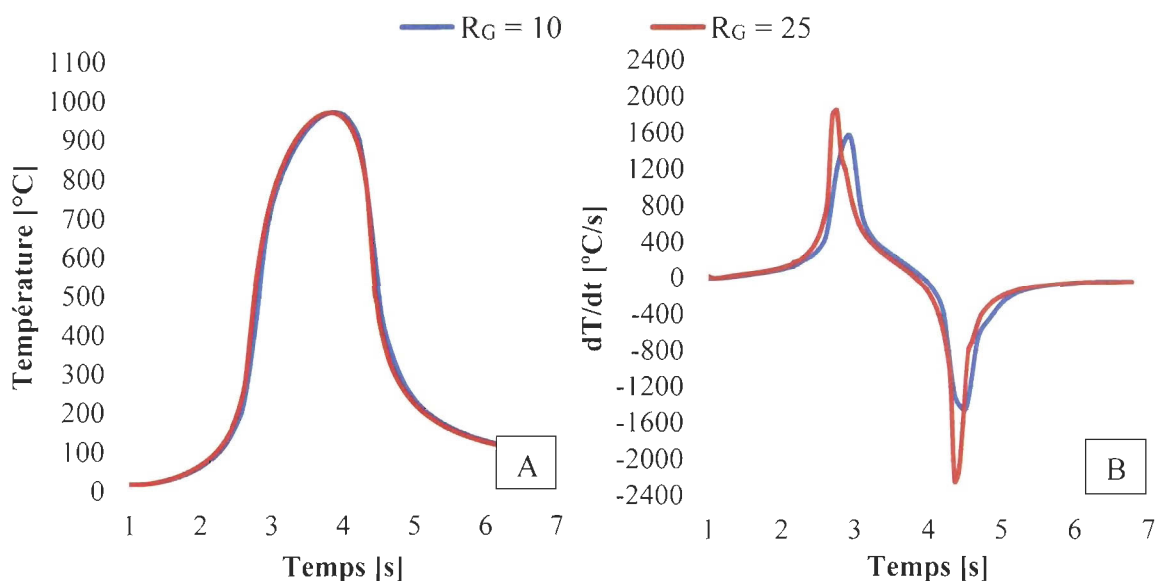


Figure 34 : Température en fonction du temps (A) et taux de variation de la température en fonction du temps (B)

3.7 CONCLUSION

À l'aide de la méthode par éléments finis, nous avons simulé les flux thermiques créés à partir de l'interaction entre un faisceau laser et une composante mécanique. Nous avons utilisé deux approches différentes pour modéliser le déplacement du laser. La première approche utilise une fonction intégrée dans COMSOL qui permet de déplacer les

flux thermiques à l'intérieur de la composante. Bien qu'elle soit adéquate pour des situations simples (ex. : surface plane), elle est limitée par l'incapacité de déplacer la source et d'en modifier la forme durant les calculs. Cette approche n'est donc pas adaptée pour modéliser le parcours du laser sur des géométries complexes. Pour franchir ces difficultés, nous avons utilisé une seconde approche (ASA) proposée par Safdar (Safdar, 2007). Cette approche discrétise la trajectoire du laser en plusieurs secteurs où des équations temporelles contrôlent les flux thermiques de chacun d'eux. L'activation des secteurs est effectuée de manière à reproduire la forme et le déplacement de la tache focale en fonction du temps. Afin d'obtenir des résultats consistants, nous avons établi quelques règles à respecter en rapport au pas d'avance et des paramètres de simulation.

En reproduisant les essais menés par Colombo, Mantrelli et Trombetti (Colombo *et al.*, 2003), les résultats de l'approche #1 concordent bien avec l'étude et présentent un écart relatif moyen inférieur à 10 %. En reproduisant les mêmes essais avec l'approche #2 (ASA), nous avons obtenu des niveaux de température semblable avec des écarts relatifs entre 1,2 % et 6,3 % par rapport à l'approche #1. L'écart entre les deux approches est attribuable aux délais dans le déplacement de la source via les conditions aux frontières des secteurs. Plus le pas d'avance est court, moins il y a de délais.

Nous avons également reproduit les essais de Safdar (Safdar *et al.*, 2006) pour lesquelles nous avons noté un écart relatif moyen de 1,8 %. Un niveau d'écart qu'il a lui-même obtenu entre ses simulations et ses essais expérimentaux.

À notre tour, nous allons effectuer une série d'essais expérimentaux pour valider l'approche ASA. Ceux-ci nous permettront notamment d'estimer le coefficient d'absorption et ses variations en fonction des principaux paramètres d'opération nommément la puissance, l'avance et l'angle d'incidence. Nous allons déterminer la précision de nos modèles en comparant la température de surface et la profondeur durcie avec les mesures expérimentales.

CHAPITRE 4

VALIDATION EXPÉRIMENTALE

4.1 INTRODUCTION

Ce chapitre s'attarde à la validation expérimentale des modèles numériques développés au chapitre précédent. Pour réduire le nombre de variables à prendre en compte, les essais sont effectués sur des spécimens plats. Après avoir fixé les objectifs des expérimentations (section 4.2), le chapitre explore la mise en œuvre des essais, décrit l'ensemble des aspects techniques entourant les procédures, l'équipement et les méthodes de mesure (section 4.3). Quelques essais numériques sont menés pour vérifier le comportement d'un modèle lorsque les propriétés non linéaires de l'acier AISI 4340 sont utilisées (section 4.3.4). La section 4.4 décrit les modèles numériques utilisés. À des fins de comparaison, les deux approches sont mises à l'épreuve côte à côte tout au long de la validation. Cette façon de faire permet de mesurer les performances de chacune d'elles et d'avoir à l'œil toute divergence entre les solutions et les spécimens physiques.

La validation est basée sur la capacité des modèles à prédire l'évolution de la température dans les spécimens et sur la capacité à prédire les dimensions des trempes encourues. L'analyse et la comparaison des résultats menées à la section 4.5 permettent d'estimer le coefficient d'absorption de chacun des essais. Ensuite, les dimensions des zones trempées sont estimées à partir des modèles numériques en se basant sur les températures de transformation de l'acier AISI 4340 (section 4.6).

4.2 OBJECTIFS DES EXPERIMENTATIONS

Les expérimentations sont menées afin de recueillir des données concernant la réponse de l'acier AISI 4340 face à l'exposition d'un laser fibre. Plus précisément, elles sont mises en œuvre afin de déterminer le coefficient d'absorption et la profondeur durcie en fonction des principaux paramètres d'opération (puissance, vitesse d'avance, angle d'incidence). Quelques spécimens sont utilisés pour vérifier l'impact d'une douche de refroidissement et valider la règle du pouce « 10:1 » qui assure la trempe autogène (voir section 2.3.1). Un montage a été créé pour tremper les spécimens dans l'eau après le passage du laser.

4.3 MISE EN ŒUVRE

4.3.1 Spécimens

Les spécimens sont usinés à partir d'acier AISI 4340 de grade industriel. Sa composition chimique est présentée au tableau 6.

Tableau 6 : Composition chimique de l'acier AISI 4340

Composition chimique (% du poids) (Committee, 1992)							
Carbone	Manganèse	Phosphore	Soufre	Silicium	Nickel	Chrome	Molybdène
0,38-0,43	0,60-0,80	0,035	0,040	0,15-0,35	1,65-2,00	0,70-0,90	0,20-0,30

La microstructure initiale est de la martensite revenue très uniforme (voir figure 35). La dureté initiale moyenne est de 30 HRC. Les paramètres d'usinage ont été sélectionnés de manière à produire des spécimens de 100 x 40x 5 mm ayant un fini de surface nominal Ra de 4 µm.

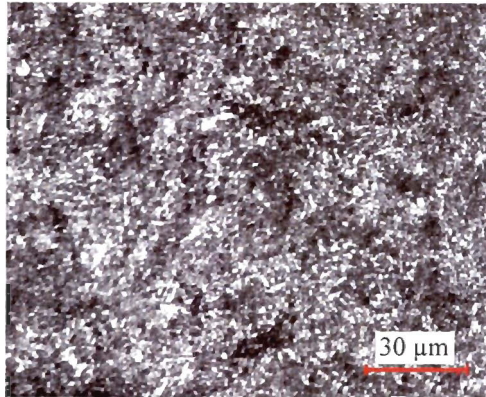


Figure 35 : Microstructure initiale de l'acier AISI 4340 (révélée par Nital 2%)

4.3.2 Équipements

Lors d'un essai, le spécimen est déposé sur un montage maintenu en place par 8 boulons. Nous procédons ainsi pour éliminer les échanges thermiques entre la table de travail, faite d'acier, et la face inférieure du spécimen. Des aimants sont placés sous le niveau des têtes de boulon pour maintenir le spécimen en place sans toucher à celui-ci. La figure 36 présente le montage en question.

Cet assemblage est fixé dans un boîtier étanche permettant de contenir l'eau durant la douche. À chacun des bouts se trouve un orifice : l'un pour l'entrée d'eau et l'autre pour la sortie. L'eau est acheminée par une pompe (25 l/min) activée à distance par un interrupteur. L'eau est à température ambiante. Un plan détaillé du boîtier de trempe se retrouve à l'annexe I.

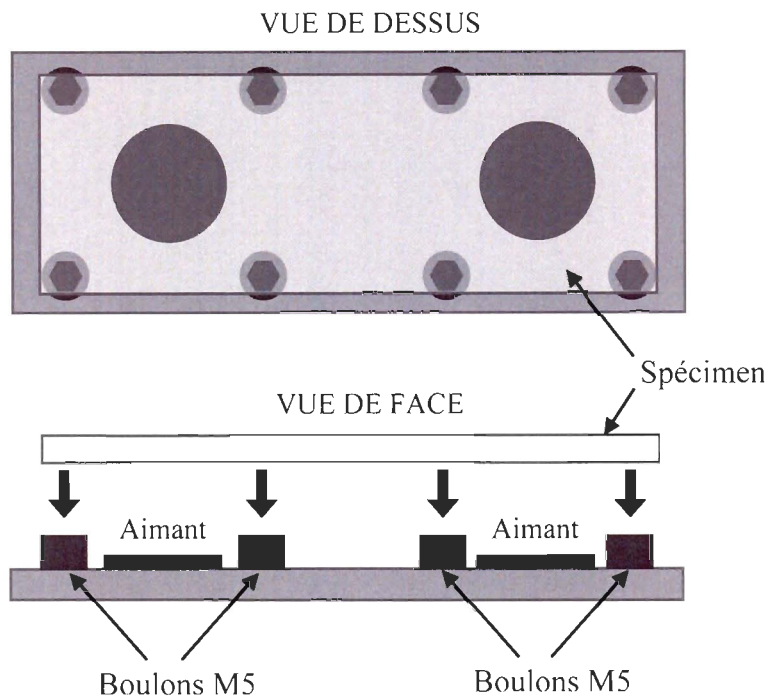


Figure 36 : Montage expérimentale

Nous utilisons un laser fibre IPG YLS-15000 et une tête laser Precitec YW50. Cette dernière est fixée à un robot Fanuc M-710/70 iC 6-axes qui permet de la déplacer dans l'espace de travail. Le faisceau est acheminé à la tête via une fibre optique $d_c = 600 \mu\text{m}$. L'optique qui manipule le faisceau laser à sa sortie de la fibre est composée d'un collimateur de 125 mm de focale et d'une lentille de focalisation de 680 mm. L'ensemble fournit une tache focale circulaire théorique de 3,26 mm de diamètre.

Une série de mesures menée par Solutions Novika¹ rapporte un diamètre de tache focale de 3,16 mm selon la méthode $1/e^2$ et de 3,65 mm selon la méthode $D4\sigma$ (voir section 2.3.2). La profondeur de champ mesurée est de 36 mm. La figure 37 présente la distribution de l'irradiance mesurée à la distance focale pour une puissance optique de 1,5 kW.

¹ Solutions Novika est un organisme à but non lucratif reconnu comme centre collégial de transfert de technologie. Disposant de laboratoires dotés des plus récentes technologies, une importance toute particulière est donnée au domaine du soudage par laser de haute puissance.

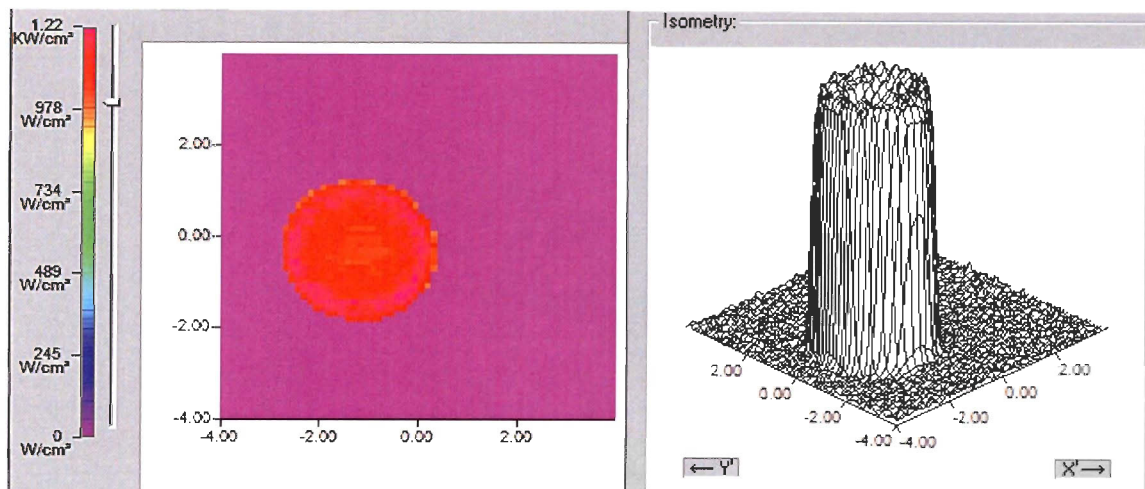


Figure 37 : Analyse de la tache focale

Le pyromètre IMPAC MI-GAR 12-LO MB22 est installé à côté de la tête laser, sur la plaque de support de celle-ci. L'assemblage est donc solidaire et le faisceau de détection est positionné de manière à viser la tache focale du laser à la surface du spécimen (voir figure 38). Pour nous assurer que la zone de détection du pyromètre puisse mesurer la température maximale lors des opérations, nous avons positionné celle-ci légèrement en retrait du centre, comme le montre la figure 39.

Les mesures effectuées par ce modèle de pyromètre sont indépendantes de l'émissivité du matériau. Cet avantage nous permet d'utiliser les données sans craindre un écart important avec la température réelle en surface. Le taux d'échantillonnage est fixé à 2 ms et la plage de mesure utilisée est de 500 à 2 200 °C.

Pour recueillir les données du pyromètre, nous utilisons un module d'acquisition de données NI 9219 branché à un ordinateur via le module NI USB-9162. Le logiciel Labview SignalExpress 2.0 est utilisé pour configurer le module et enregistrer les données. L'ensemble a été configuré pour mesurer le signal 4-20 mA du pyromètre à raison de 100 échantillons par seconde, soit le maximum alloué par le module NI 9219.

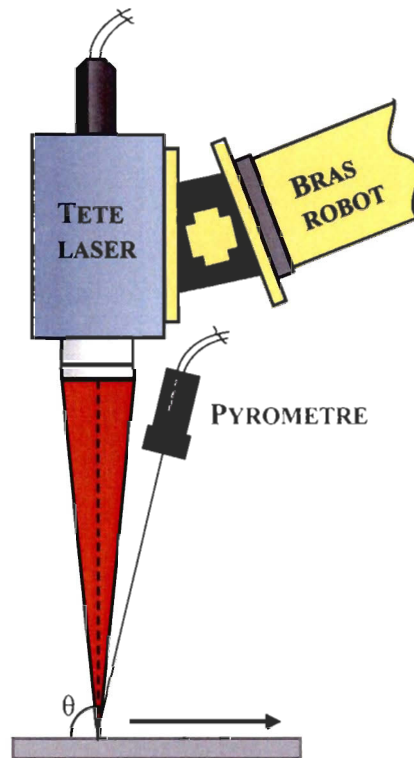


Figure 38 : Schéma du montage expérimental

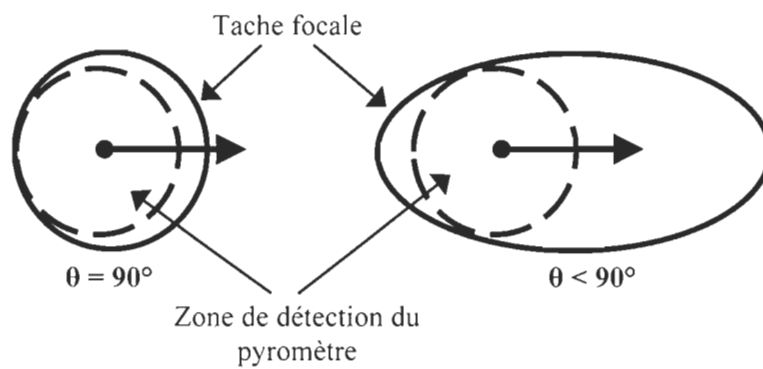


Figure 39 : Positionnement de la zone de détection du pyromètre dans la tache focale à incidence normale et oblique.

L'analyse des spécimens se fait à l'aide d'un microduromètre CLEMEX MMT-X7 Type B. L'empreinte Vickers est ajustée pour une durée d'application de 10 secondes à raison de 500 gf. Les mesures d'empreintes sont faites automatiquement par le logiciel CLEMEX CMT.HD. Ce logiciel analyse les prises d'images effectuées par une caméra montée devant l'objectif de grossissement. Le microduromètre comprend également un outil de dimensionnement qui permet d'effectuer des mesures sur les macrographies prises par l'appareil. Cet appareil est conforme aux normes de mesure ASTM E-384 et ISO 6507/1-3.

Les spécimens sont préparés conformément à la norme ASTM E-3-01 et les mesures de microdureté sont conduites selon les recommandations des normes ASTM E-384-99 et SAE J423-1998. Pour révéler la microstructure, l'attaque des spécimens est effectuée à l'aide de Nital 2 % appliqué selon les recommandations de la norme ASTM E-407-99.

Le fini de surface des spécimens est mesuré à l'aide d'un profilomètre Mitutoyo FormTracer SV-C3000 muni d'une pointe conique (90°) en diamant d'un rayon de 5 µm. Sur chaque spécimen, les mesures ont été effectuées sur une distance de 8 mm à 5 endroits aléatoires. Les données sont filtrées à l'aide d'un filtre passe-haut d'une fréquence de coupure de 8 mm qui permet d'éliminer les effets de la non-planéité possible de la surface.

4.3.3 Définition de la profondeur durcie

Mesures expérimentales

La norme ASTM B-934-04 propose une méthode permettant de mesurer l'épaisseur du matériau ajouté par les procédés de rechargement. Selon la norme, cette méthode peut être appliquée pour déterminer la profondeur durcie effective de n'importe quel type de trempe surfacique. Cette norme fait référence à la norme SAE J423-1998 qui propose

plusieurs approches pour déterminer la profondeur durcie. Nous pouvons retenir deux d'entre elles : la méthode mécanique et la méthode visuelle.

La méthode mécanique se base sur l'analyse du profil de dureté prise sur une coupe transversale du spécimen. Le profil est obtenu en créant plusieurs points de mesures à partir de la surface et perpendiculairement à celle-ci vers l'intérieur du spécimen. La profondeur durcie effective correspond à la distance entre la surface et le point de mesure où la dureté de l'acier atteint 40 HRC pour les aciers composés à 0,33-0,42 % de carbone. La profondeur durcie totale correspond à la distance entre la surface et l'endroit où les propriétés physiques de la portion durcie et celles du matériau de base ne peuvent plus être distinguées.

Pour la méthode visuelle, la profondeur durcie est évaluée en effectuant des mesures sur la macrographie d'un spécimen attaqué au Nital. Cet agent oxydant réagit avec l'acier de manière différente selon le taux de carbone. Il change la teinte de la surface en fonction du taux de carbone et révèle ainsi la microstructure de l'acier. La profondeur durcie totale correspond à la distance entre la surface et l'endroit où on ne peut plus distinguer la différence entre les teintes des microstructures. Il est toutefois recommandé d'accompagner ces résultats avec la méthode mécanique, car cette méthode ne peut pas déterminer la dureté de l'acier. Il est donc difficile d'utiliser la méthode visuelle pour mesurer la profondeur durcie effective.

Selon la recommandation des normes, nous définissons la profondeur durcie effective comme étant la distance entre la surface et l'endroit où l'acier franchit une dureté de 400 HV (\approx 41 HRC). Nous déterminons la profondeur durcie par interpolation linéaire entre les deux points de mesure situés de part et d'autre de la dureté frontière. La profondeur durcie sera également estimée à partir de la méthode visuelle proposée par la norme SAE J423-1998.

Estimation des mesures à partir des simulations

Comme nous n'avons pas intégré de modèle de transformation métallurgique, nous devons utiliser un modèle simplificateur basé sur les températures de transformation pour déterminer les endroits où les mécanismes d'austénisation prennent place durant la chauffe. Les températures d'intérêt sont Ac_1 et Ac_3 qui représentent l'amorce des mécanismes d'austénisation et la transformation complète de l'acier en austénite. Pour l'AISI 4340, la température Ac_1 s'élève à 723 °C et la température Ac_3 à 780 °C. Dans la majorité des situations, la trempe au laser s'effectue à des températures de surface comprise entre Ac_3 et la température de fusion. Comme nous l'avons spécifié à la section 2.6, ces températures critiques sont valides à l'équilibre thermodynamique. L'augmentation des températures Ac_1 et Ac_3 en fonction du taux de chauffe, de la température maximale et de la microstructure initiale est largement discutée dans la littérature (Albutt, 1966, Lai *et al.*, 1974, Caballero *et al.*, 2003, Rudnev, 2003, Rudnev, 2007, Barka, 2011). Pour les procédés rapides comme l'induction et du laser, les températures Ac_1 et Ac_3 doivent être augmentées afin d'accommoder la cinétique des transformations. Comme ces deux procédés travaillent à des taux de chauffe similaires, nous pouvons considérer les recommandations faites pour les procédés de chauffage par induction. À cet effet, l'ASM (R.E., 2001, Davis, 2002) suggère d'augmenter la température Ac_3 de l'AISI 4340 à 845 °C. Cette température est également recommandée par plusieurs ouvrages pour la trempe conventionnelle de cet acier (Unterweiser *et al.*, 1982, ASM, 1991, Chandler, 1995, Davis, 2002).

Une équipe de recherche s'est intéressée à l'augmentation des températures critiques pour le procédé de trempe au laser (Na et Yang, 1988). En utilisant l'acier AISI 1045, l'étude est basée sur une corrélation entre les résultats de simulation et la taille des zones durcies pour quantifier les variations. Pour les modèles numériques, ils ont estimé que pour obtenir des tailles similaires aux expérimentations, Ac_1 doit être augmenté à 830 °C et Ac_3 à 950 °C, soit près de 100 à 200 °C de plus que les températures de transformation à l'équilibre.

Malheureusement, nous n'avons pas trouvé de diagramme TTA pour l'acier AISI 4340, donc nous ne sommes pas en mesure d'estimer la température d'austénisation en fonction des taux de chauffe éprouvés. Suite aux recommandations des différents ouvrages de référence, nous utilisons une température A_{c3} de 845 °C. Dans les simulations, A_{c3} délimitera la frontière entre la portion durcie et le matériau de base. En d'autres mots, nous posons comme hypothèse de travail que toute zone ayant séjourné à une température supérieure ou égale à A_{c3} se transforme en martensite après refroidissement.

4.3.4 Sources d'erreur et variabilité des paramètres

Comme tout équipement conventionnel, les outils utilisés pour effectuer les essais et les mesures (laser, robot, pyromètre, microduromètre et profilomètre) possèdent une certaine précision.

Selon le fabricant, le laser a une précision minimale de 10 % sur la puissance optique transmise par rapport à celle demandée. La variation de ce paramètre affecte directement la valeur du coefficient d'absorption déterminé à partir des simulations par un même pourcentage. En effet, le modèle numérique considère que la puissance appliquée sur la composante est exacte, alors qu'elle peut varier. La variation de la puissance transmise est alors attribuée au coefficient d'absorption évalué à la hausse ou à la baisse afin d'atteindre la même température que celle éprouvée lors par les spécimens.

Le robot quant à lui possède une répétabilité de $\pm 0,07$ mm, mais nous n'avons aucune donnée sur la précision de la vitesse linéaire.

Le pyromètre possède une incertitude de 0,5 % + 1 °C sur la valeur mesurée. C'est donc dire qu'au point de fusion de l'acier AISI 4340 (≈ 1425 °C), l'écart possible est de ± 8 °C. Cette incertitude affecte le coefficient d'absorption déterminé à partir des simulations. Tout dépendant de la puissance optique, la contribution de cette variation sera plus ou

moins importante sur α . La discussion des résultats menés à la section 4.5.4 apporte plus de précision à cet effet.

Le microduromètre possède une précision minimale de 2 % sur la mesure de la dureté. À 700 HV (\approx 60 HRC), l'erreur sur la mesure est de ± 14 HV (± 1 HRC). Le dimensionnement visuel de la zone trempée est effectué sur une image numérique et par l'outil de dimensionnement du logiciel CMT.HD. La résolution de l'image est de 1,75 $\mu\text{m}/\text{pixel}$ lorsqu'un objectif de 25X est monté sur la caméra 41AUC02-TIS de 1,3 MPx (1 280 x 1 024 pixels). Comme il s'agit d'une image numérique, il est possible d'effectuer un grossissement permettant d'observer en gros plan chaque pixel de l'image. Avec une telle résolution, l'erreur sur la mesure est surtout attribuable aux erreurs de manipulations : les tons de gris associés aux différents états métallurgiques peuvent être difficiles à délimiter lorsque, par exemple, il y a une diminution progressive de la dureté. Dans ces cas, il est bon d'opérer une dizaine de mesures et de faire la moyenne des résultats. Le profilomètre FormTracer SV-C3000 possède une résolution de 0,001 μm pour la plage de mesure de 8 μm .

Propriétés thermophysiques non linéaires

Avant de débiter la validation, nous devons choisir si nous utiliserons les propriétés thermophysiques fixes ou non linéaire pour définir l'acier AISI 4340. Théoriquement, la prise en compte des variations en fonction de la température est bénéfique pour les modèles, car elles s'approchent mieux de la réalité. Barka (Barka, 2011) a utilisé l'acier AISI 4340 dans le cadre d'un projet de recherche portant sur la modélisation de la trempe par induction. Élément intéressant, il a utilisé le logiciel COMSOL pour ses modélisations. L'auteur a obtenu d'excellents résultats en utilisant une température A_{c3} modifiée à 850 °C pour délimiter la taille des zones trempées. Les propriétés thermophysiques qu'il a utilisés proviennent de (Defense, 1998) et de (ASM, 1991) : la figure 40 présente ces données.

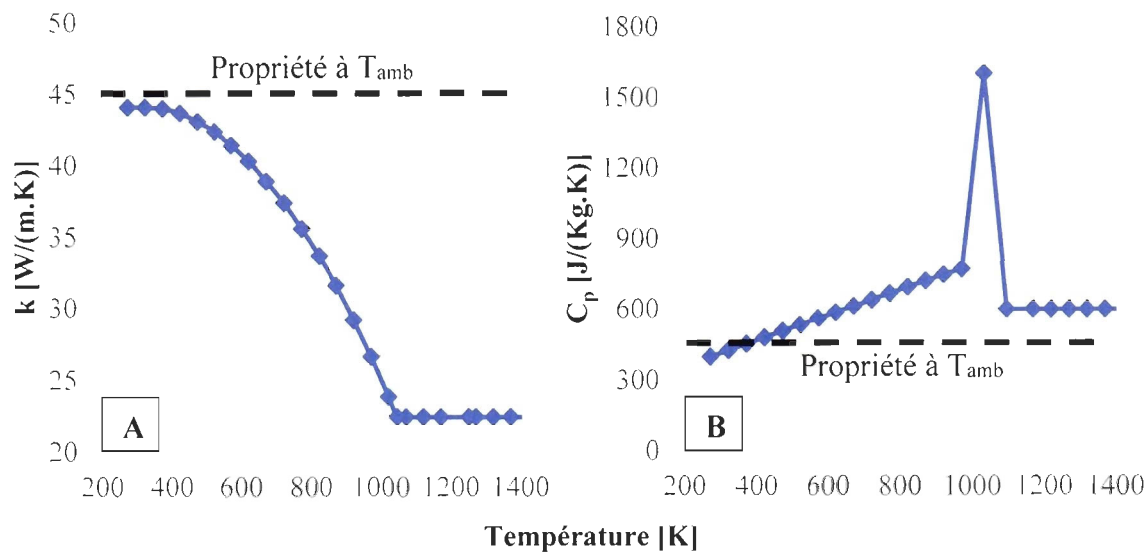


Figure 40 : Propriété non-linéaire de l'acier AISI 4340 - Conductivité thermique (A) et capacité thermique massique (B) (Barka, 2011)

Afin de visualiser et comparer les écarts que produisent l'utilisation de l'une ou l'autre des combinaisons de propriétés thermophysiques, nous avons reproduit un essai en utilisant d'une part les propriétés thermophysiques fixes de l'AISI 4340 ($k = 44,5$ W/m.K et $C_p = 475$ J/kg.K.) et d'autre part les propriétés thermophysiques non linéaires.

Nous avons incorporé les données thermophysiques dans un modèle pourvue d'une plaque identique aux essais menées à la section 3.5.3. Le laser est représenté par une tache focale circulaire de 3,26 mm de diamètre, à une puissance de 550 W et se déplace à une vitesse de 13 mm/s (voir essai 2-B, chapitre 4). Le coefficient d'absorption a été fixé à 72,5 % pour l'essai avec les propriétés thermophysiques fixe. Pour le modèle avec propriétés fixes, la température en surface atteint 1 320 °C à mi-course de la plaque, soit une température idéale pour le procédé de durcissement.

Après avoir effectué une première simulation avec les propriétés non linéaires, nous avons constaté que le niveau de température à la surface excédait largement la température de fusion. Nous avons abaissé le coefficient d'absorption de 20 % afin que la température de surface soit plus près des températures attendues. Or, en observant la distribution de la

température (voir figure 41), nous constatons un écart de 150 °C à 700 μm sous la surface. En utilisant la température A_{c3} nominale de l'AISI 4340 (780 °C), la profondeur durcie estimée est d'environ 450 μm avec les propriétés thermophysiques non linéaires alors qu'elle est de 650 μm pour les simulations avec des propriétés fixes.

Face à ces écarts importants, nous allons considérer les propriétés thermophysiques fixes pour le reste du travail. Les résultats expérimentaux pourront nous aider à déterminer si leur utilisation est représentative de la réalité. Une recherche systématique et approfondie serait nécessaire pour valider l'utilisation des propriétés non linéaires du matériau.

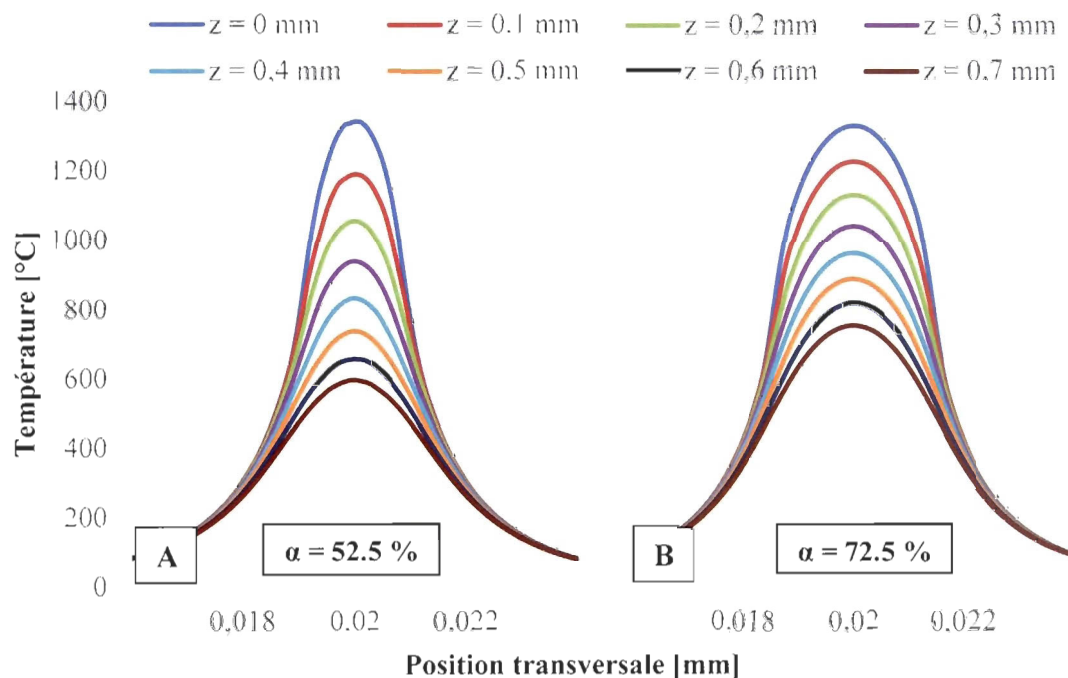


Figure 41 : Reproduction du même essai avec les propriétés non linéaire (A) et les propriétés fixes (B) de l'acier AISI 4340. Paramètres d'opération : $P = 550 \text{ W}$; $v = 13 \text{ mm/s}$

4.3.5 Organisation des essais

Les essais sont divisés en trois groupes. Le premier groupe d'essais comporte 15 tracés effectués à des niveaux de puissance variant entre 250 et 1000 W et à des vitesses d'avance allant de 1 à 48 mm/s (voir tableau 7). Pour réduire l'espace requis, les tracés sont effectués sur la largeur des spécimens. Les trajectoires linéaires de 30 mm sont espacées de 10 mm entre elles. En somme, deux spécimens ont été utilisés pour les 15 tracés. Entre chacun des essais, le spécimen est refroidi dans un bassin d'eau à température pièce, asséché puis replacé sur le support. En effectuant plusieurs essais sur un même spécimen, nous réduisons les variations possibles de α causées par le fini de surface.

Le deuxième groupe d'essais permet d'observer les différences entre la trempe autogène et la trempe forcée. Pour ce faire, nous effectuons en double trois essais : un premier à une puissance de 350 W à 4 mm/s, le second à 550 W à 13 mm/s et le dernier à 700 W à 24 mm/s (voir tableau 8). Pour chacun de ces couples de paramètres, un spécimen est laissé à lui-même après le passage du laser et l'autre est douché à l'eau immédiatement après le passage du laser. Chacun des six essais est opéré sur un spécimen différent et la trajectoire de 80 mm longe l'axe y , au centre du spécimen.

Le troisième groupe a pour but de déterminer l'impact de l'angle d'incidence sur le coefficient d'absorption. Il s'agit d'une donnée essentielle pour bien modéliser les conditions d'interaction lorsque le faisceau laser est appliqué en angle par rapport à une surface. Pour ces essais, la puissance est fixée à 350 W et la vitesse d'avance à 4 mm/s. Ainsi, nous pouvons observer l'impact combiné d'une baisse d'irradiance et d'une augmentation du temps d'interaction. L'augmentation du temps d'interaction est causée par l'étirement de la tache focale, comme expliqué à la section 2.3.3. Chaque essai est incrémenté de 10° et l'ensemble couvre une plage de 30° à 80° (voir tableau 9)

Tableau 7 : Paramètres d'opération des essais du groupe 1

Essai	Puissance W	Vitesse mm/s	Angle d'incidence Degré	Trajectoire mm
1-A	250	1	90	30
1-B	300	2,5	90	30
1-C	350	3	90	30
1-D	350	3,5	90	30
1-E	400	5,5	90	30
1-F	400	6,5	90	30
1-G	450	8	90	30
1-H	450	9	90	30
1-I	500	11	90	30
1-J	550	13	90	30
1-K	600	16	90	30
1-L	700	24	90	30
1-M	800	30	90	30
1-N	900	38	90	30
1-O	1 000	48	90	30

Tableau 8 : Paramètres d'opération des essais du groupe 2

Essai	Puissance W	Vitesse mm/s	Angle d'incidence Degré	Trajectoire mm
2-A	350	4	90	80
2-A'	350	4	90	80
2-B	550	13	90	80
2-B'	550	13	90	80
2-C	700	24	90	80
2-C'	700	24	90	80

Tableau 9 : Paramètres d'opération des essais du groupe 3

Essai	Puissance W	Vitesse mm/s	Angle d'incidence Degré	Trajectoire mm
3-A	350	4	30	80
3-B	350	4	40	80
3-C	350	4	50	80
3-D	350	4	60	80
3-E	350	4	70	80
3-F	350	4	80	80

4.4 MODELISATION NUMERIQUE

Après avoir dessiné la géométrie en 3D dans l'interface de CAO de COMSOL, nous y avons attribué la définition matérielle de l'AlSi 4340 inclus dans le logiciel. Celui-ci possède une conductivité thermique de 44,5 W/m.K, une capacité thermique massique de 475 J/kg.K et une masse volumique de 7850 kg/m³. Les surfaces sont sujettes aux pertes par convection naturelle et se voient attribuer une émissivité de 0,4. Comme le spécimen est appuyé sur huit boulons, il est juste de considérer la convection naturelle pour la face inférieure du spécimen. La température initiale de la composante et celle de l'air ambiant sont toutes deux fixées à 26,85 °C. Le diamètre de la tache focale est fixé à 3,26 mm, soit la taille estimée à l'aide de l'équation 2. Ceci représente la base de chacun des modèles présentés dans les sections 4.4.1 et 4.4.2. Les modèles développés dans ce chapitre suivent les mêmes lignes directrices que les modèles développés au chapitre 3.

4.4.1 Modélisation avec l'approche #1

Nous utilisons un maillage tétraédrique ajusté à la taille « Extrêmement fin » et une taille d'élément limitée à 0,5 mm dans la tache focale. Le module d'optimisation du

maillage automatique a été activé. La figure 42 montre un exemple de maillage avant et après l'exécution du module d'optimisation du maillage. À moins d'indications contraires, la tache focale de 3,26 mm est placée au centre de la face supérieure.

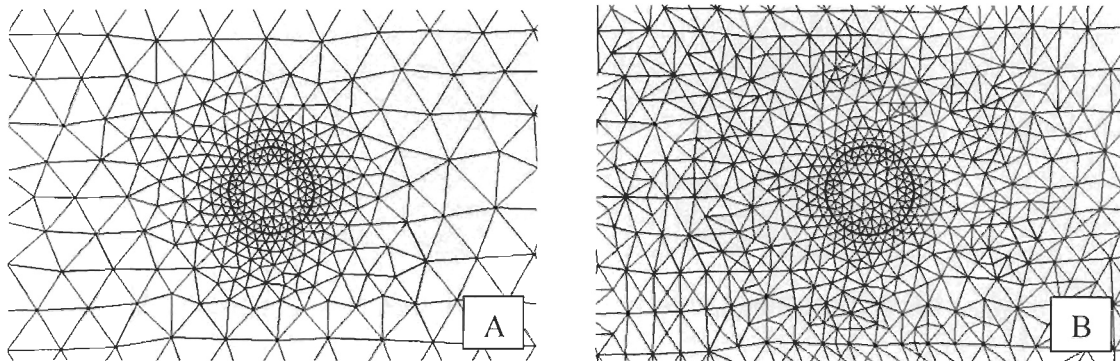


Figure 42 : Maillage avant (A) et après l'ajustement par le module d'optimisation (B)

Pour la modélisation des essais du groupe 3, la tache focale est étirée le long de l'axe de déplacement (voir figure 39). La taille de l'ellipse varie en fonction de l'angle d'incidence, tel que nous l'avons évoqué à la section 2.3.3.

4.4.2 Modélisation avec l'approche #2

Nous utilisons une résolution géométrique (R_G) de 9,6 et une transition de 0,25 mm. Cette résolution a été choisie de manière à réduire les surfaces miniatures produites par le chevauchement des courbes délimitant la tache focale tout au long de la trajectoire. La taille de la transition représente l'écart entre le diamètre expérimental mesuré par la méthode D4 et la méthode $1/e^2$ (voir section 4.3.2). Nous utilisons un maillage tétraédrique ajusté à la taille « Extrêmement fin » et une taille d'élément limitée à 0,25 mm dans la trajectoire discrétisée (voir figure 43). Nous avons également activé le module d'optimisation du maillage automatique.

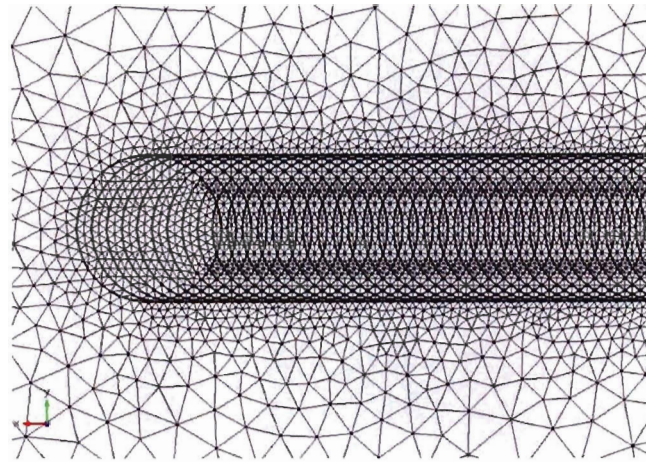


Figure 43 : Maillage initial des modèles développés avec l'approche ASA

4.4.3 Comparaison des deux approches de modélisation

Avant de débiter, il est nécessaire de vérifier l'écart entre les deux approches pour les conditions d'opération des essais présentés à la section 4.3.5. Nous effectuons une série de simulations nous permettant de comparer la température de surface et la progression de celle-ci dans le spécimen. Pour ce faire, trois essais du groupe 2 sont reproduits avec chacune des approches. Lors de la simulation des essais, le coefficient d'absorption utilisé est de 87 %, 72,5 % et 64 % pour l'essai 2-A, 2-B et 2-C respectivement. Ces valeurs ont été sélectionnées afin d'obtenir une température maximale similaire entre les simulations et les mesures recueillies par le pyromètre. Les paramètres utilisés se trouvent dans le tableau 10.

Tableau 10 : Paramètres d'opération des modèles numériques du groupe 2

Essai	Puissance W	Vitesse mm/s	α
2-A	350	4	87 %
2-B	550	13	72,5 %
2-C	700	24	64 %

Les résultats de simulations sont présentés sur les figures 44, 46 et 48 montrent la progression de la température maximale à l'intérieur de la tache focale en fonction du temps durant lequel le laser parcourt le spécimen. Les mesures pyrométriques sont également présentées et permettent de comparer l'écart entre la dynamique des essais expérimentaux et des modèles numériques. En dessous de chacune de ces figures, on y présente l'évolution de la température à différentes profondeurs entre la surface et 0,7 mm. Ces mesures ont été recueillies lors du passage de la source au centre du spécimen et sont présentées sur les figures 45, 47 et 49.

4.4.4 Discussion

En ayant modélisé les essais du groupe 2 selon les deux approches développées au chapitre 3, nous pouvons dès lors comparer leurs performances respectives dans des conditions d'opération similaires. Nous observons une grande similitude entre les solutions de l'approche #1 et #2. Concernant la température de surface en régime permanent, nous mesurons des écarts relatifs de 0,2 %, 0,2 % et 0,4 % pour les essais 2-A, 2-B et 2-C respectivement : le tableau 11 présente ces résultats. La concordance est donc meilleure qu'à la section 3.6.5, où nous avons noté un écart maximal de 6,3 %.

Sur les figures 47 et 49, nous observons de subtiles différences dans l'évolution du cycle de température à la surface : l'approche ASA semble être légèrement retardée par rapport à l'approche #1. Cette différence a également été soulignée à la section 3.6.5.

Tableau 11 : Température moyenne en régime stationnaire

Essai	Température (°C)		Écart relatif
	Approche #1	Approche #2	
2-A	1253	1251	0,2 %
2-B	1331	1329	0,2 %
2-C	1297	1292	0,4 %

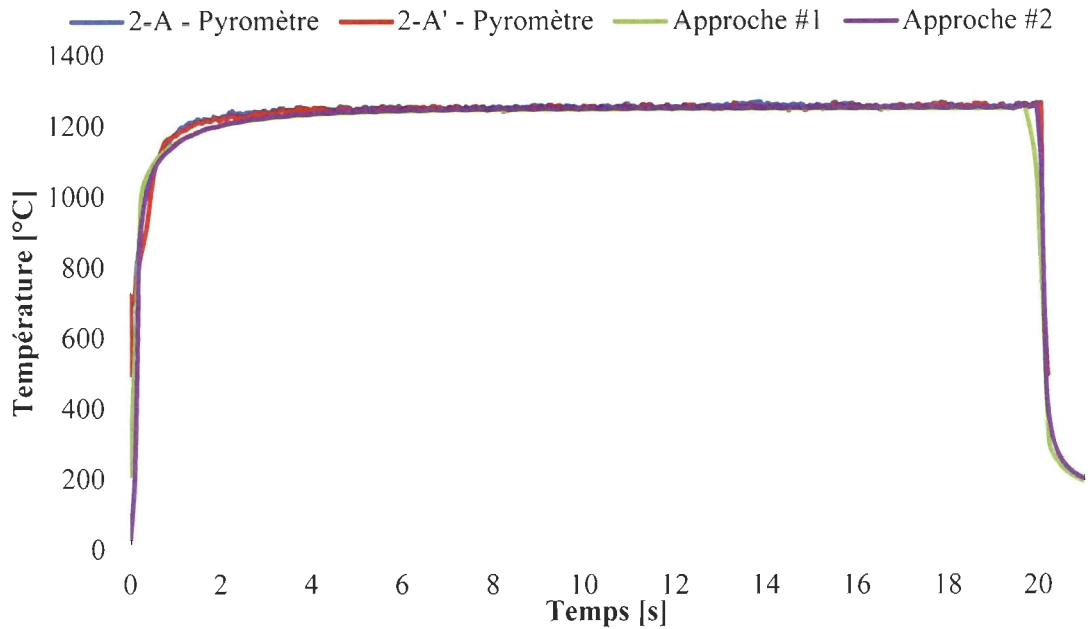


Figure 44 : Essai 2-A - Température en fonction du temps - Mesures expérimentales et numériques - Paramètres d'opération : $P = 350 \text{ W}$; $v = 4 \text{ mm/s}$; $\alpha = 87\%$

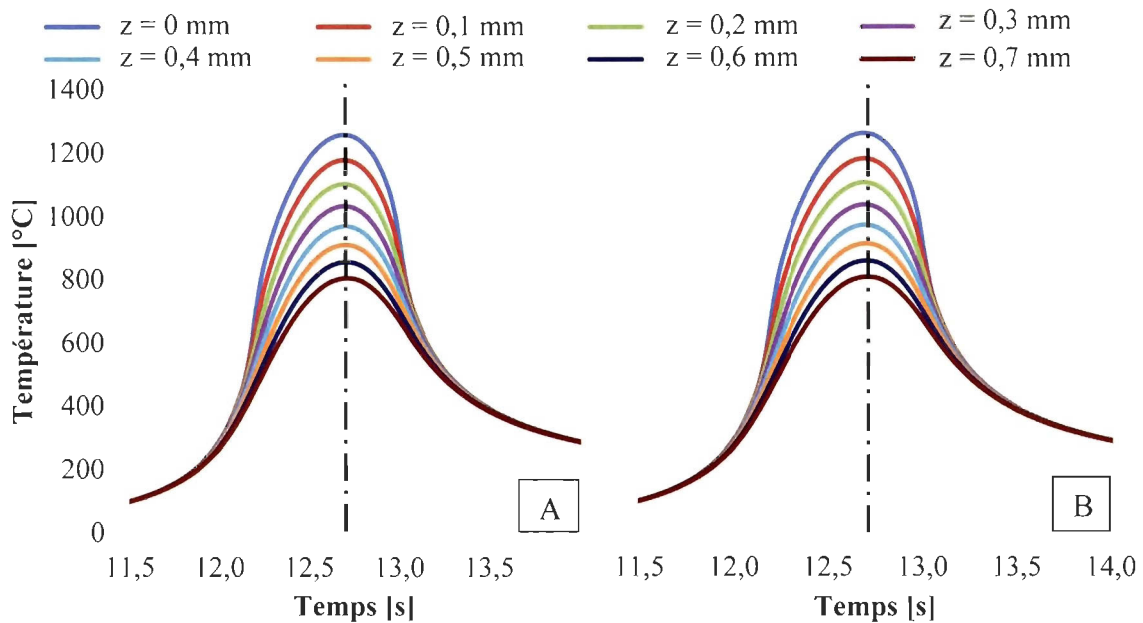


Figure 45 : Essai 2-A - Évolution de la température le long de l'axe vertical passant au centre du spécimen - Approche #1 (A) et Approche #2 (B) - Paramètres d'opération : $P = 350 \text{ W}$; $v = 4 \text{ mm/s}$; $\alpha = 87\%$

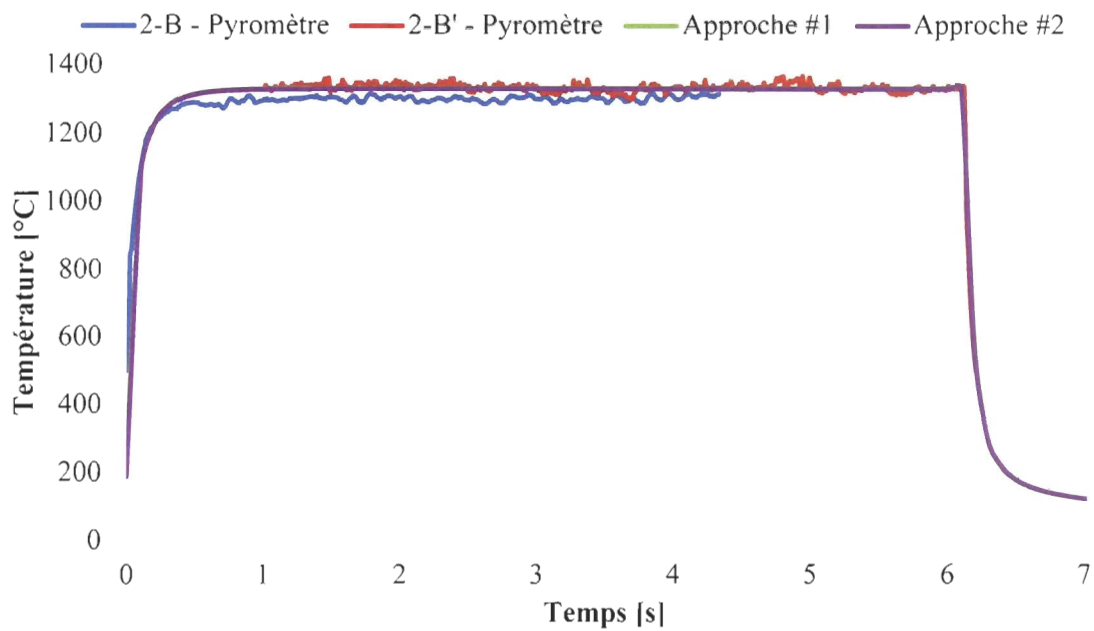


Figure 46 : Essai 2-B - Température en fonction du temps - Mesures expérimentales et numériques - Paramètres d'opération : $P = 550 \text{ W}$; $v = 13 \text{ mm/s}$; $\alpha = 72,5 \%$

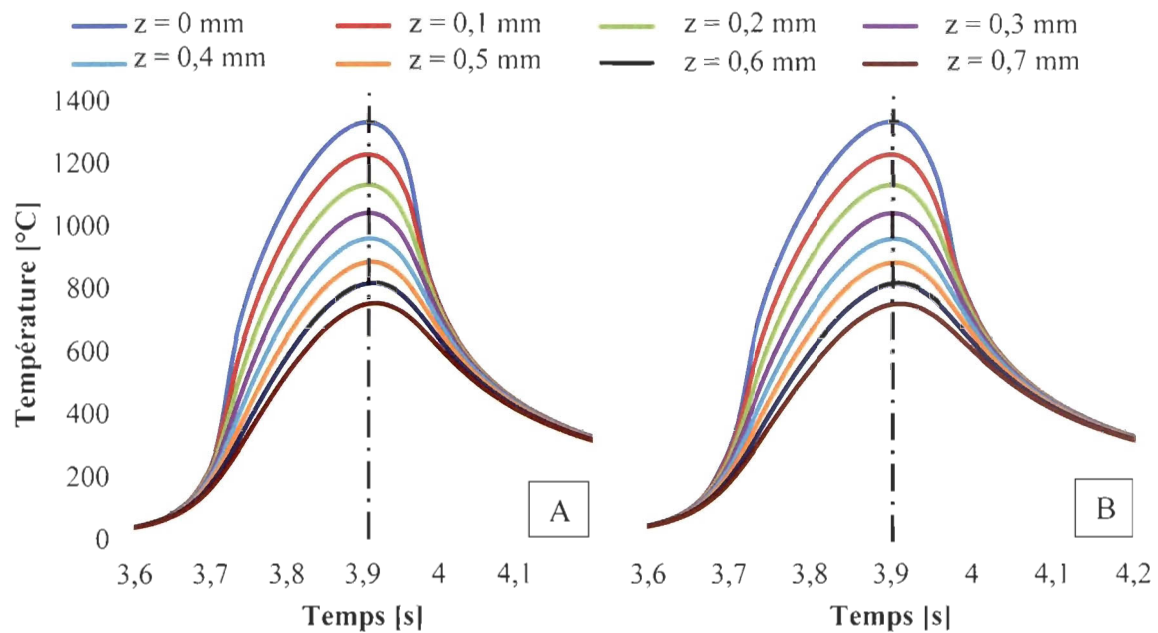


Figure 47 : Essai 2-B - Évolution de la température le long de l'axe vertical passant au centre du spécimen – Approche #1 (A) et Approche #2 (B) - Paramètres d'opération : $P = 550 \text{ W}$; $v = 13 \text{ mm/s}$; $\alpha = 72,5 \%$

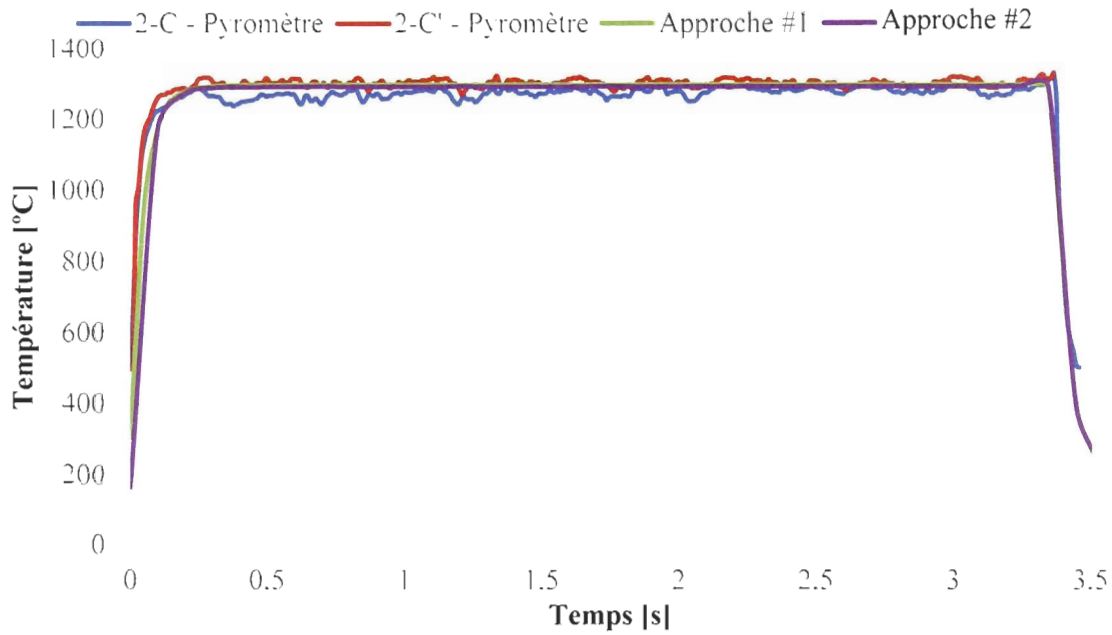


Figure 48 : Essai 2-C - Température en fonction du temps - Mesures expérimentales et numériques - Paramètres d'opération : $P = 700 \text{ W}$; $v = 24 \text{ mm/s}$; $\alpha = 64 \%$

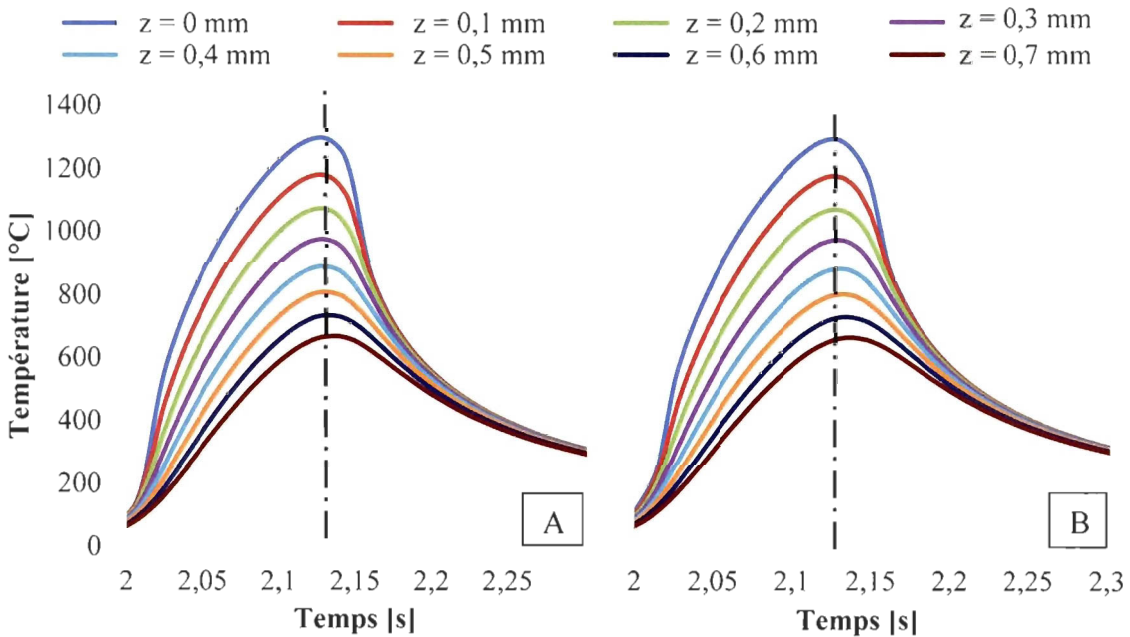


Figure 49 : Essai 2-C - Évolution de la température le long de l'axe vertical passant au centre du spécimen - Approche #1 (A) et Approche #2 (B) - Paramètres d'opération : $P = 700 \text{ W}$; $v = 24 \text{ mm/s}$; $\alpha = 64 \%$

Les résultats confirment que nous pouvons utiliser l'une ou l'autre des approches pour déterminer le coefficient d'absorption en régime permanent. Toutefois, l'approche ASA est à favoriser afin de prendre en compte l'accumulation d'énergie dans le spécimen, comme nous l'avons expliqué à la section 3.5.2.

Dans les deux prochaines sections (4.5 et 4.6), nous comparons les résultats des simulations avec les données expérimentales (température en surface, profondeur durcie et largeur durcie). Nous commençons par estimer le coefficient d'absorption des essais expérimentaux (section 4.5) pour ensuite s'intéresser à la diffusion thermique à l'intérieur des modèles et déterminer les profondeurs durcies théoriques (section 4.6). Les performances des simulations sont mesurées en comparant l'écart entre les dimensions théoriques et la taille des zones durcies des spécimens expérimentaux.

4.5 ESTIMATION DU COEFFICIENT D'ABSORPTION

Comme nous voulons déterminer α pour l'ensemble des essais, nous considérons cette variable comme une inconnue dans chaque modèle numérique. La valeur de α est balayée jusqu'à ce qu'il y ait un écart relatif de moins de 0,5 % entre la température en surface enregistrée par le pyromètre et celle obtenue simulation.

4.5.1 Résultats du groupe 1

La majorité des essais du premier groupe sont modélisés à l'aide de l'approche #1. Les courbes de température expérimentales des essais 1-A à 1-E ne présentent pas de régime permanent, c'est-à-dire que la température à la surface augmente constamment à cause de l'accumulation de la chaleur dans le spécimen. C'est pourquoi leurs coefficients d'absorption sont estimés à l'aide de l'approche ASA. Pour les essais 1-F à 1-O, la tâche

focale est placée à $x=0$ à la surface supérieure de la géométrie et sa position en y est ajustée pour refléter sa position expérimentale.

Pour les spécimens du groupe 1, nous avons estimé α à des valeurs situées entre 54 et 92 %. Nous avons tracé les résultats en fonction de la vitesse d'avance sur la figure 50. Une courbe de régression permet d'estimer avec une assez bonne justesse la valeur du coefficient d'absorption pour des vitesses d'avance situées entre 5 et 48 mm/s. La figure 51 présente les coefficients d'absorption en fonction du fini de surface des deux spécimens (R_a de 3,54 et 5,38 μm) sur lesquels se sont déroulés les essais. Il est intéressant de constater que l'écart de α entre l'essai 1-E et 1-F n'est que de 3% malgré un écart de fini de surface R_a de près de 2 μm entre les deux spécimens.

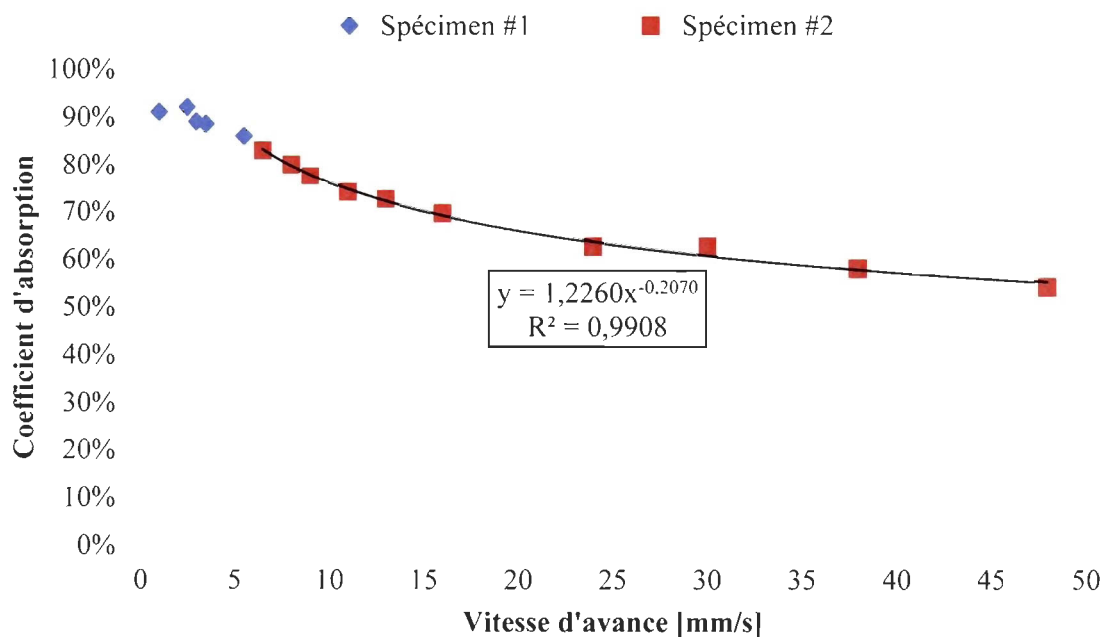


Figure 50 : Essai du groupe 1 - Coefficient d'absorption en fonction de la vitesse d'avance

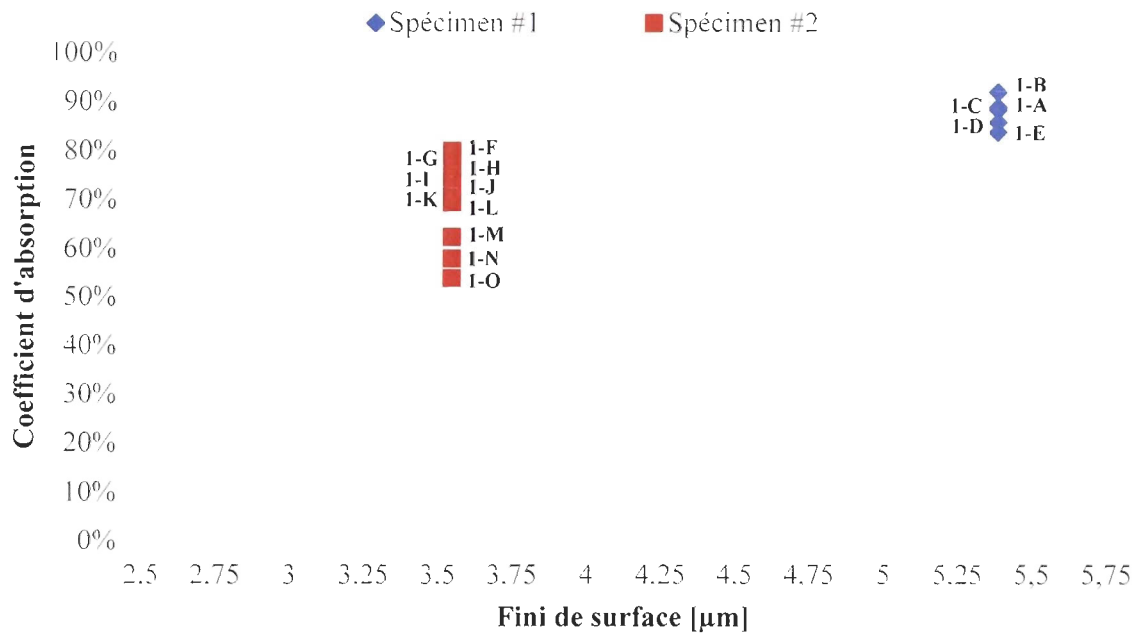


Figure 51 : Essai du groupe 1 - Coefficient d'absorption en fonction du fini de surface

4.5.2 Résultats du groupe 2

Le coefficient d'absorption des essais du groupe 2 se situe entre 63 % et 87 %, comme en témoigne la figure 52. Le coefficient d'absorption présente une variation maximum de seulement 1,5 % entre les essais 2-B et 2-B' et entre les essais 2-C et 2-C'. En y ajoutant la courbe de corrélation de la figure 50, il est intéressant de constater que les résultats s'alignent avec ceux du groupe 1. Ces deux constatations renforcent l'idée que les différents finis de surface des spécimens utilisés dans ce projet de recherche fournissent un même potentiel d'absorption. La figure 53 rassemble les coefficients d'absorption en fonction du fini de surface.

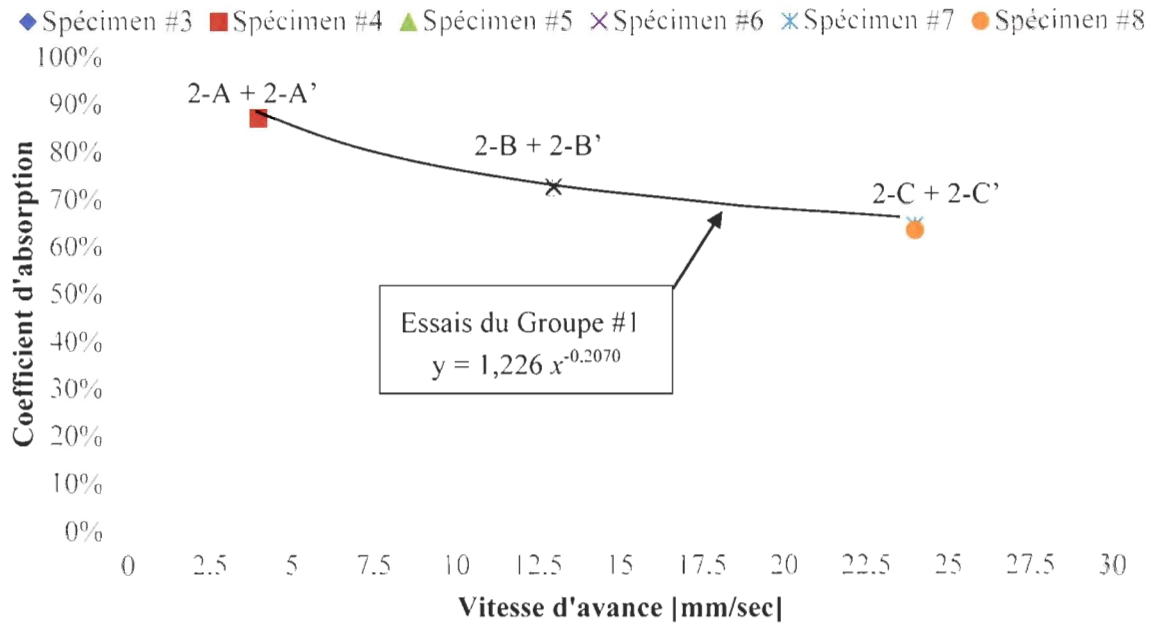


Figure 52 : Essais du groupe 2 - Coefficient d'absorption en fonction de la vitesse d'avance

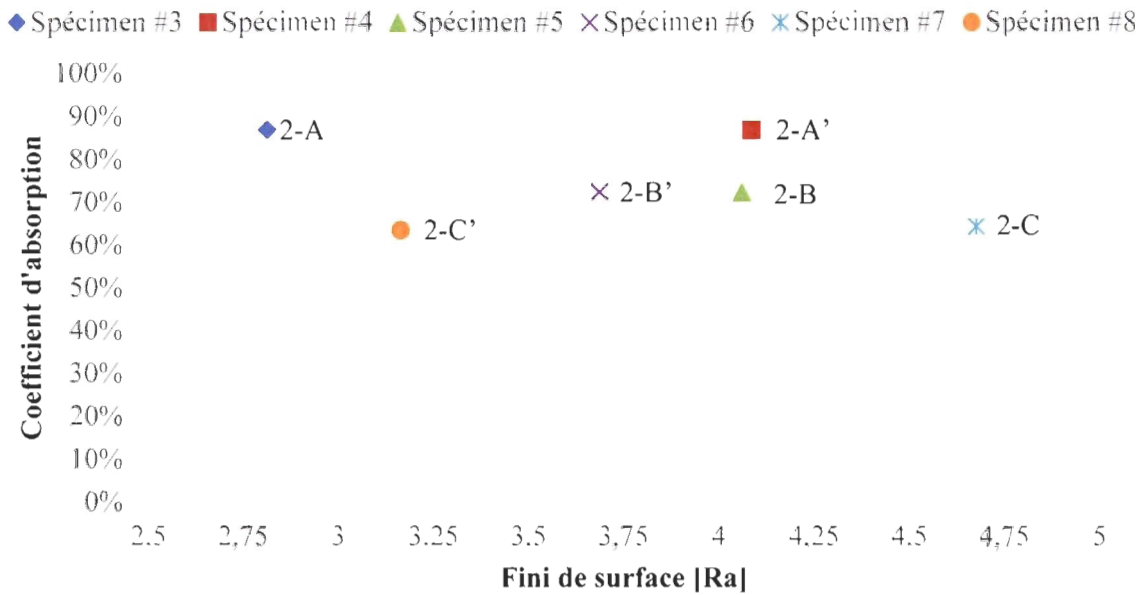


Figure 53 : Essais du groupe 2 – Coefficient d'absorption en fonction du fini de surface

4.5.3 Résultats du groupe 3

Ce groupe nous informe sur les variations du coefficient d'absorption lorsque l'angle d'incidence est varié (voir figure 54). Nous obtenons un coefficient d'absorption de 52 % à un angle d'incidence de 30°, soit une baisse d'environ 40 % par rapport à une exposition à 90°. Entre 30 et 50 degrés, α passe de 50 % à 63 %. Entre 50 et 60 degrés, α fait un bond de 25 % et passe de 63 % à 87 %. À partir de 60 degrés, il varie très peu et demeure près de 87 %. Le tableau 12 rassemble les résultats.

Tableau 12 : Données des essais du groupe 3

Spécimen	Essai	Angle d'incidence Degré	Irradiance MW/m ²	Temps d'interaction mm/s	Coefficient d'absorption
# 7	3-A	30	20,91	1,63	50%
# 8	3-B	40	26,88	1,27	63%
# 9	3-C	50	32,04	1,07	63%
# 10	3-D	60	36,23	0,94	87%
# 11	3-E	70	39,31	0,87	90%
# 12	3-F	80	41,19	0,83	88%

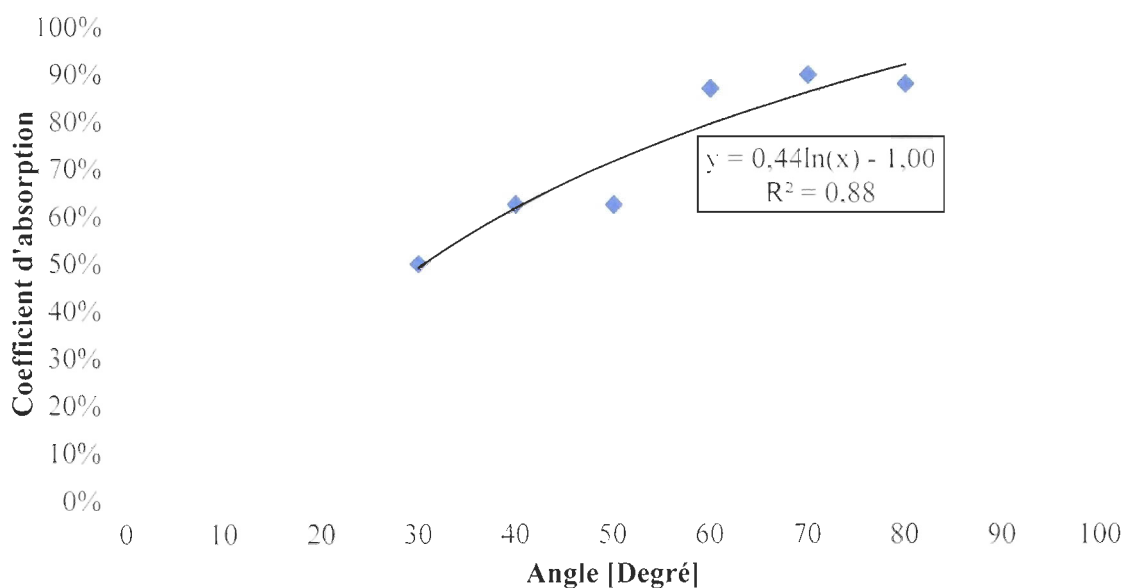


Figure 54 : Essais du groupe 3 – Coefficient d'absorption en fonction de l'angle d'incidence

4.5.4 Discussion

À partir des résultats du groupe 1, nous constatons clairement que le coefficient d'absorption diminue avec la vitesse d'avance. Cette affirmation est en accord avec plusieurs études (Bradley, 1988, Dausinger et Shen, 1993, Pantsar et Kujanpää, 2004, Tobar *et al.*, 2006) et les hypothèses soulignées à la section 2.4.2. Les résultats pourraient également être présentés en fonction du temps d'interaction, comme montré sur la figure 55. De cette façon, le coefficient d'absorption pourrait être estimé, peu importe la taille de la tache focale et la vitesse d'avance. Le tableau 13 rassemble les résultats et paramètres d'opération des essais du groupe 1 et 2.

Tableau 13 : Résumé des essais des groupes 1 et 2

Spécimen	Essai	Puissance W	Vitesse mm/s	Irradiance MW/m ²	Interaction sec	Coefficient d'absorption
# 1	1-A	250	1	29,9	3,26	91%
# 1	1-B	300	2.5	35,9	1,31	92%
# 1	1-C	350	3	41,8	1,09	89%
# 1	1-D	350	3.5	41,8	0,93	89%
# 1	1-E	400	5.5	47,8	0,59	86%
# 2	1-F	400	6.5	47,8	0,50	83%
# 2	1-G	450	8	53,8	0,41	80%
# 2	1-H	450	9	53,8	0,36	78%
# 2	1-I	500	11	59,8	0,30	74%
# 2	1-J	550	13	65,7	0,25	73%
# 2	1-K	600	16	71,7	0,20	70%
# 2	1-L	700	24	83,7	0,14	63%
# 2	1-M	800	30	95,6	0,11	63%
# 2	1-N	900	38	107,6	0,09	58%
# 2	1-O	1000	48	119,5	0,07	54%
# 3	2-A	350	4	41,8	0,82	87%
# 4	2-A'	350	4	41,8	0,82	87%
# 5	2-B	550	13	65,7	0,25	71%
# 6	2-B'	550	13	65,7	0,25	73%
# 7	2-C	700	24	83,7	0,14	65%
# 8	2-C'	700	24	83,7	0,14	63%

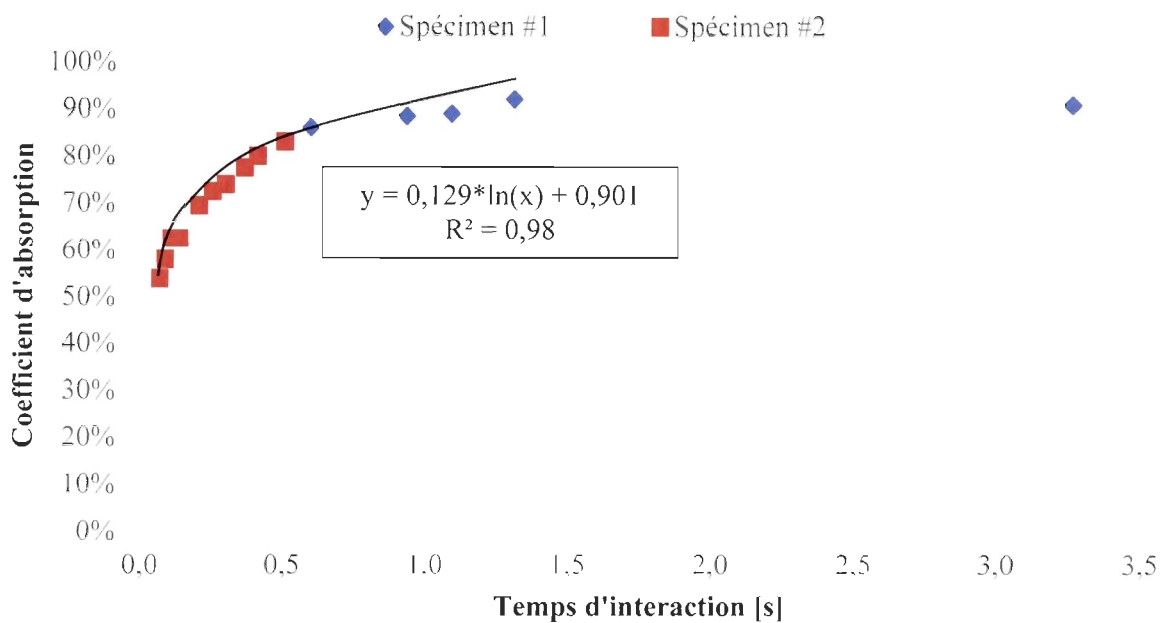


Figure 55 : Essais du groupe 1 – Coefficient d’absorption en fonction du temps d’interaction

Sur la figure 51, nous pouvons observer que les coefficients d’absorption sur les deux spécimens s’alignent (ils sont à la suite les uns des autres) malgré une différence de fini de surface R_a de $\approx 2 \mu\text{m}$. Un tel écart entre le fini de surface a donc peu d’influence sur α . À ce sujet, les résultats du groupe 2 permettent d’appuyer cette affirmation (voir figure 53). Pour les essais 2-B (spécimens #5 et #6) et 2-C (spécimens #7 et #8), on note une variation de 1,5 % de α pour une différence R_a 0,4 et 1,5 μm respectivement. Les essais 2-A et 2-A’ (spécimens #3 et #4) montrent un coefficient d’absorption équivalent malgré un écart R_a de 1,3 μm .

Lorsque nous nous attardons à la température expérimentale en régime stationnaire, nous constatons que le coefficient d’absorption n’est pas influencé par celle-ci (voir figure 56). On ne peut donc pas estimer α en se basant sur la température atteinte en surface, car il n’y a pas de dynamique claire entre ces deux paramètres pour les niveaux de température éprouvés ici.

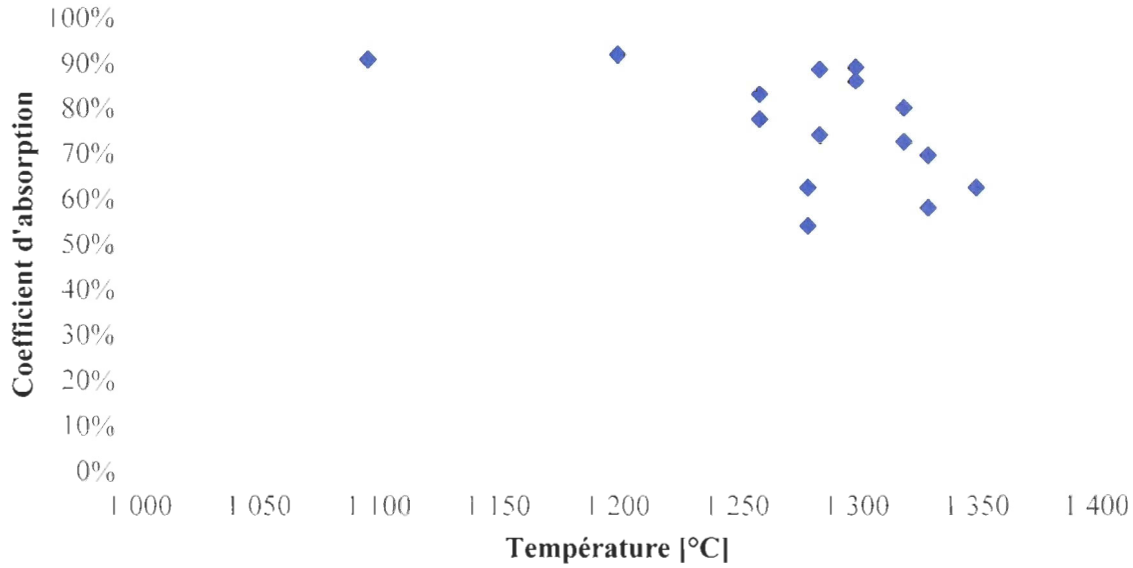


Figure 56 : Essais du groupe 1 – Coefficient d’absorption en fonction de la température moyenne en régime permanent

Les coefficients d’absorption peuvent également être tracés en fonction du paramètre développé par Steen (Steen et Courtney, 1979). La figure 57 est intéressante, car cela nous permet de mettre en relation le coefficient d’absorption avec plusieurs paramètres d’opération à la fois : la puissance, le diamètre de la tache focale et la vitesse d’avance.

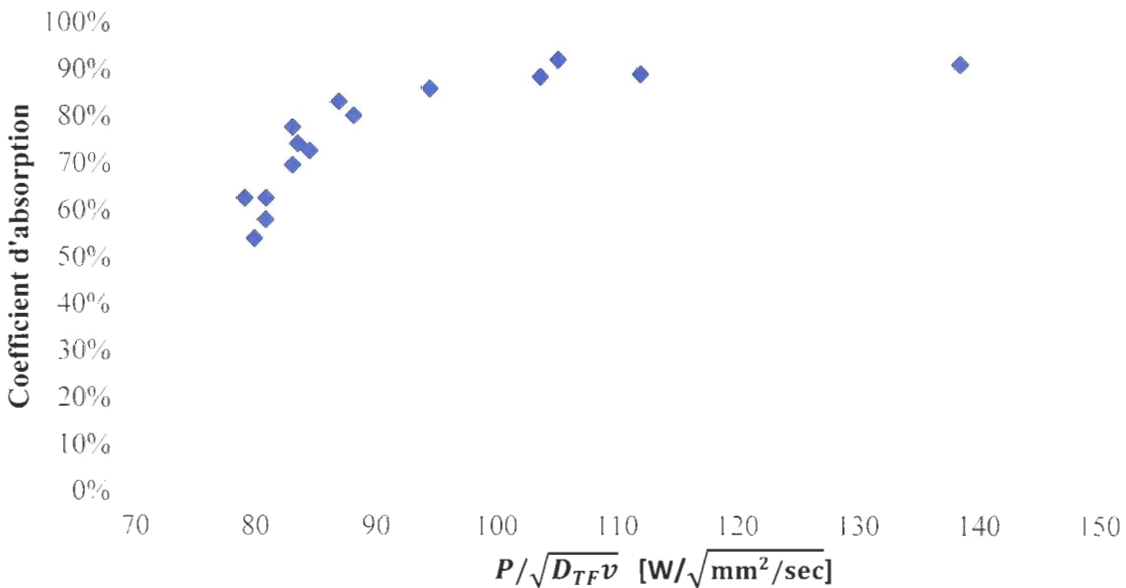


Figure 57 : Essais du groupe 1 - Coefficient d’absorption en fonction du paramètre $P/(D_{TF}v)^{1/2}$

Nous constatons qu'au-delà de $100 \text{ W}/(\text{mm}^2/\text{s})^{1/2}$, le coefficient d'absorption atteint un plateau maximal. À la section 2.4.1, nous avons souligné que α est influencé par la formation d'oxyde à la surface, laquelle est elle-même influencée par le temps d'interaction et la température. En analysant figures 54 et 57, nous suggérons comme hypothèse que la formation d'oxyde est le facteur déterminant vis-à-vis α et qu'à partir de $100 \text{ W}/(\text{mm}^2/\text{s})^{1/2}$ elle atteint son maximum. Sa formation pourrait également être à l'origine des écarts entre la dynamique des essais expérimentaux et des modèles numériques en régime transitoire.

Le groupe d'essais 3 nous a permis d'estimer le coefficient d'absorption selon une variation de l'angle d'incidence. Toutefois, nous n'avons pas pu estimer les angles d'approche inférieure à 30° , car la température est resté inférieure à 500°C et ne fut donc pas enregistrée par le pyromètre.

À l'aide de la figure 54, il est intéressant d'observer qu'une inclinaison de moins de 30° par rapport à la normale a un impact négligeable sur α . Les résultats peuvent être présentés en fonction du temps d'interaction (voir figure 58). Plus l'angle d'incidence entre la surface et le laser diminue, plus la tache focale s'étire et donne lieu à des temps d'interaction plus élevés. Toutefois, la baisse d'irradiance mène à une tendance inverse au groupe 1, c'est-à-dire que le coefficient d'absorption diminue malgré un temps d'interaction plus élevé.

À la figure 58, nous avons inscrit la moyenne des températures enregistrée par le pyromètre à la mi-course de la trajectoire. Nous pouvons observer que malgré un écart de température relativement important, les essais à 40° et 50° ont un coefficient d'absorption similaire. Il en est tout autrement lorsque nous comparons les essais effectués à 50° et à 60° : dans ce cas, une faible augmentation de la température (80°C) provoque une variation importante de α (25 %). Il serait donc difficile de se baser sur la température de surface pour expliquer l'écart entre 50° et 60° .

Il serait intéressant d'effectuer d'autres essais, mais en utilisant un pas d'inclinaison plus fin entre 50° et 60° et ainsi confirmer s'il existe bel et bien une telle zone de variation

abrupte. Nous pourrions en profiter pour mener d'autres essais en variant la vitesse d'avance et la puissance. Par exemple, ajuster ces deux paramètres de façon à maintenir une irradiance et une durée d'interaction précise malgré l'inclinaison. Ceci permettrait d'obtenir des résultats indépendants des variations de l'irradiance et du temps d'interaction. Une autre option consisterait à ajuster les paramètres d'opération de manière à obtenir une température moyenne similaire malgré l'inclinaison. Ces façons d'opérer permettraient également d'effectuer des mesures pyrométriques à des angles inférieurs à 30°.

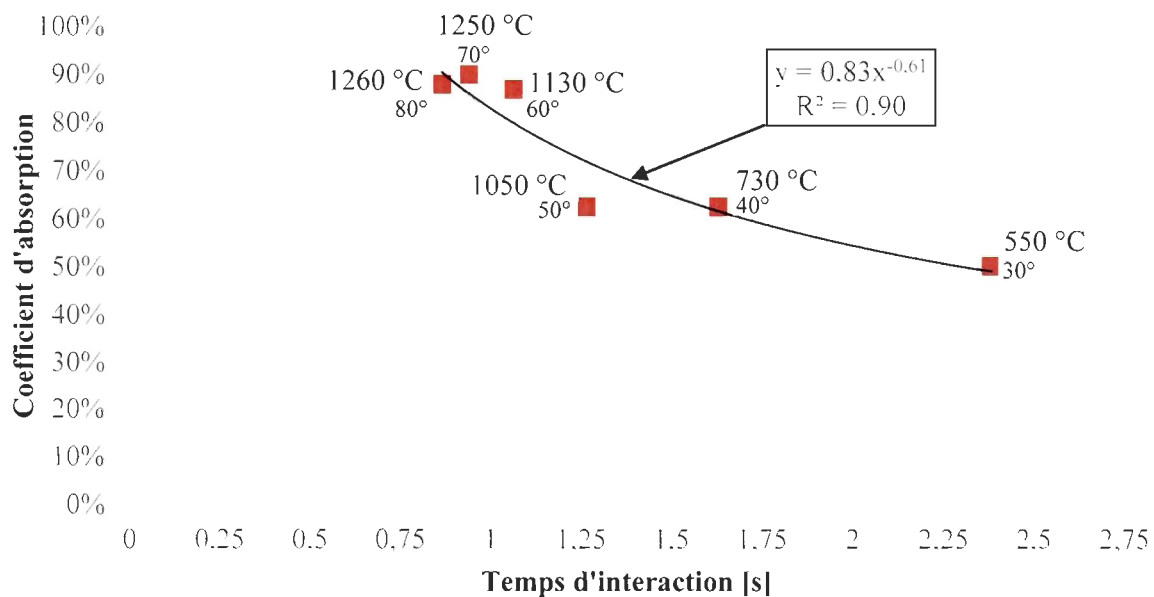


Figure 58 : Coefficient d'absorption en fonction du temps d'interaction pris à mi-course (40 mm) des essais du groupe 3

Variabilité des résultats

Avec les modèles numériques du groupe 2, nous nous sommes intéressés à la variation de la température maximale à l'intérieur de la tache focale en fonction du coefficient d'absorption. Nous avons déterminé qu'une variation de 1 % de α produit une variation de 15 °C pour l'essai 2-A, de 18 °C pour l'essai 2-B et de 20 °C pour le modèle

de l'essai 2-C. Le tableau 14 rapporte ces données ainsi que la variation de la puissance transmise à la pièce.

Tableau 14 : Impacts d'une variation de 1 % du coefficient d'absorption

Essai	ΔT °C	ΔP W
2-A	15	3,5
2-B	18	5,5
2-C	20	7,0

À partir de ces observations, nous pouvons considérer que l'erreur sur la mesure du pyromètre (± 8 °C max) contribue à une variation d'environ 0,5 % sur l'estimation des coefficients d'absorption. Cette affirmation est également valide pour les essais du groupe 1-C à 1-O. Cette erreur est négligeable, toutefois l'erreur sur la puissance laser pourrait mener à des écarts plus significatifs. La figure 59 donne un aperçu de l'impact d'une variation de ± 10 % de la puissance sur l'estimation des α du groupe 1.

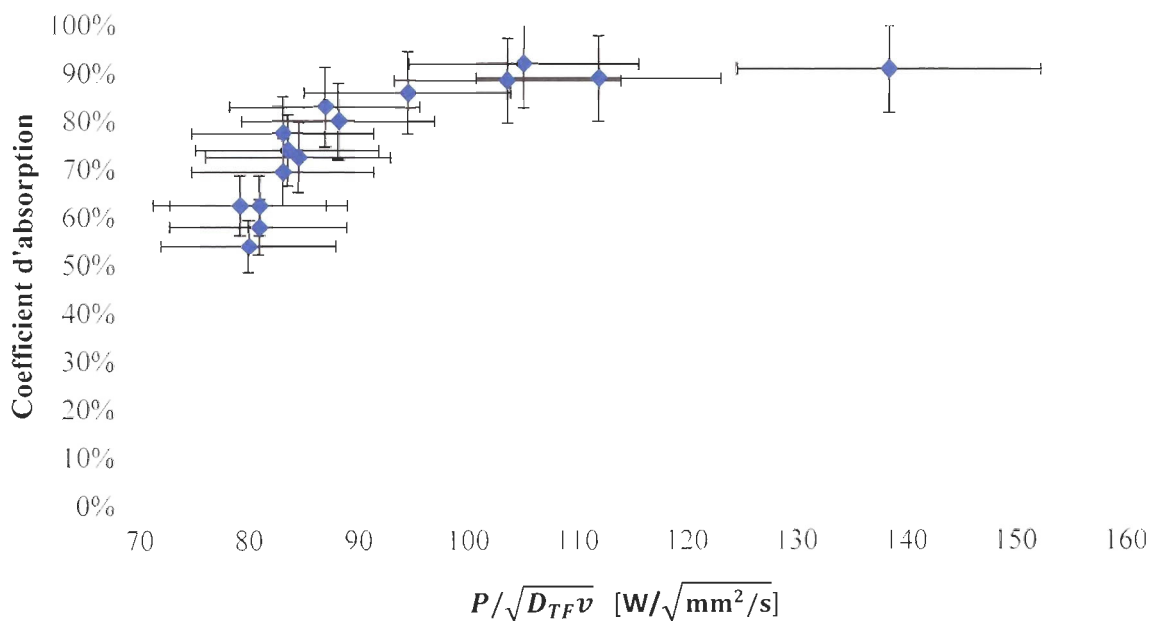


Figure 59 : Essais du groupe 1 - Impact de l'incertitude de la puissance sur l'estimation de α

Même si à première vue l'estimation semble de faible précision, nous savons grâce aux essais expérimentaux du groupe 2 que la répétabilité du laser est très bonne. Selon la fiche technique du laser, la variabilité de la puissance durant 24 h d'opération est de 2 % maximum. Une série de mesure effectuée à l'aide d'un calorimètre permettrait de quantifier l'écart entre la puissance attendue et la puissance délivrée, donc de réduire l'intervalle de variabilité de α . Les coefficients d'absorption recueillis sont donc relativement précis pour modéliser les opérations effectuées avec cette source laser, car elle délivre une puissance similaire coup après coup, même s'il y a divergence avec la valeur nominale demandée par l'opérateur. Toutefois les valeurs de α des essais du groupe 1 et 2 sont élevées. Cette tendance pourrait être le fruit d'une source laser qui fournit plus de puissance que prévu.

La figure 60 compare la température maximale dans la tache focale d'un modèle numérique en faisant varier α de 1 %. Les résultats ont été obtenus en modélisant l'essai 2-C avec l'approche #1. La figure 60 présente également les températures mesurées par le pyromètre durant les essais expérimentaux 2-C et 2-C'.

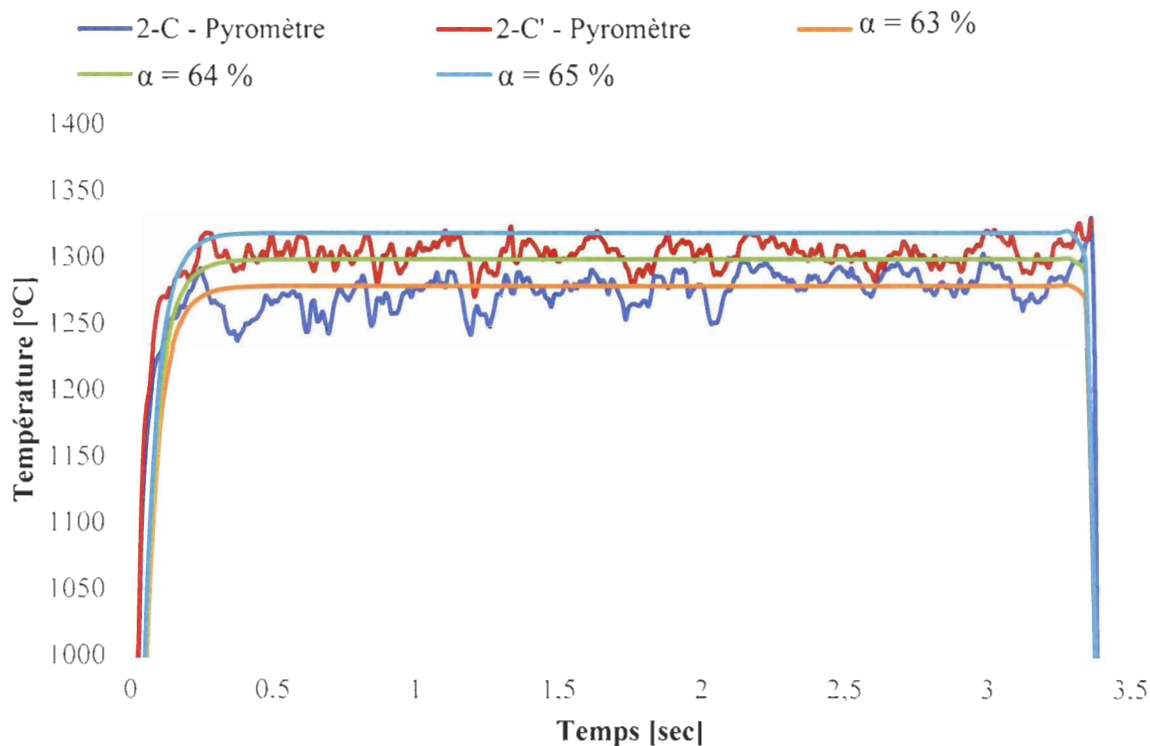


Figure 60 : Essais 2-C – Température en fonction du temps et variation de 1% de α

Nous remarquons que les variations des essais 2-C et 2-C' portent une « signature » similaire. Lorsqu'inspectés de plus près, les autres essais démontrent également des variations qui évoluent de façon similaire dans le temps. Nous suspectons que ces variations seraient causées par les déplacements du robot. Les vibrations causées par ses mécanismes se sont propagées jusqu'au capteur du pyromètre via le bras semi-flexible qui le relie au support de la tête laser. La zone de détection a ainsi couvert des portions plus froides autour du point maximal. À l'aide de la figure 61, nous pouvons grossièrement estimer les déplacements de la zone de détection du pyromètre à environ 2 mm.

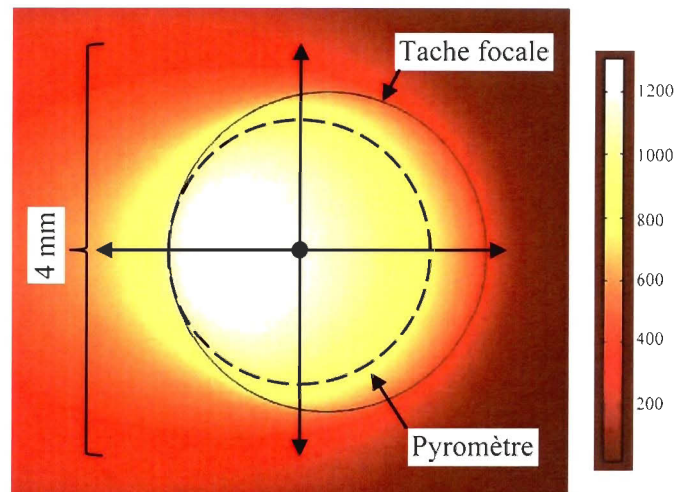


Figure 61 : Simulation de l'essai 2-C – Oscillations probables du pyromètre

Pour plusieurs essais expérimentaux, nous avons remarqué un arrêt dans l'augmentation de la température tout juste après le début de l'exposition au laser. Pour les essais plus lents, cet arrêt se produit aux environ 700-760 °C, soit près des températures critiques A_{c1} et A_{c3} à l'équilibre. Sur la figure 62, nous avons rassemblé les données des essais 1-A, 1-B et 1-C qui montrent bien ce comportement. Le ralentissement se produit à des températures plus élevées au fur et à mesure que la puissance et la vitesse d'avance augmentent, comme en témoignent les mesures pyrométriques des essais 2-A, 2-B et 2-C réunis à la figure 63. Nous constatons également que la durée et la magnitude des variations diminuent avec l'accélération du procédé.

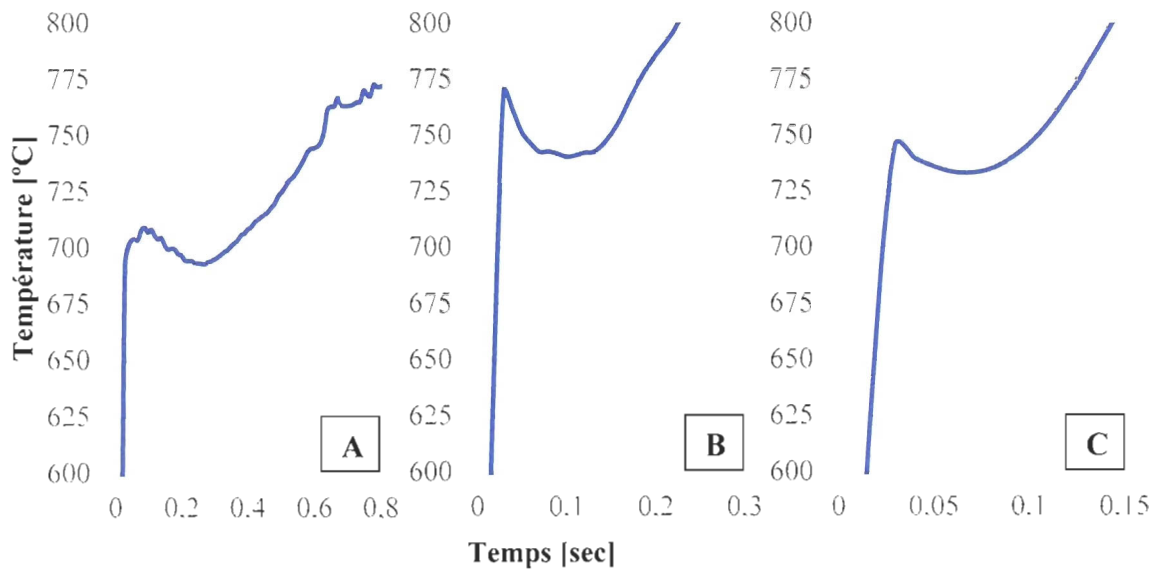


Figure 62 : Essais 1-A (A), 1-B (B) et 1-C (C) - Zone de ralentissement durant l'augmentation en température des essais

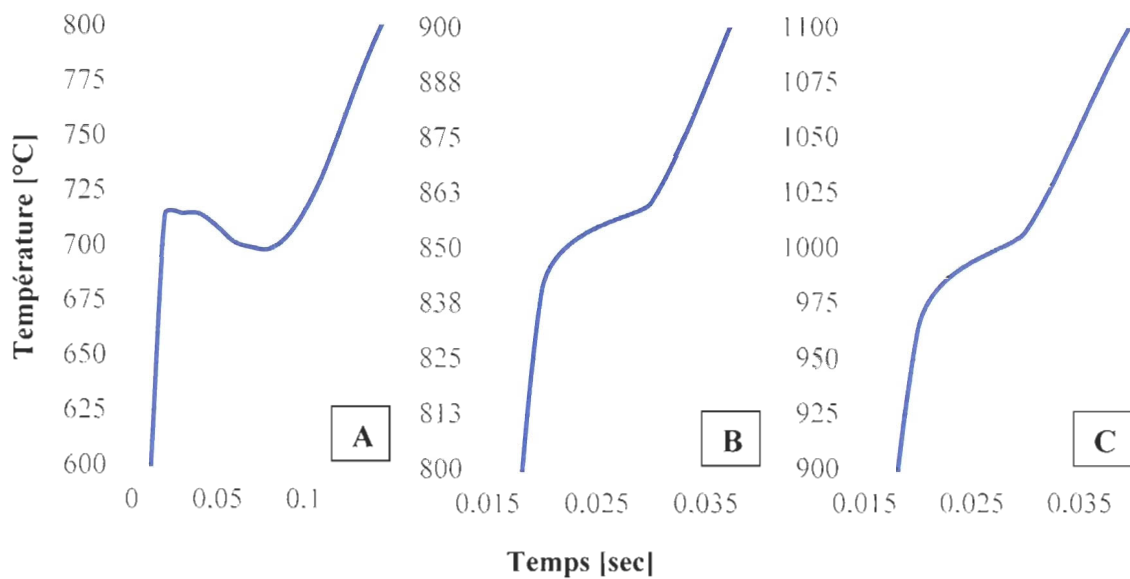


Figure 63 : Essais 2-A (A), 2-B (B) et 2-C (C) - Zones de ralentissement durant l'augmentation en température des essais

En nous basant sur l'étude de Wang *et al.* (Wang *et al.*, 2000), nous pouvons attribuer ce ralentissement aux transformations métallurgiques qui prennent place à ces niveaux de température. Dans leur étude, Wang *et al.* ont observé une diminution du coefficient d'absorption d'environ 10 % près de 700 °C avant que celui-ci ne recommence à augmenter aux environs de 1 000 °C. Des résultats similaires auraient été observés par Jupner (Jueptner *et al.*, 1982).

Rappelons qu'aux sections 2.4.1 et 4.3.3, nous avons souligné que plusieurs ouvrages rapportent une augmentation des températures critiques en fonction du taux de chauffe. Il est suggéré d'augmenter les températures de transformation afin d'accommoder la cinétique des transformations. À cet effet, les résultats présentés à la figure 63 permettent d'estimer que les températures de transformation Ac_1 et Ac_3 peuvent être augmentées de 275 °C pour les paramètres d'opération rapides. Cette augmentation est estimée en comparant le niveau de température où se produit le ralentissement du taux de chauffe, lequel est à ≈ 720 °C pour l'essai 2-A et à ≈ 975 °C pour l'essai 2-C.

Les données présentées aux figures 62 et 63 rapportent ces effets en surface, mais nous pouvons supposer qu'il est nécessaire d'ajuster Ac_3 utilisée dans les simulations pour délimiter la profondeur durcie. Si les variations de Ac_1 et Ac_3 se maintiennent à l'intérieur du spécimen, l'estimation de la profondeur durcie avec une valeur Ac_3 fixe pour différentes conditions d'opération pourrait mener à des erreurs significatives. En effet, les profondeurs pourraient être sous-estimées pour des conditions d'opération plus lentes, alors que celle des essais plus rapides pourrait être surestimée.

D'un autre côté, nous pouvons poser comme hypothèse que la valeur de Ac_3 change en fonction de la profondeur dans le spécimen, car le taux de chauffe et la température maximale diminuent graduellement sous la surface. Les analyses de la profondeur durcie menées à la section suivante permettront d'argumenter cette hypothèse.

4.6 ANALYSE METALLOGRAPHIQUE

4.6.1 Mise en œuvre de l'analyse

Dans la section précédente, nous avons ajusté le coefficient d'absorption des modèles numériques afin d'obtenir une température dans la tache focale similaire à celle obtenue expérimentalement. Ici, les analyses nous permettent de vérifier les performances des modèles numériques vis-à-vis l'estimation des dimensions des trempes. Nous profitons de l'occasion pour y comparer les performances de l'approche ASA et celle par translation du système de coordonnées.

Pour réduire le nombre de spécimens à examiner, nous effectuons les analyses sur les spécimens du groupe 2, qui couvrent en bonne partie la plage d'opération du groupe 1. Grâce à ces six essais, nous pouvons observer la capacité de la trempe autogène, la variation de α en fonction du fini de surface et les impacts d'une douche sur la profondeur durcie et le profil de dureté.

Pour estimer la profondeur durcie à partir des simulations, nous utilisons la température frontière Ac_3 (845 °C) tel que suggéré à la section 4.3.3. L'hypothèse de travail stipule que toute zone du spécimen qui aura franchi cette température est transformée en martensite après refroidissement, et ce, peu importe la durée du séjour à cette température. L'acier AISI 4340 se prête bien à ce genre d'hypothèse comme le souligne Barka (Barka, 2011). Soulignons que si nous considérons une température Ac_3 plus élevée, les profondeurs durcies seraient estimées à la baisse. À l'inverse, une température Ac_3 plus faible mènerait à une estimation à la hausse des profondeurs durcies.

Les spécimens sont coupés à l'aide d'une scie abrasive selon le plan transversal xz positionné à la moitié de la trajectoire. Des jets de liquide de découpe sont orientés vers le trait de scie pour refroidir les spécimens durant l'opération.

Les profils de dureté sont effectués via des points de mesure disposés à la verticale. L'axe de mesure est positionné au centre de la zone durcie et perpendiculaire à la surface. L'espacement entre les points de mesure est de 100 μm dans la zone durcie et de 150 μm dans le matériau de base. Au niveau des résultats provenant des simulations, la vue correspond au même plan de coupe que sur les spécimens physiques. La portion rouge des images correspond à la portion du spécimen dont la température est supérieure ou égale à A_{c3} modifiée (845 °C). La portion bleue couvre les zones où la température est inférieure à A_{c3} .

4.6.2 Résultats du groupe 2

Les résultats des essais 2-A, 2-B et 2-C (trempe autogène) sont présentés en premier lieu. Les dimensions évaluées selon l'approche visuelle sont présentées à la figure 64, suivie par les profils de dureté (voir figure 65). Les résultats des simulations basées sur les deux approches sont présentés aux figures 66 et 67.

Par la suite, les résultats des essais 2-A', 2-B' et 2-C' (trempe forcée) sont présentés. La disposition des résultats est identique à celle des essais de trempe autogène : la figure 68 montre les dimensions évaluées selon l'approche visuelle, suivit de la figure 69 qui rapporte les profils de dureté. Les dimensions théoriques sont présentées sur les figures 70 et 71.

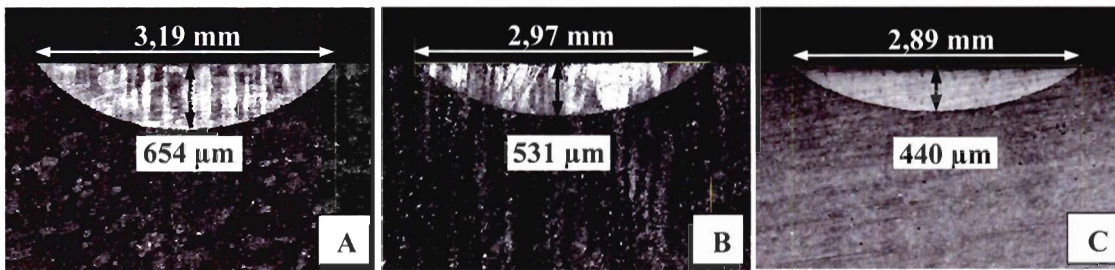


Figure 64 : Macrographies des spécimens 2-A, 2-B et 2-C attaqués au Nital (2 %) présentées aux figures A, B et C respectivement

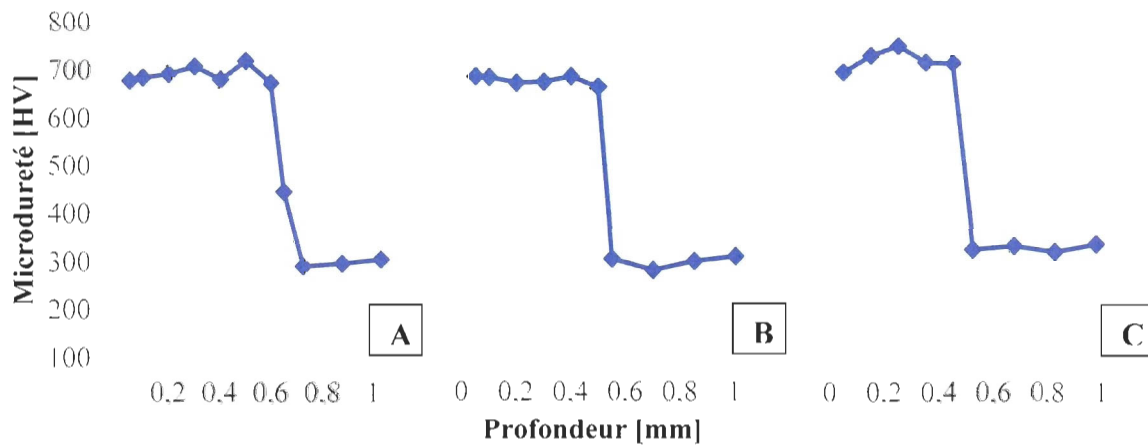


Figure 65 : Profil de dureté des spécimens des essais 2-A (A), 2-B (B) et 2-C (C)

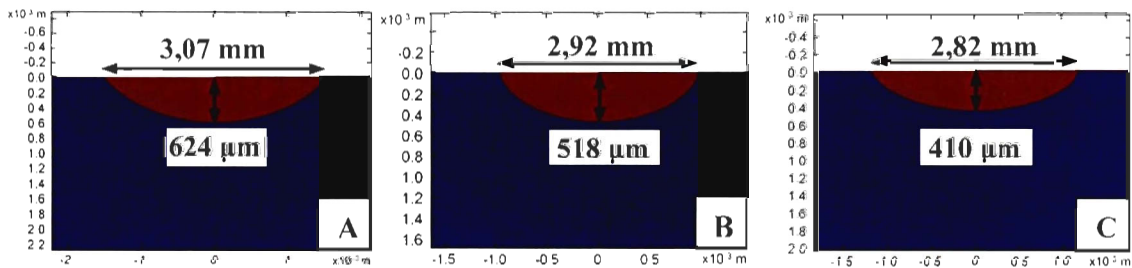


Figure 66 : Approche #1 - Simulations 2-A, 2-B et 2-C présentées aux figures A, B et C respectivement.

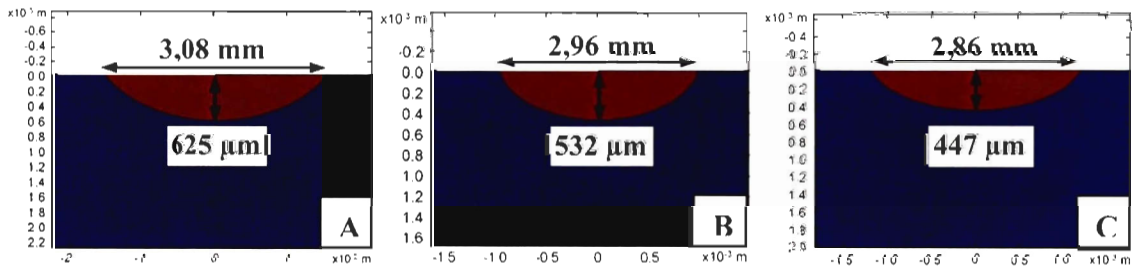


Figure 67 : Approche #2 - Simulations 2-A, 2-B et 2-C présentées aux figures A, B et C respectivement.

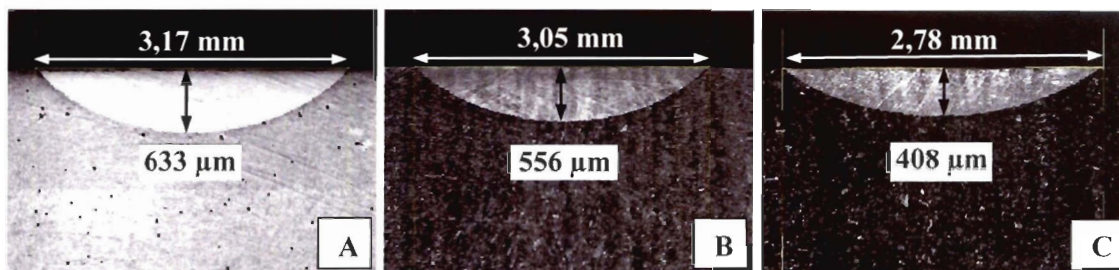


Figure 68 : Macrographies des spécimens 2-A', 2-B' et 2-C' attaqués au Nital (2 %) présentées aux figures A, B et C respectivement.

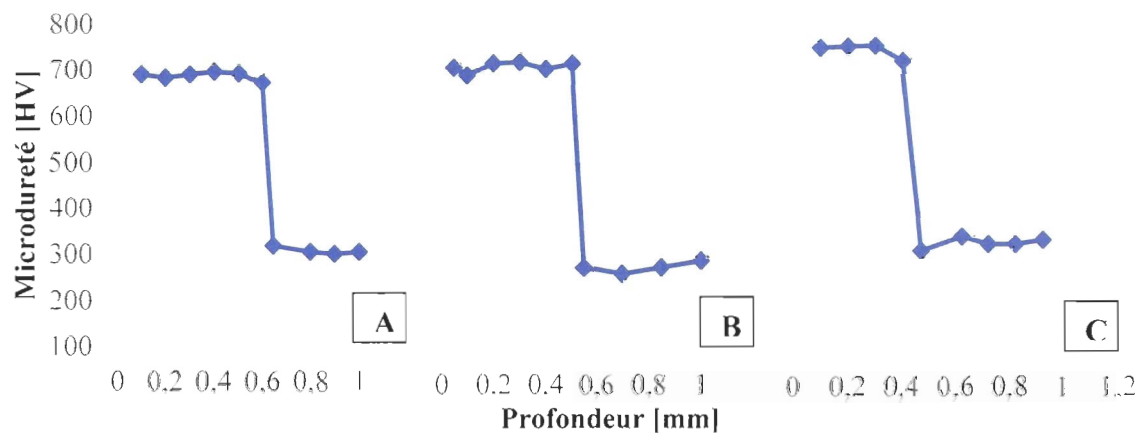


Figure 69: Profil de dureté des spécimens des essais 2-A' (A), 2-B' (B) et 2-C' (C)

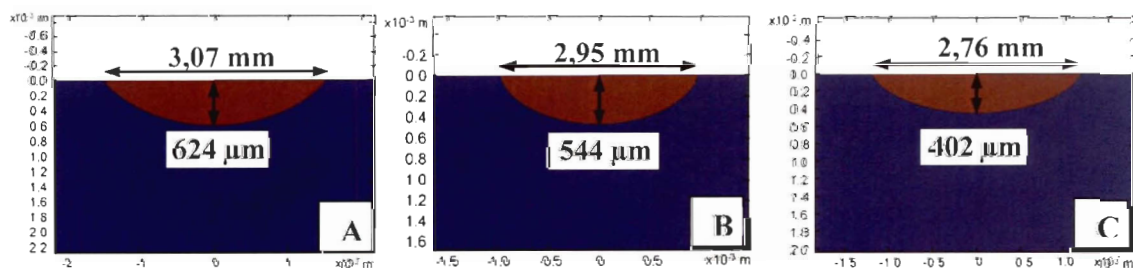


Figure 70: Approche #1 - Simulations 2-A', 2-B' et 2-C' présentées aux figures A, B et C respectivement.

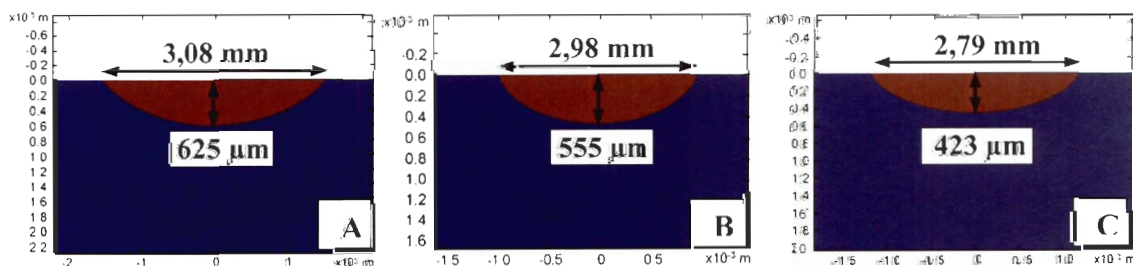


Figure 71: Approche #2 - Simulations 2-A', 2-B' et 2-C' présentées aux figures A, B et C respectivement.

4.6.3 Dureté des spécimens

Le tableau 15 rapporte les duretés moyennes mesurées dans la zone durcie et dans le matériau de base adjacent. La conversion de la dureté en Vickers vers la dureté en Rockwell C s'est fait selon la norme ASTM E-140-02.

Tableau 15 : Dureté moyenne des essais du groupe 2

Essai	Dureté moyenne			
	Zone durcie		Matériel de base	
	HV	HRC	HV	HRC
2-A	689	60	309	31
2-A'	691	60	335	30
2-B	677	59	298	29
2-B'	705	60	279	27
2-C	715	61	326	33
2-C'	746	62	339	35

Dans un premier temps, les niveaux de dureté atteints dans les spécimens se rapprochent de ceux rapportés par Shiue et Chen (Shiue et Chen, 1992). On y constate une légère augmentation de la dureté de la zone durcie en fonction de la vitesse d'avance. L'écart est toutefois beaucoup moins prononcé que dans (Shiue et Chen, 1992).

On ne dénote pas de différence significative entre les duretés atteintes par les essais à trempe forcée et ceux laissés à la trempe autogène. Toutefois, si nous nous attardons au premier point de mesure près de la surface, nous constatons systématiquement une dureté plus élevée pour les spécimens douchés.

Les essais 2-B, 2-B' et 2-C' semblent montrer une zone de surrevenu juste après la transition entre la zone durcie et le matériau de base (voir figures 65 et 69). Shiue et Chen ont démontré qu'une microstructure initiale semblable à la nôtre procure de très petites zones de surrevenu : la baisse de dureté rapportée est d'environ 2 à 3 HRC et mesure entre 0,25 à 0,5 mm selon les paramètres d'opération. Quant à nous, l'essai 2-B' démontre le plus

grand survenu. Si nous considérons que la dureté nominale est de 300 HV (30 HRC), nous mesurons une dureté minimale, due au survenu, de 35 HV (5 HRC) qui s'étend sur une distance d'environ 0,45 mm. Sans grande surprise, les essais 2-C et 2-C' démontrent la plus grande dureté, due aux cycles thermiques plus rapides.

4.6.4 Profondeur durcie

Lorsque nous comparons les résultats de simulation et les résultats expérimentaux, nous constatons que l'estimation des zones trempées à partir de la température A_{c3} modifiée est une approche précise. Les profondeurs de trempée estimées à l'aide des modèles bâties selon l'approche #2 sont systématiquement plus élevées que les profondeurs estimées à l'aide des modèles développés avec l'approche #1. Le tableau 16 permet de comparer les mesures expérimentales et les estimations théoriques.

Tableau 16 : Mesures et estimations des profondeurs durcies des essais du groupe 2

Essai	Profondeur durcie (μm)			
	Mécanique	Visuelle	Approche #1	Approche #2
2-A	670	654	624	625
2-A'	638	633	624	625
2-B	536	531	518	532
2-B'	535	556	544	555
2-C	510	440	410	447
2-C'	460	408	402	423

Les tableaux 17 et 18 rapportent les écarts relatifs entre les dimensions théoriques et les mesures expérimentales (méthode visuelle). Le tableau 17 réfère à la profondeur durcie alors que le tableau 18 réfère à la largeur de la zone durcie.

Une discussion portant sur l'écart entre les résultats de la méthode de dimensionnement visuelle et mécanique est présentée à l'annexe III. Il est conclu que la méthode visuelle est plus appropriée dans notre situation. C'est pourquoi les estimations numériques sont comparées aux résultats mesurés par la méthode visuelle.

Tableau 17 : Groupe 2 – Différence relative des profondeurs durcies estimées par rapport aux mesures expérimentales

Essai	Écart relatif - Profondeur durcie	
	Approche #1	Approche #2
2-A	4,6 %	4,3 %
2-A'	1,4 %	1,3 %
2-B	2,4 %	0,2 %
2-B'	2,2 %	0,2 %
2-C	6,8 %	1,4 %
2-C'	1,5 %	3,3 %
Moyenne	3,2 %	1,8 %

Tableau 18 : Groupe 2 – Différence relative des largeurs maximales des zones durcies estimées par rapport aux mesures expérimentales

Essai	Écart relatif - Largeur durcie	
	Approche #1	Approche #2
2-A	4,0 %	3,7 %
2-A'	3,3 %	3,0 %
2-B	1,8 %	0,5 %
2-B'	3,6 %	2,6 %
2-C	2,5 %	1,1 %
2-C'	0,9 %	0,1 %
Moyenne	2,7 %	1,8 %

En posant comme hypothèse que toute portion ayant franchi 845 °C se transforme en martensite après refroidissement, nous obtenons une différence moyenne de 3,2 % sur

l'estimation de la profondeur durcie et de 2,7 % sur la largeur pour les modèles bâtis selon l'approche #1. Les résultats sont encore meilleurs avec ceux développés avec l'approche ASA, où nous atteignons une différence moyenne de 1,8 % sur la profondeur durcie et sur la largeur durcie. Nous pouvons constater que les estimations théoriques sont systématiquement inférieures aux dimensions expérimentales. Les modèles pourraient donc être considérés comme conservateurs.

Corrélation de la profondeur durcie avec différent paramètre

Connaissant les paramètres d'opération et les profondeurs durcies des spécimens expérimentaux, nous pouvons tracer un graphique permettant d'estimer la profondeur durcie en fonction des paramètres d'opération. En suivant l'approche de Steen (Steen et Courtney, 1979), la figure 72 présente la profondeur durcie en fonction du paramètre $P/\sqrt{D_{TF}v}$ de chaque spécimen du groupe 2. Les barres d'erreurs représentent les variations possibles dues à l'incertitude de 10 % sur la puissance réelle du laser.

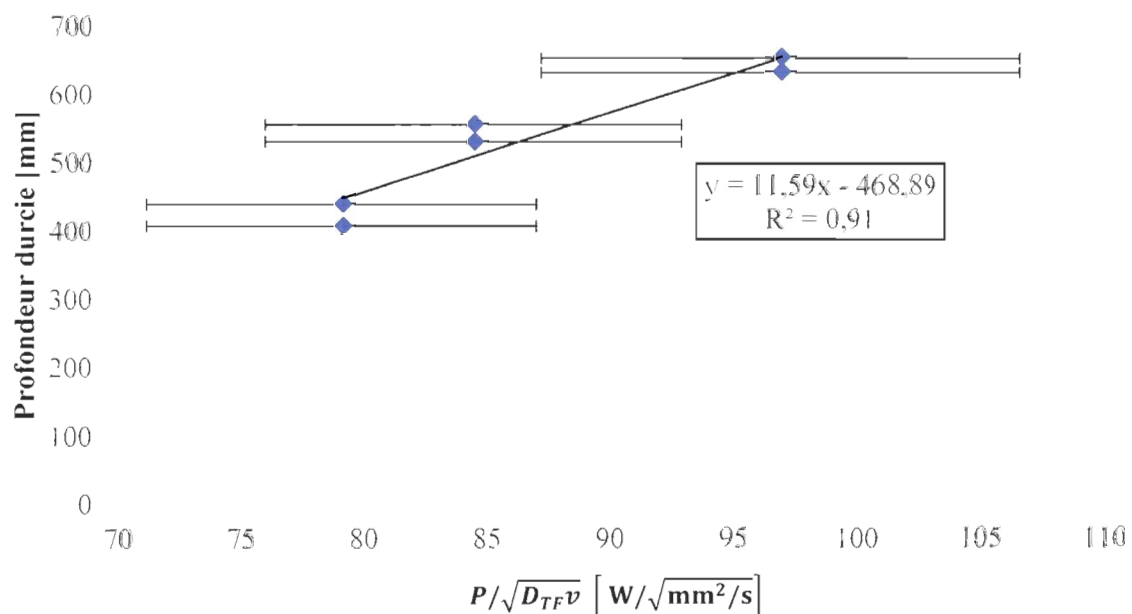


Figure 72 : Groupe 2 – Profondeurs durcies en fonction du paramètre $P/\sqrt{D_{TF}v}$

En observant l'écart entre les mesures et la droite de régression linéaire, nous pouvons conclure qu'il est possible d'estimer la profondeur durcie avec une précision de $\pm 50 \mu\text{m}$ lorsque le fini de surface R_a de l'acier AISI 4340 est compris entre $2,5$ et $5,5 \mu\text{m}$. Pour certaines applications, ce niveau de précision est largement suffisant. Si nous extrapolons la droite de régression pour couvrir l'ensemble des essais du groupe 1, nous pouvons alors avoir un aperçu des profondeurs atteintes. La figure 73 présente l'expression de la droite de régression de la figure 72 appliquée aux essais du groupe 1. Les barres d'erreurs verticales représentent l'incertitude de $\pm 50 \mu\text{m}$ sur la profondeur durcie alors que celles horizontales réfèrent aux variations possibles dues à l'incertitude de 10 % sur la puissance réelle du laser.

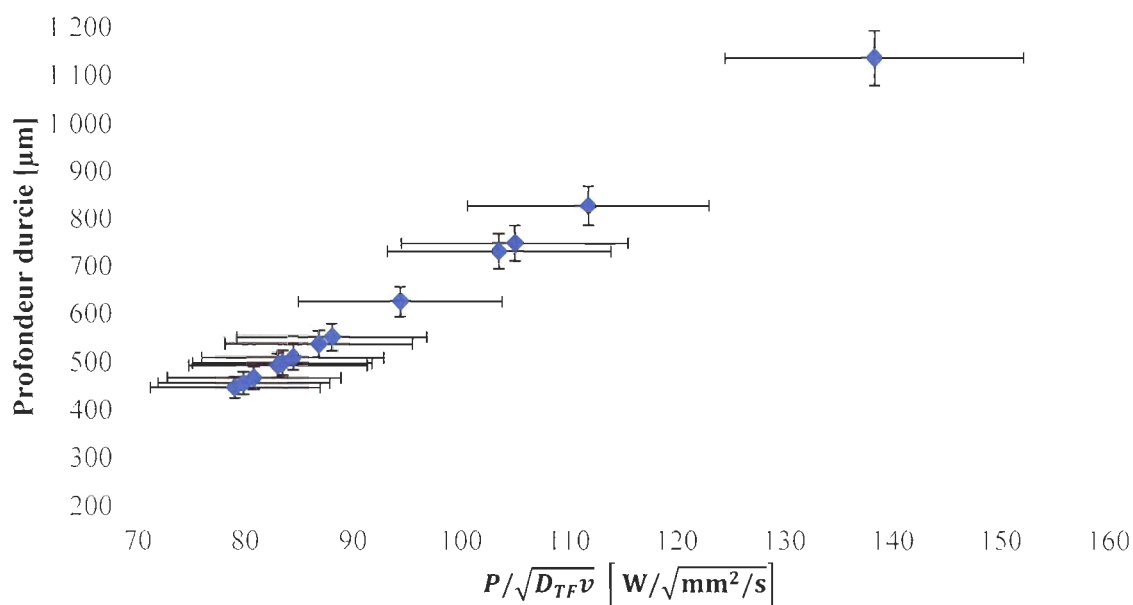


Figure 73 : Estimations des profondeurs de trempe atteintes par les essais du groupe 1

Selon cette approximation, nous devrions avoir atteint une profondeur d'environ 1 mm pour l'essai 1-A. Toutefois, pour les profondeurs de trempe supérieure à $700 \mu\text{m}$ nous ne pouvons garantir que la trempe autogène est pleinement réalisable, car nous n'avons pas vérifié de telles situations.

À partir des données de la figure 73, nous pouvons mettre en relation la profondeur durcie avec les coefficients d'absorption du tableau 13. La figure 74 trace cette proposition. Les barres d'erreurs verticales représentent l'incertitude de $\pm 50 \mu\text{m}$ sur la profondeur durcie alors que celles horizontales réfèrent aux variations possibles dues à l'incertitude de 10 % sur la puissance réelle du laser.

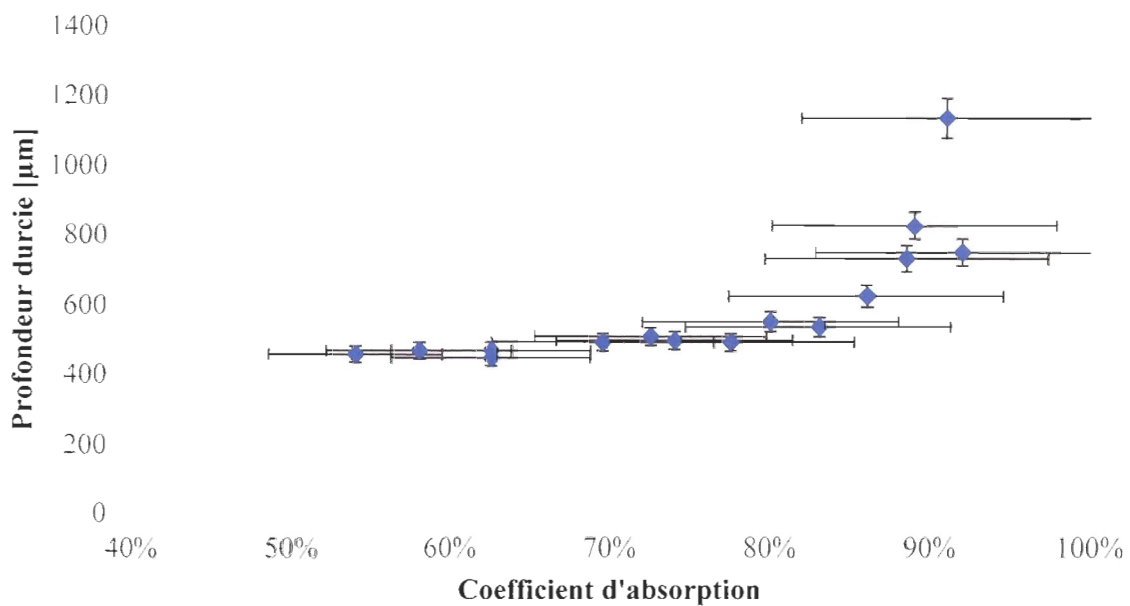


Figure 74 : Groupe 1 - Estimation de la profondeur durcie en fonction de α

À la lecture de la figure 74, on note que la profondeur durcie théorique augmente avec α . Cette observation est cohérente, car les essais lents permettent à la chaleur de pénétrer davantage dans le spécimen et possèdent un α plus élevé, car la formation d'oxyde serait favorisée par cette plage d'opération. Nous constatons toutefois qu'il existe de grandes variations au-delà d'un α de 85 %. Une série d'analyse métallographique sur les spécimens du groupe 1 permettrait de faire la lumière sur les trempes encourues.

Sur la figure 75, nous relierons les profondeurs de trempes expérimentales et la dureté moyenne atteinte dans les zones trempées, comme l'a effectué Gregson (Gregson, 1988).

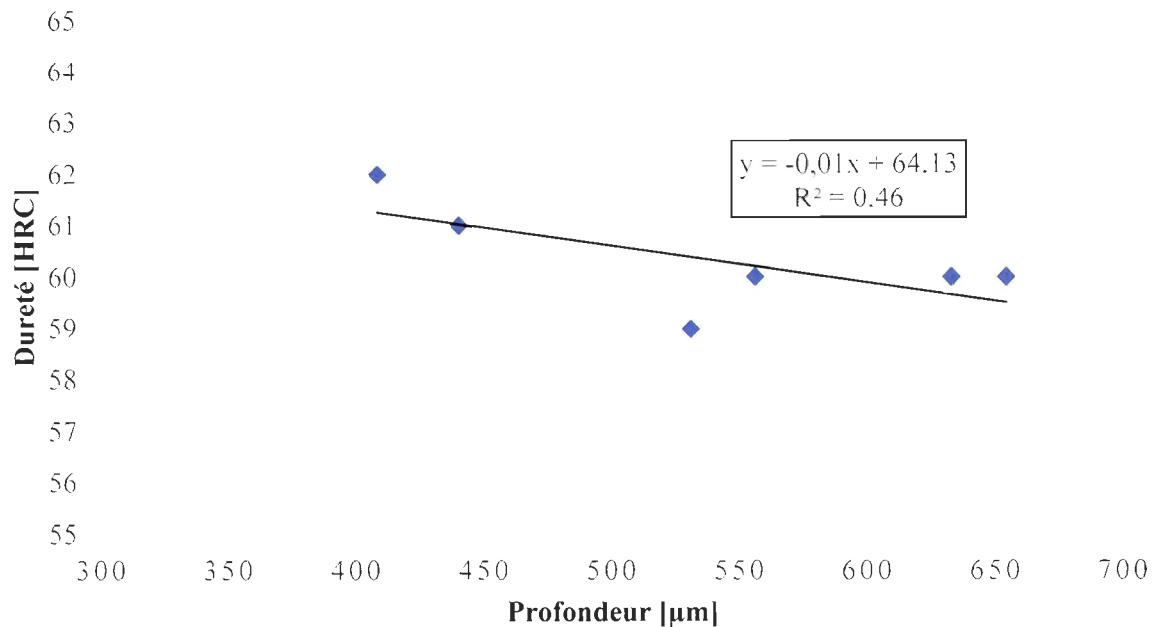


Figure 75 : Dureté en fonction de la profondeur trempée des essais du groupe 2

4.6.5 Trempe autogène

À première vue, nous constatons qu'il n'y a pas de variations significatives entre les spécimens douchés et ceux laissés en trempe autogène. Toutefois, les dimensions de trempe des spécimens douchés sont généralement inférieures à celle des spécimens trempés de manière autogène. Seul le spécimen 2-B' montre une profondeur et une largeur durcie supérieure à son jumeau, le spécimen 2-B. Ceci s'explique rapidement en y comparant les coefficients d'absorption estimés : 2-B' est le seul spécimen douché dont le coefficient d'absorption est supérieur à son jumeau ($\Delta\alpha = 1,5\%$). La différence entre les niveaux de puissance absorbée expliquerait également les écarts dimensionnels entre les trempes des spécimens 2-C et 2-C'.

Par contre, les coefficients d'absorption des essais 2-A et 2-A' ont tous deux été estimés à 87 %, alors qu'on y mesure des écarts de 21 μm sur la profondeur durcie et de 24 μm sur sa largeur. Selon les affirmations précédentes, nous pouvons conclure que ce

niveau d'écart serait théoriquement causé par une variation de 21 °C à la surface, soit une variation de 1,4 % de α .

Pratiquement, nous pouvons affirmer que dans ces conditions de traitement, l'utilisation d'un liquide caloporteur est superflue. Nous confirmons qu'une proportion de 10:1 de matière froide sous l'épaisseur durcie est suffisante pour permettre la trempe autogène de l'acier AISI 4340. En fait, grâce à nos résultats nous pouvons affirmer que la trempe autogène est fonctionnelle pour des ratios plus faibles, comme en témoignent les données du tableau 19.

Tableau 19 : Ratio des essais de trempe autogène du groupe 2

Essai	Profondeur durcie	Ratio
	μm	Matière froide / chaude
2-A	654	6,6 : 1
2-B	531	8,4 : 1
2-C	440	10,4 : 1

4.6.6 Variabilité des résultats

À l'aide des modèles numériques, nous nous sommes intéressés à la variation de la profondeur durcie théorique en fonction de la variation de la température maximale à l'intérieur de la tache focale. Les observations ont été effectuées en variant le coefficient d'absorption à partir de la valeur nominale (voir tableau 13). Nous avons mesuré que :

- pour le modèle de l'essai 2-A, une augmentation de 10 °C ($\Delta\alpha \approx 0,7 \%$, $\Delta P \approx 1,8 \text{ W}$) à la surface accroît la profondeur et la largeur de la zone durcie de 10 μm ;
- pour le modèle de l'essai 2-B, une augmentation de 10 °C ($\Delta\alpha \approx 0,5 \%$, $\Delta P \approx 2,8 \text{ W}$) augmente la profondeur durcie de 8 μm et sa largeur de 9 μm ;

- pour le modèle de l'essai 2-C, une augmentation de 10 °C ($\Delta\alpha \approx 0,5 \%$, $\Delta P \approx 3,5 \text{ W}$) augmente la profondeur durcie de 2,5 μm et élargit celle-ci de 20 μm .

En mettant ces observations en relation avec la précision du pyromètre, nous pouvons affirmer que l'erreur induite par celui-ci est d'environ 10 μm pour la largeur et la profondeur des essais 2-A et 2-B. Pour le modèle 2-C, l'erreur induite est de 2,5 μm sur la profondeur et de 20 μm en largeur. Les données indiquent que plus la vitesse d'avance est élevée, moins les variations de la température à la surface ont un impact sur la profondeur durcie. Lorsque le procédé est effectué rapidement, la chaleur tend à se concentrer davantage près de la surface, c'est pourquoi nous pouvons observer que la variation de la température maximale influe sur la largeur plutôt que sur la profondeur des zones trempées.

L'incertitude sur la puissance du laser mène également à une marge d'erreur sur l'estimation des profondeurs de trempé. Cependant, rappelons que dans les modèles numériques α est ajusté afin d'atteindre une température similaire à celle des expérimentations : les variations de la puissance sont donc compensées par α . L'erreur sur le dimensionnement théorique des zones trempées est donc attribuable aux erreurs de mesure de la température de surface.

4.7 CONCLUSION

Nous avons effectué 28 tests expérimentaux réunis en trois groupes distincts. Le premier groupe d'essais a été mené sur deux spécimens : 15 tracés ont été effectués à des niveaux de puissance variant entre 250 et 1000 W pour des vitesses d'avance allant de 1 à 48 mm/s.

Le deuxième groupe d'essais avait pour but d'observer les capacités de la trempé autogène. Nous avons d'abord effectué trois essais de trempé autogène sur trois spécimens

différents. Pour mesurer l'impact d'une trempe forcée, nous avons reproduit ces essais, mais en douchant les spécimens à l'eau après le passage du laser.

Le troisième groupe avait pour but de déterminer l'impact de l'angle d'incidence sur le coefficient d'absorption. Pour ces essais, nous avons fixé la puissance et la vitesse d'avance, puis nous avons effectué des essais à différents angles d'incidence entre 30 à 80°.

Durant ces essais, nous avons mesuré la température à la surface du spécimen à l'aide d'un pyromètre. Ces données ont été utilisées comme référence afin de comparer les résultats des simulations. Au laboratoire, nous avons mesuré la taille des zones durcies en utilisant une méthode visuelle et une méthode mécanique.

Les essais expérimentaux ont été reproduits à l'aide du modèle mathématique développé au chapitre 3. Nous avons brièvement comparé les deux approches permettant de modéliser le déplacement du laser afin de s'assurer d'une bonne cohérence entre les solutions calculées par celles-ci. En simulant les essais du groupe 2, nous sommes venus à la conclusion que les deux approches mènent à des solutions équivalentes.

Pour estimer le coefficient d'absorption, nous avons paramétré celui-ci dans les modèles et l'avons fait varier jusqu'à ce que les résultats de simulation offrent une température de surface similaire ($\pm 0,5\%$) à celle enregistrée par le pyromètre. En procédant de la sorte, nous avons exploré le comportement du coefficient d'absorption en fonction des conditions d'opération.

En reliant les finis de surface aux coefficients d'absorption, nous sommes venus à la conclusion que pour l'acier AISI 4340 exposé au laser fibre, les finis de surface R_a situés entre 2,75 et 5,25 μm offrent une capacité d'absorption comparable ($\pm 2\%$). Le temps d'interaction, qui régit en grande partie la formation d'oxyde à la surface, a un impact beaucoup plus déterminant sur le coefficient d'absorption.

Les essais du groupe 2 nous ont permis de conclure que la trempe autogène est pleinement fonctionnelle dans ces conditions de traitement, car l'utilisation d'une douche

n'a pas affecté la profondeur durcie. La règle du pouce qui stipule que la trempe autogène est possible lorsque l'épaisseur de matière froide sous la zone durcie est 10 fois plus grande que l'épaisseur durcie est donc valide pour l'AISI 4340. Toutefois, nous avons remarqué une dureté légèrement plus élevée à la surface pour les spécimens douchés.

Pour ces mêmes essais, les analyses macrographiques ont permis de souligner l'absence de transition entre le matériau durci et le matériau de base. Les profils de microdureté soutiennent cette observation et montre une variation de dureté très franche entre chacune des microstructures.

À partir des simulations, nous avons estimé la profondeur durcie en utilisant la température A_{c3} modifiée (845 °C) pour délimiter la portion de matériau transformée en austénite, puis en martensite à la suite de refroidissement. Les résultats sont très concluants et démontrent un écart relatif moyen de 1,8 % entre les dimensions estimées par l'approche ASA et les résultats expérimentaux.

À l'aide des essais du groupe 3, nous avons observé que le coefficient d'absorption varie de 40 % lorsque l'angle d'incidence varie de 30 à 60°. Il faut toutefois nuancer, car les essais incluent l'impact combiné de la baisse d'irradiance et de l'augmentation du temps d'interaction causé par les variations de l'angle d'incidence. Entre 60 et 90°, α ne démontre pas de variation significative.

Nous avons tenté d'utiliser les propriétés thermophysiques non linéaires pour définir l'acier AISI 4340 dans nos modèles. Malheureusement, ils produisent des écarts importants tant au niveau de la température de surface et qu'à la diffusion de la chaleur dans la composante. L'utilisation de ces propriétés nécessiterait une recherche systématique et approfondie. C'est pourquoi nous avons considéré les propriétés thermophysiques fixes dans ce travail.

CHAPITRE 5

POTENTIEL D'APPLICATION DE LA FONCTION DÉVELOPPÉE

5.1 INTRODUCTION

Ce chapitre est orienté vers l'utilisation de la fonction à des fins de recherche et développement de méthode d'application. La section 5.2 fait un retour sur son fonctionnement, ses avantages et ses limitations. Dans la section 5.3, on procède à une brève étude de cas sur une crémaillère. Pour terminer, nous présentons également quelques exemples d'application pouvant tirer avantage de l'outil numérique développé.

5.2 REVUE DE LA FONCTION DEVELOPPEE

Pour remédier aux difficultés reliées à la modélisation numérique des déplacements d'une source sur une géométrie 3D, nous avons développé une fonction qui automatise les différentes étapes mettant en œuvre l'approche ASA. Nous y avons ajouté divers algorithmes qui répondent aux besoins de modélisation soulignés en introduction.

La fonction numérique que nous avons développée au chapitre 3 permet de tracer automatiquement la trajectoire du laser à la surface de la composante et de simuler le déplacement de la source en déplaçant les conditions aux frontières. L'originalité de la fonction réside dans sa capacité à analyser les conditions d'interaction des différents secteurs qui composent la trajectoire et d'appliquer automatiquement une irradiance fidèle à celle produite sous expérimentations.

5.2.1 Rappel du fonctionnement

Comme nous l'avons expliqué au chapitre 3, l'approche ASA consiste à tracer la trajectoire à la surface de la composante et de la séparer en plusieurs petits secteurs (la discrétisation). Le trajet est alors constitué de plusieurs petites surfaces (secteurs) sur lesquelles il est possible d'appliquer des conditions aux frontières propres à chacune d'elles. Après l'analyse des conditions d'interaction, la fonction applique un flux thermique composé de l'irradiance nominale, du coefficient d'absorption et du ratio entre l'aire projetée sur la surface et l'aire nominale de la tache focale (à $\theta = 90^\circ$).

Elle utilise la valeur appropriée de α selon les conditions d'interaction, à savoir le temps d'interaction et l'angle d'incidence du laser sur le secteur. Elle se réfère aux informations fournies par l'utilisateur sous forme de fichier texte où sont inscrites les valeurs d'absorption en fonction de ces deux paramètres.

L'activation du flux thermique de chaque secteur est contrôlée par une fonction unitaire (sous forme d'un pulse) qui l'active et désactive aux moments appropriés. Lorsque bien orchestrée, l'activation de plusieurs secteurs de manière concourante dans le temps permet alors de simuler le déplacement de la source thermique tout au long de la trajectoire.

En notre connaissance, l'utilisation de cette technique pour modéliser le déplacement du faisceau laser sur des surfaces courbes n'a jamais été publiée. Il s'agit d'une méthode simple et efficace qui comporte des avantages majeurs.

5.2.2 Avantage

Tout d'abord, la fonction développée permet de modéliser avec précision l'interaction entre le laser et la surface. Ce fin rapprochement avec les conditions réelles est un atout majeur pour la simulation du traitement des surfaces courbes tel que la denture d'une roue dentée. Pour ce genre de composant, les conditions d'interaction entre le faisceau laser et la

surface varient fortement tout au long de la trajectoire et parfois à l'intérieur même de l'aire couverte par la tache focale.

De la manière dont nous l'avons programmé, il est possible de modifier la vitesse d'avance, la puissance et l'angle d'incidence en fonction de la position sur la trajectoire. Ces fonctions sont essentielles pour développer les diverses stratégies de traitements d'une composante.

L'approche ASA permet d'utiliser un maillage fixe tout au long de la simulation, car ce sont les conditions aux frontières qui sont déplacées et non pas la géométrie de la tache focale. Cette caractéristique représente une économie de temps substantielle vis-à-vis l'exécution des modèles, car le maillage n'a pas à être modifié pour chaque changement de position. Malgré leurs multiples avantages, l'approche ASA et la fonction numérique développée comportent certaines limitations.

5.2.3 Limitations

Le temps requis pour résoudre le modèle numérique est fortement influencé par le pas d'avance. En effet, plus la discrétisation est fine (petit pas d'avance), plus la taille du maillage doit être diminuée et donc plus il y a de nœuds à calculer. Au chapitre 3 nous avons développé quelques règles de modélisation qui offrent un bon compromis entre la résolution des déplacements et le temps requis pour résoudre les modèles (voir section 3.6.4).

Il existe une certaine limitation liée aux surfaces sur lesquelles peuvent être appliquées la fonction numérique développée : les surfaces courbes de la géométrie doivent être approximées par des surfaces planes. Cette approximation est nécessaire, car la tache focale est définie à partir de segments de droites. Sur une surface courbe, une droite ne peut qu'être tangente à la surface. Sur une surface courbe, la tache focale pourrait se retrouver à passer au travers ou au-dessus de la surface, tout comme sur la figure 76.

Le même genre de difficulté limite actuellement l'utilisation de taches focales de forme polygonale. En effet, la création de taches focales circulaire et elliptique n'est pas basée sur des droites reliant des points entre eux comme nous procédons pour les taches focales polygonales. La fonction numérique utilise plutôt une commande COMSOL qui génère les cercles et les ellipses sur un plan. Lorsque ce plan chevauche deux surfaces formant un angle convexe ou concave, une partie de la tache focale dessinée sur celui-ci se retrouve à pénétrer à l'intérieur de la géométrie ou être dessinée au-dessus de la surface, comme le montre la figure 76. Fondamentalement, il ne s'agit pas d'une contrainte très critique, car la tache focale circulaire n'est pas la meilleure option pour les traitements thermiques des surfaces (voir section 2.3.2).

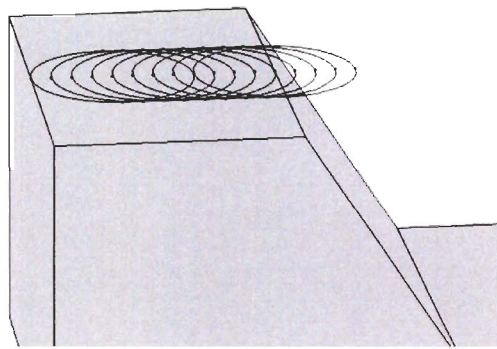


Figure 76 : Difficulté de l'approche ASA à gérer la tache focale circulaire près d'un changement de face oblique

Il est possible de contourner le problème en estimant une tache focale courbe à l'aide d'un polygone (voir figure 77) dont nous pourrions contrôler la position dans l'espace de chacun des points le constituant. Toutefois, nous n'avons pas implanté cette solution dans notre fonction.

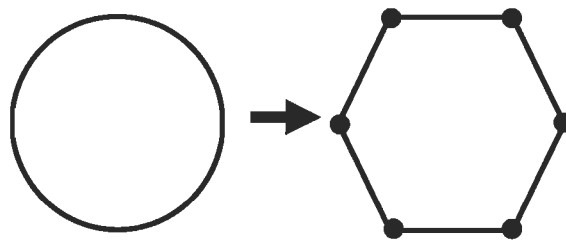


Figure 77 : Estimation d'une tache focale circulaire à l'aide d'un polygone

À ce jour, la fonction développée ne prend pas en compte l'ombrage que peuvent créer des portions de la géométrie lorsqu'elles entrent dans l'axe de projection du faisceau laser, c'est-à-dire entre la tête laser et la surface visée. Ce genre de situation peut se présenter avec les roues dentées, comme le démontre la figure 78. Cette limitation pourrait être contournée en implantant un algorithme à la fonction. Pour l'instant, l'utilisateur doit considérer cette limitation et s'assurer de choisir un angle d'incidence approprié.

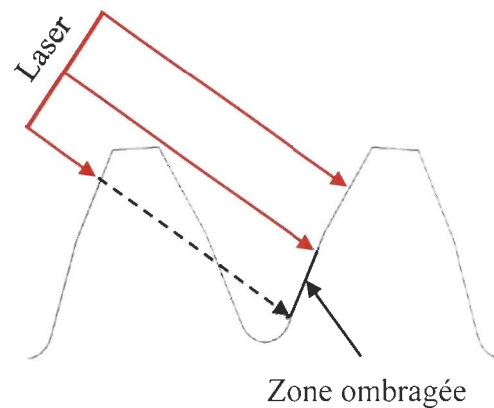


Figure 78 : Zone d'ombre créée par l'interaction du faisceau laser avec une autre partie de la géométrie

5.3 EXEMPLE D'APPLICATION : CREMAILLERE A DENTURE DROITE

Dans cette section, nous voulons présenter le potentiel qu'offre la fonction développée. La fonction que nous avons programmée peut être utilisée pour modéliser le déplacement d'une tache focale carrée ou rectangulaire sur des roues dentées, crémaillères et diverses composantes cylindriques (arbres, portées de roulements, intérieur ou extérieur de cylindres, etc.). À des fins de démonstration, nous avons appliqué l'algorithme sur trois dents dessinées à main levée pouvant ressembler à celle d'une crémaillère. Pour un premier essai, nous utilisons une puissance fixe. Ensuite nous allons effectuer un second essai en variant la puissance tout au long de la denture.

Les dents mesurent 6 mm de hauteur et la distance centre-en-centre des racines est de 10 mm (voir figure 79). L'épaisseur de la crémaillère est de 6 mm. Pour montrer les capacités de la fonction, nous y avons fait balayer une tache focale rectangulaire de 6 x 1 mm à une vitesse de 10 mm/s et à un angle d'incidence verticale, donc perpendiculaire à la base de la crémaillère. Sur la figure 80, nous pouvons apprécier la discrétisation de la trajectoire sur la denture par la fonction développée. Il est possible d'y observer l'étirement des secteurs selon l'angle entre la surface et l'axe du faisceau laser, laquelle est perpendiculaire à la racine.

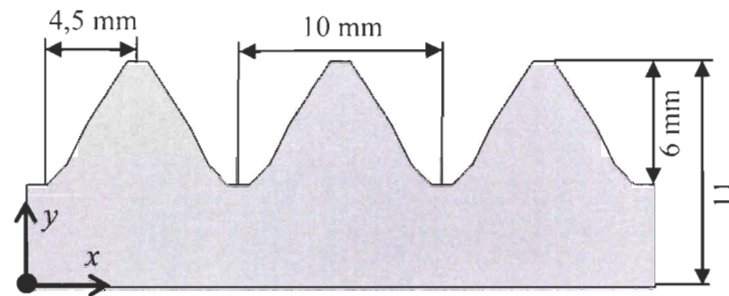


Figure 79 : Dimensions des dents de crémaillère

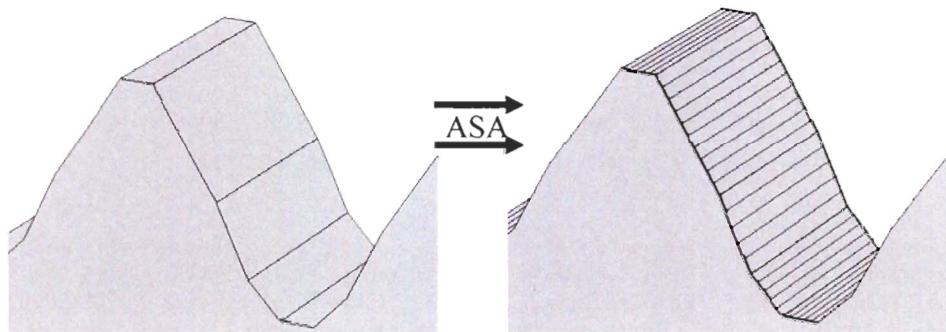


Figure 80 : Denture avant et après l'application de la fonction

5.3.1 Essai à puissance laser fixe

Dans un premier temps, nous utilisons une puissance fixée à 700 W et effectuons la simulation en prenant en compte les recommandations faites à la section 3.6.4. Le maillage

est constitué de 134 722 éléments (voir figure 81) et nous n'avons pas activé le module de raffinement du maillage afin de réduire la durée des calculs.

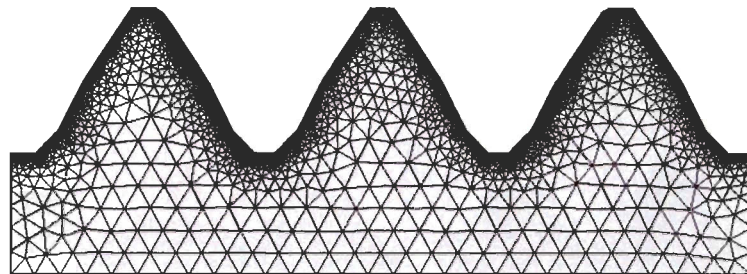


Figure 81 : Maillage de la crémaillère

Les résultats obtenus démontrent que la température maximale atteinte au niveau des flancs est beaucoup plus basse que celle atteinte en pointe de dent et à la racine. Nous constatons également une concentration thermique et une rémanence de la chaleur beaucoup plus importante dans les dents qu'à la racine. Les forts écarts de température atteinte aux différents endroits de la crémaillère mènent inévitablement à des variations importantes au niveau de la profondeur durcie.

La figure 82 montre une prise de vue lorsque la tache focale se situe au niveau de la racine droite de la dent centrale. La figure 83 présente des prises de vue selon un plan parallèle au plan xy et placé au centre de la denture ($z = 3 \text{ mm}$).

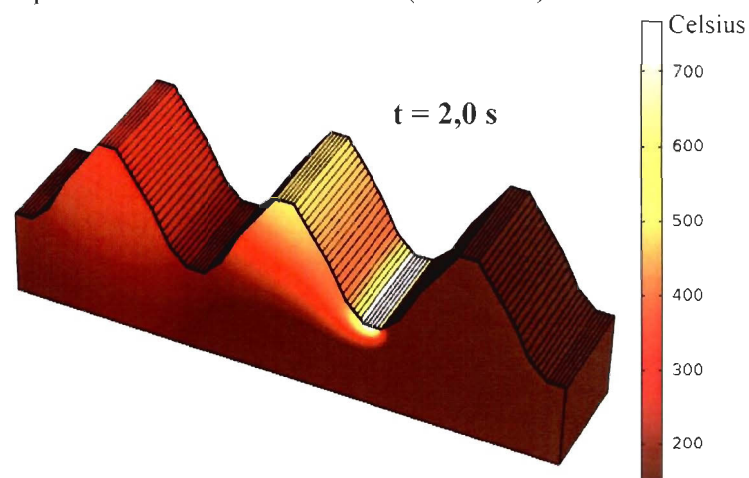


Figure 82 : Vue 3D du modèle à $t = 2,0 \text{ s}$ – Puissance fixe

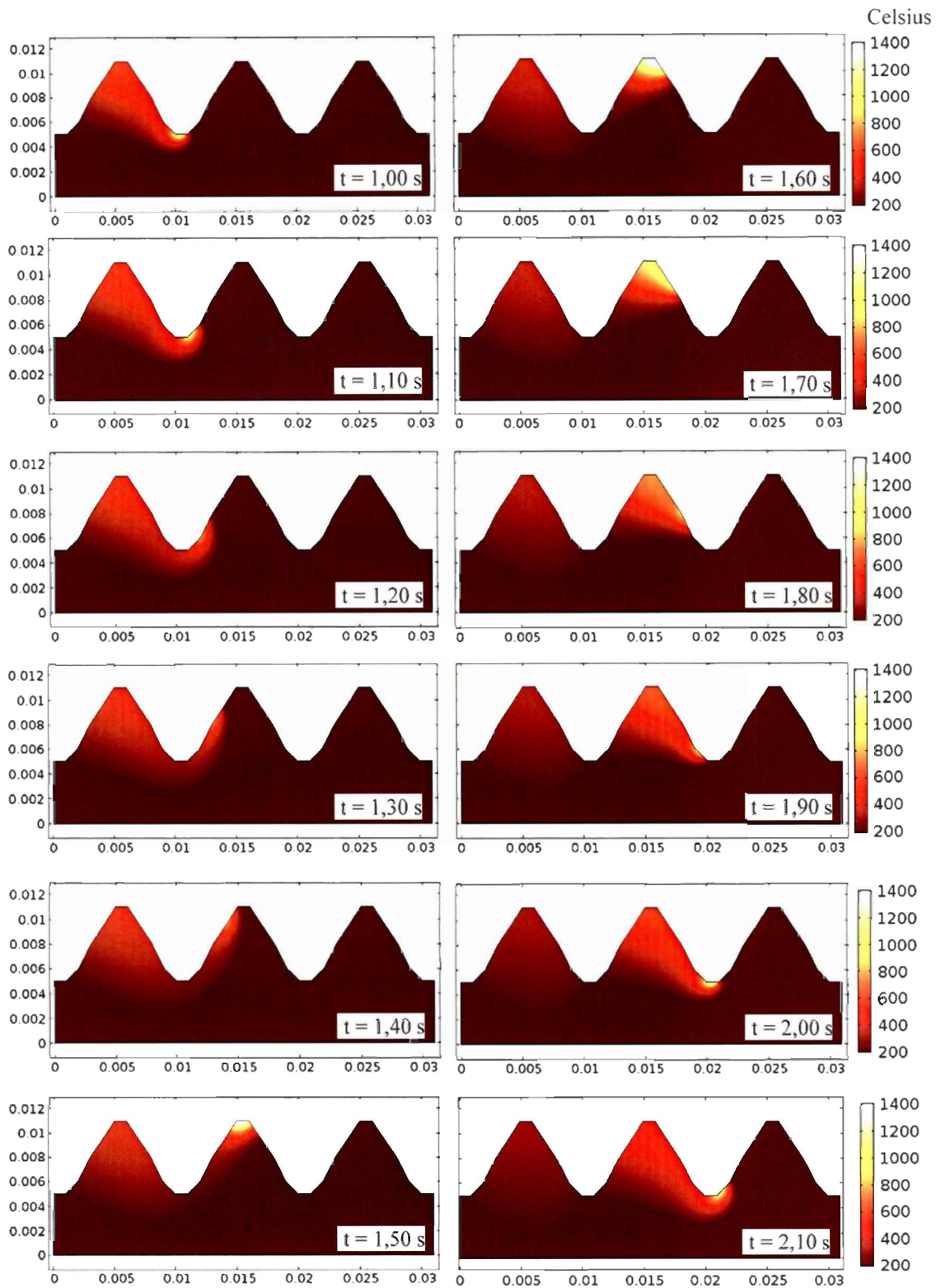


Figure 83 : Température dans la crémaillère à divers instant – Puissance fixe

La figure 84 montre la puissance absorbée par la composante en fonction de la position de la tache focale sur la denture et la figure 85 rapporte la température maximale en surface mesurée lorsque la tache focale est à la position notée sur l'abscisse. Pour aider l'interprétation, nous avons ajouté l'image de la crémaillère en trame de fond.

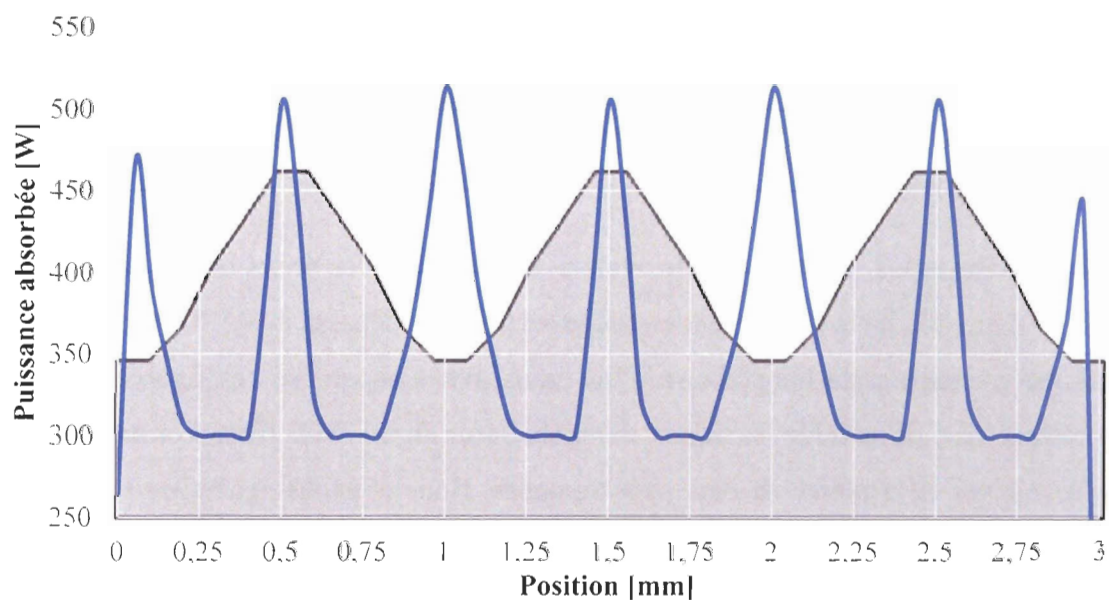


Figure 84 : Puissance absorbée par la crémaillère en fonction de la position de la tache focale sur celle-ci

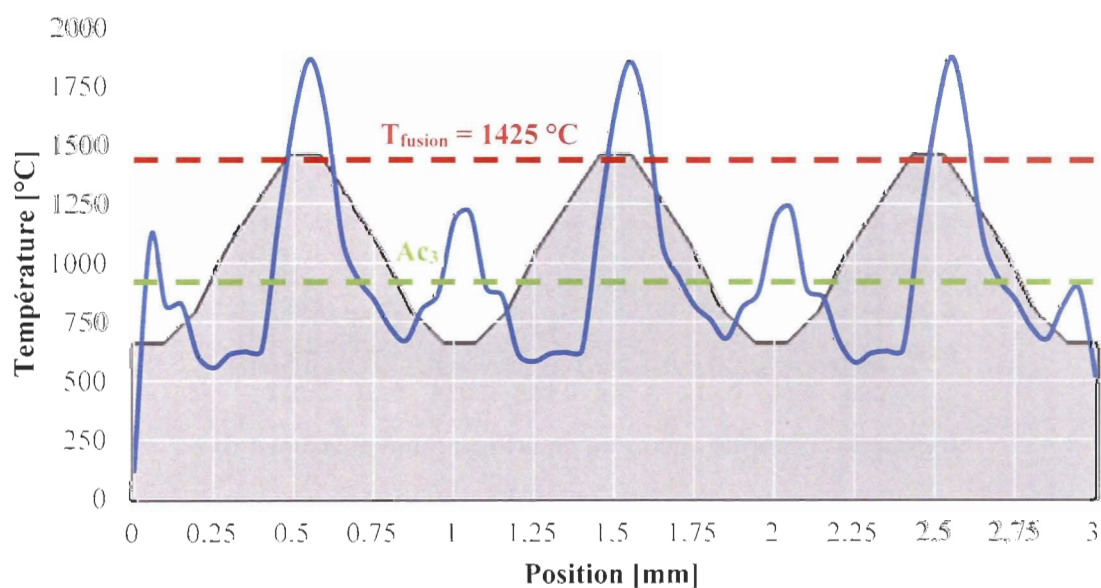


Figure 85 : Température à la surface de la crémaillère en fonction de la position de la tache focale sur celle-ci

À la figure 84, nous constatons sans grand étonnement que la puissance absorbée par la composante est plus importante là où les surfaces sont perpendiculaires à l'axe du faisceau laser. Ceci a un impact majeur sur la température en surface, comme nous pouvons l'observer sur la figure 85. Cette figure permet également d'observer que malgré un niveau de puissance absorbée similaire, la concentration de la chaleur dans les dents mène la pointe à des températures supérieures à 1 425 °C, alors qu'aux racines la température atteint 1 250 °C. Les racines ont donc directement accès à une masse froide beaucoup plus importante qu'en pointe de dent.

En s'intéressant à la dent centrale, nous avons recueilli des prises de vue similaire à celles de la figure 83, mais en colorant en rouge les portions dépassant 845 °C et en bleu les portions inférieures à cette température. Puis, nous avons superposé ces figures prises à divers instant afin de révéler les zones trempées (voir figure 86). Nous constatons que seules les racines et la pointe de dent sont trempées. Nous pouvons également remarquer que la chaleur de la dent est plus élevée lorsque le faisceau laser descend sur le flanc droit que lorsqu'elle monte le flanc gauche (voir figure 83 à $t = 1,40$ s et à $t = 1,70$ s). Cette température moyenne plus élevée favorise la trempe de la portion supérieure du flanc droit.

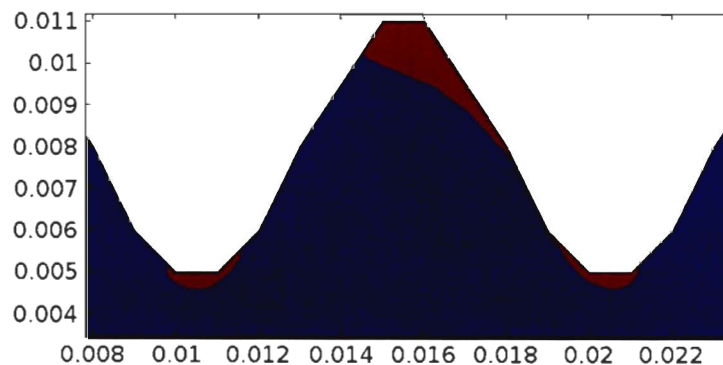


Figure 86 : Trempe encourue en utilisant une puissance fixe

5.3.2 Essai à puissance laser variée

Ici, nous effectuons la simulation en variant la puissance du laser en fonction de sa position sur la crémaillère. Grâce à ces variations de puissance, nous tentons de réguler l'évaluation de la température malgré les diverses conditions d'interaction. Nous devons augmenter la température au niveau des flancs et réduire celle-ci en pointe de dent. La figure 87 montre l'ajustement de la puissance du laser en fonction de sa position sur la crémaillère.

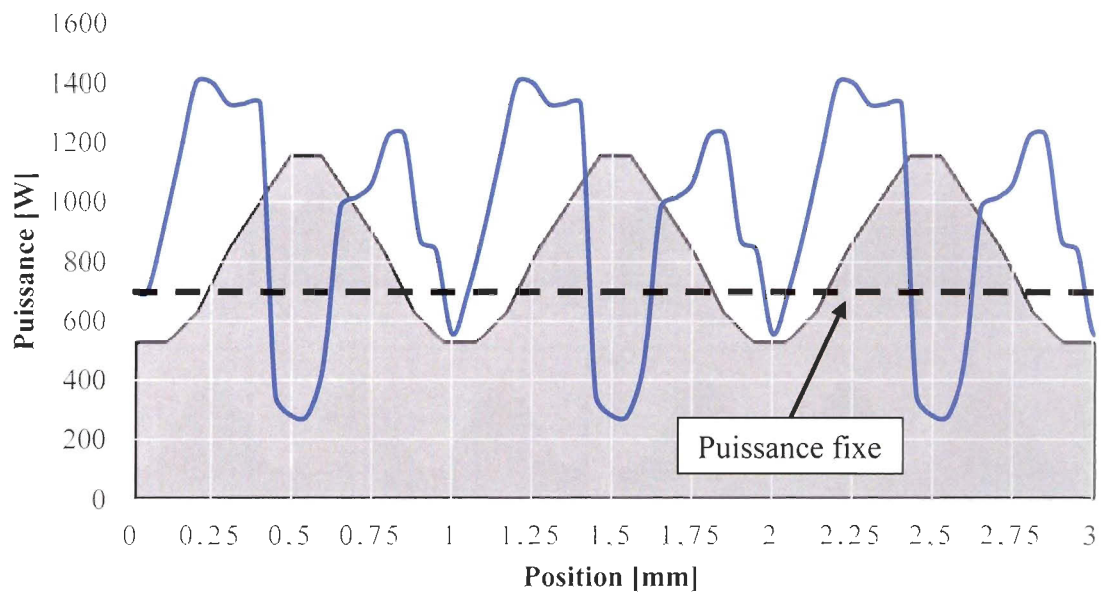


Figure 87 : Variation de la puissance du laser en fonction de sa position sur la crémaillère

La figure 88 présente des prises de vue selon un plan parallèle au plan xy et placé au centre de la denture ($z = 3$ mm). La figure 89 montre la puissance absorbée par la crémaillère en fonction de la position de la tache focale sur la denture. La figure 90 rapporte la température maximale en surface mesurée lorsque la tache focale est à la position notée sur l'abscisse.

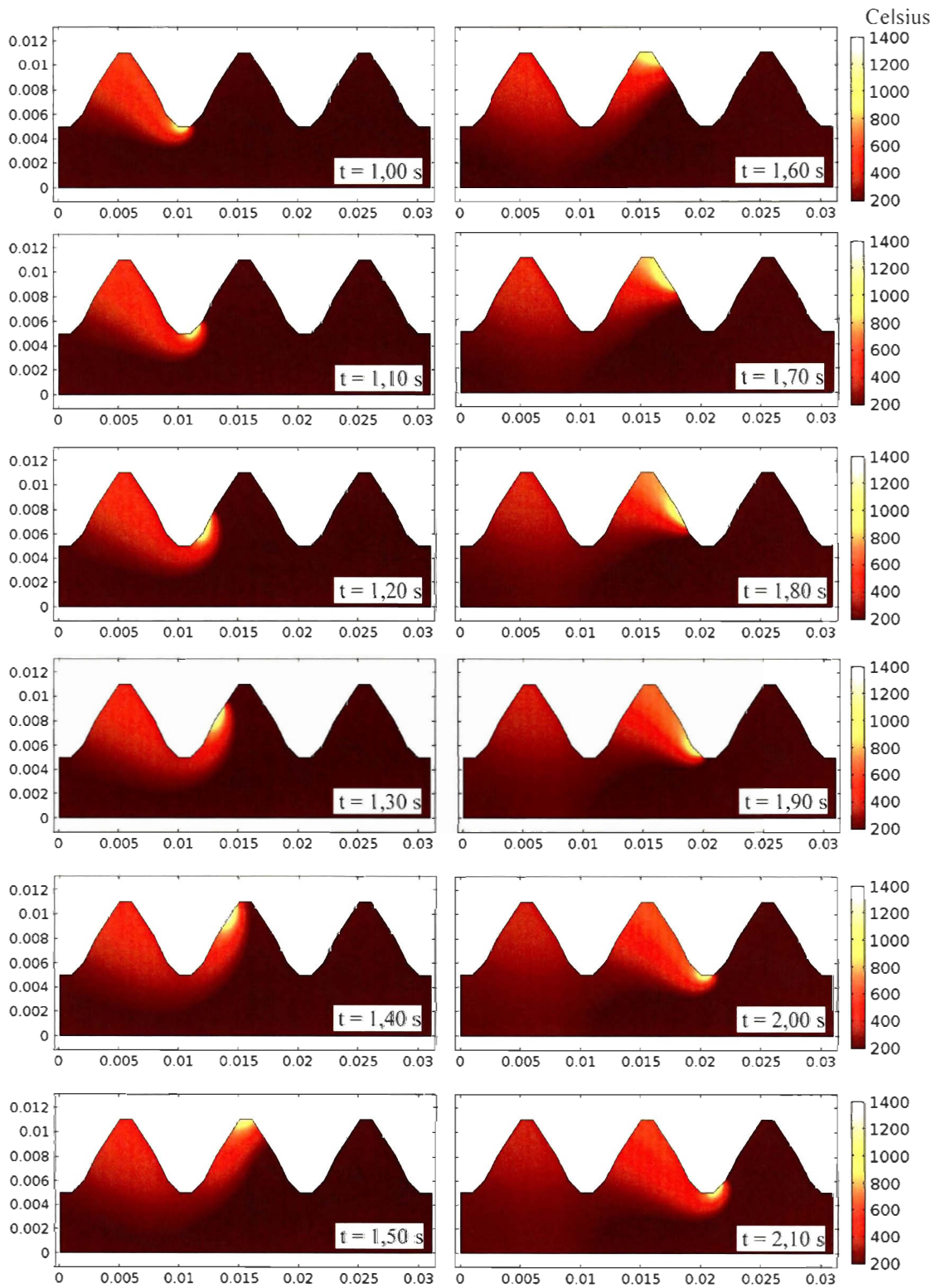


Figure 88 : Température dans la crémaillère à divers instant – Puissance variée

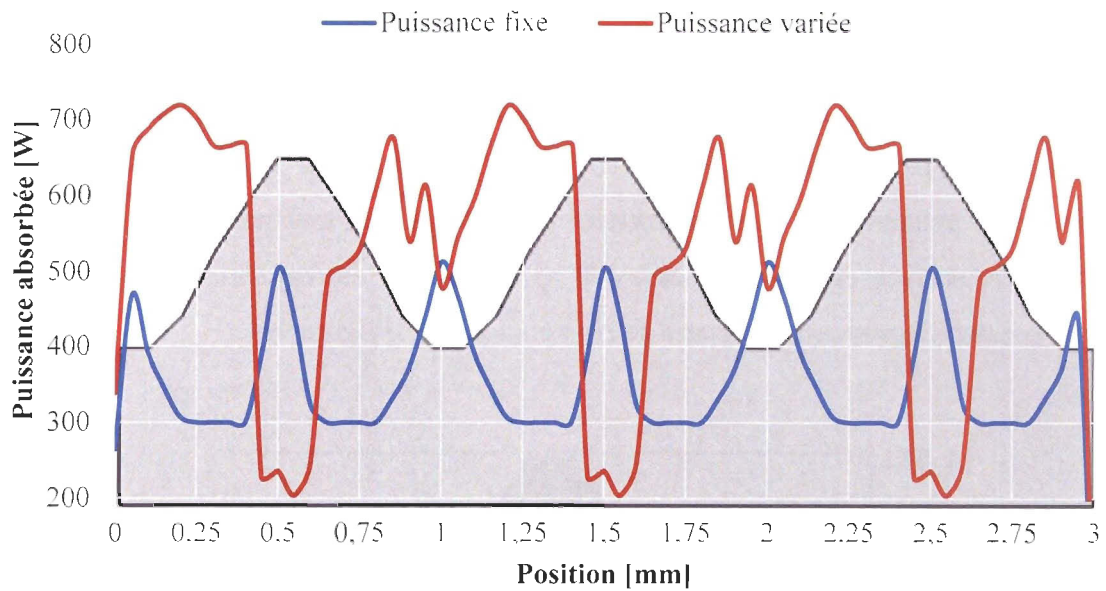


Figure 89 : Puissance absorbée par la crémaillère en fonction de la position de la tache focale sur celle-ci

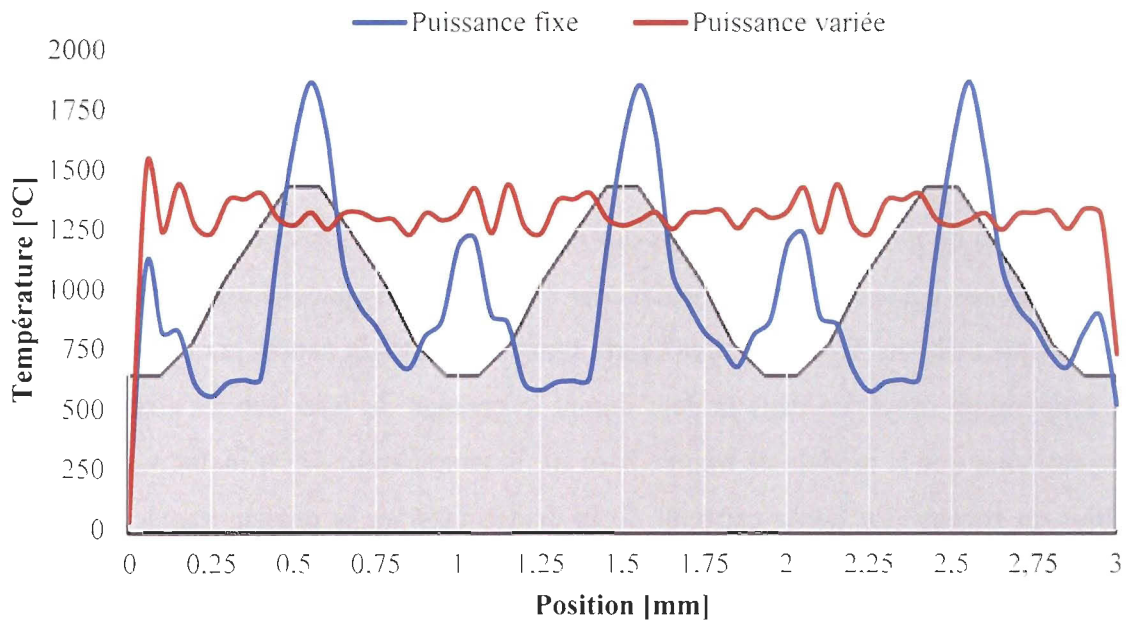


Figure 90 : Température à la surface de la crémaillère en fonction de la position de la tache focale sur celle-ci

Sur la figure 89 , nous pouvons observer que la puissance absorbée de l'essai à puissance laser variée montre une dynamique différente avec celle de l'essai à puissance laser fixe. Au niveau des flancs et des pointes de dents par exemple, nous observons des écarts relatifs de près de 200 %. Nous constatons sur la figure 90 que les variations appliquées à la puissance du laser permettent de maintenir en tout temps la température maximale à la surface entre 1 250 et 1 400 °C (outre aux extrémités). Cette meilleure régularité permet d'approcher la trempe de type contour (voir figure 91) .

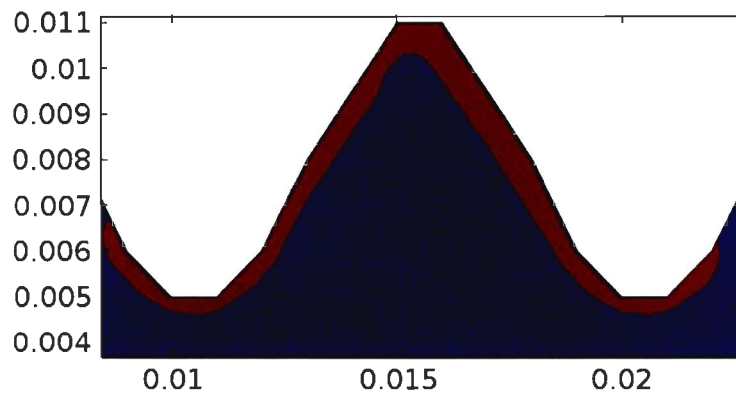


Figure 91 : Trempe encourue en modulant la puissance

Une fois de plus, nous constatons que la trempe est plus profonde sur le flanc droit. Nous remarquons également que la profondeur durcie du flanc gauche est légèrement plus irrégulière que celle du flanc droit. Ces écarts sont sans contredit causés par l'augmentation de la température moyenne dans la dent durant le passage du laser sur ses flancs. Il faut également noter que le modèle de trempe basé sur la température A_{c3} n'inclut pas les effets possibles du revenu. La faible capacité de la dent à dissiper la chaleur rapidement peut atténuer la dureté et la profondeur durcie du flanc gauche.

Bien que cette trempe soit asymétrique, les paramètres d'opération déterminés à l'aide de cette démonstration constituent un excellent point de départ pour effectuer des essais expérimentaux. Il serait toutefois judicieux de réduire la vitesse d'avance au niveau de la racine afin de faire pénétrer davantage la chaleur à cet endroit. En pointe de dent et

durant le long du flanc droit, la vitesse doit être augmentée pour réduire la pénétration de la chaleur, diminuant du même coup la profondeur durcie et l'augmentation de la température moyenne dans la dent. Ceci pourrait également réduire les effets de revenu au niveau du flanc gauche.

La fonction développée est tout aussi efficace sur d'autres types de géométrie. Pour la trempe des arbres de transmission par exemple, la technique consiste à balayer la tache focale le long de l'axe de rotation et de mettre celui-ci en rotation. La fonction est également capable de modéliser le traitement à l'intérieur des composants et sur des pièces comportant des rainures (voir figure 92).

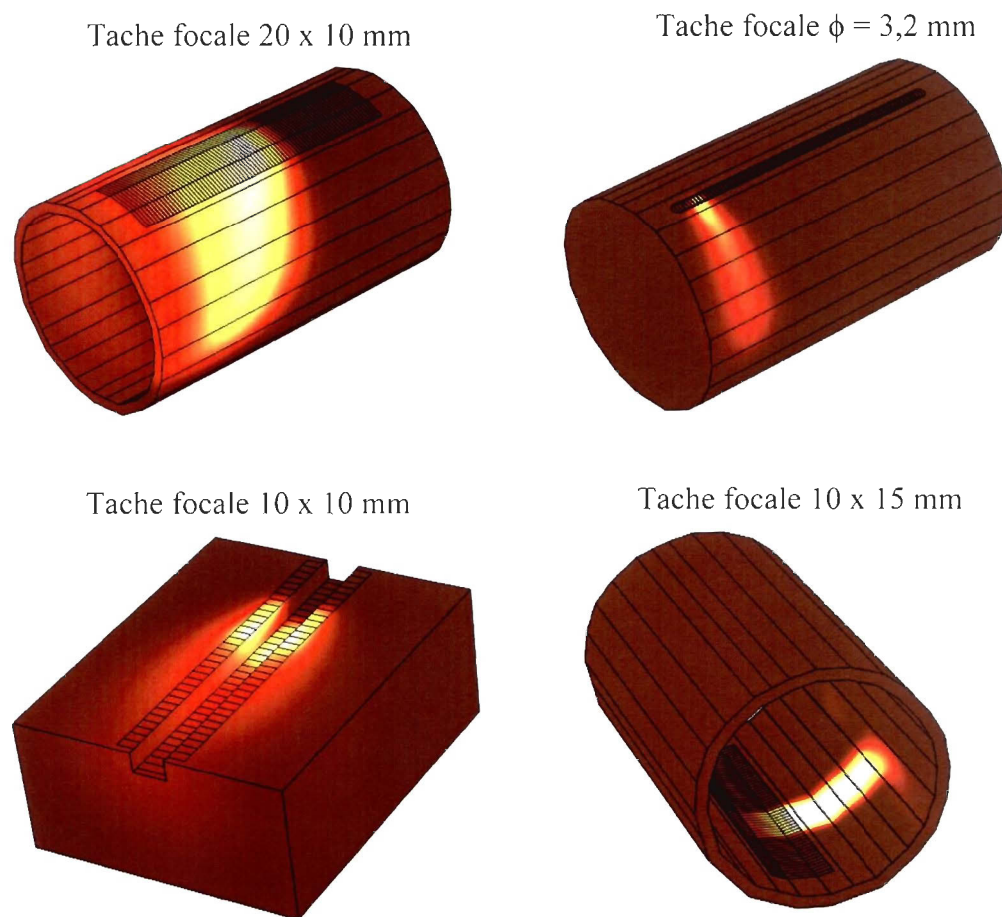


Figure 92 : Exemple de diverses composantes modélisées à l'aide de la fonction

5.4 CONCLUSION

Ce chapitre a permis de valider le fonctionnement de la fonction numérique développée, ses divers avantages et ses limitations. La plupart des limitations actuelles sont surmontables par l'ajout d'algorithmes à l'intérieur du code MATLAB.

Afin de montrer le potentiel de la fonction, nous avons effectué une courte étude de cas basé sur la trempe de la denture d'une crémaillère faite d'acier AISI 4340. Nous avons utilisé les données recueillies au chapitre 4 afin d'appliquer le bon coefficient d'absorption en fonction de l'angle d'incidence du laser sur les diverses surfaces. Il a été nécessaire de modifier la puissance tout au long de la trajectoire afin de compenser les divers niveaux d'absorption et de dissipation des différentes portions de la denture. Par cette intervention, le résultat s'approche grandement d'une trempe de type contour. Les étapes franchies au cours de cette analyse pourraient être dupliquées sur l'étude d'une roue dentée, laquelle est composée d'une géométrie similaire.

En dernier lieu nous avons montré quelques exemples supplémentaires de composantes sur lesquelles la fonction numérique peut tirer avantage à être utilisée au développement de procédures d'application.

CONCLUSION GÉNÉRALE

En vue de prédire la trempe au laser sur des composantes mécaniques et afin d'apporter une solution aux problèmes de modélisation, nous avons mis sur pied un outil numérique qui permet de modéliser le passage du laser sur les surfaces d'une géométrie 3D. Plus précisément, ce projet de recherche visait à :

- simuler en 3D les flux thermiques d'une composante balayée par un laser à l'aide d'un progiciel de modélisation;
- développer une fonction numérique permettant de modéliser l'interaction entre le faisceau laser et une composante mécanique à géométrie complexe ;
- déterminer le coefficient d'absorption de l'AISI 4340 et mesurer ses variations vis-à-vis les principaux paramètres d'opération : angle d'incidence, irradiance et vitesse d'avance ;
- valider les modèles numériques et la fonction de modélisation développée à l'aide d'essais expérimentaux sur des éprouvettes planes

Le premier objectif visait à s'assurer que nous étions en mesure de simuler le passage d'un laser sur des surfaces planes. À partir de la revue de littérature du chapitre 1 et des principes de base exposés au chapitre 2, nous avons évalué les divers phénomènes prenant part au procédé et avons posé les hypothèses de travail. Après avoir défini les équations qui régissent les modèles numériques, nous nous sommes attardés aux techniques utilisées pour déplacer la source sur les composantes. À cet effet, deux approches ont été mises à l'épreuve et validées numériquement auprès d'autres études. L'une d'elles, l'approche

ASA, a été retenue pour ses avantages et sa capacité à être appliquée sur des surfaces complexes.

Le second objectif a mené à l'élaboration d'une fonction numérique sous MATLAB qui permet de modéliser automatiquement le passage du laser sur diverses surfaces. Cette fonction analyse la géométrie bâtie sous COMSOL et renvoi un modèle contenant le parcours du laser et les flux thermiques découlant de son passage. En utilisant les principes de l'approche ASA, ce parcours est délimité à la surface de la composante par des secteurs sur lesquelles sont définies des conditions aux frontières qui évoluent dans le temps, simulant ainsi le déplacement du laser. La force de cette fonction réside dans sa capacité à modéliser automatiquement le passage du laser sur des surfaces complexes, à intégrer les variations de l'irradiance et du coefficient d'absorption en fonction des conditions d'interaction.

Des essais expérimentaux menés chez Solutions Novika ont permis de valider les modèles numériques développés. Les essais ont été effectués à l'aide d'un laser fibre sur des spécimens plats d'acier AISI 4340. La température de surface dans la zone d'interaction du laser a été mesurée durant l'exécution de chacun des essais. Six spécimens ont été découpés et examinés à l'aide d'un appareil de microdureté.

Pour valider les résultats de simulations, nous avons eu tout d'abord besoin d'estimer le coefficient d'absorption. Pour ce faire, le coefficient d'absorption de chaque modèle numérique est varié jusqu'à ce que la température en surface calculée dans la zone d'interaction du laser corresponde à celle mesurée par le pyromètre lors des essais. Le coefficient d'absorption est donc déterminé à partir de la simulation de chaque essai.

Les dimensions des trempes mesurées à l'aide de l'appareil de microdureté sont comparées aux flux thermiques calculés par simulation. Pour estimer les dimensions des trempes à partir des simulations, nous avons considéré que toute portion de matériau ayant franchi la température critique de 845 °C se transforme en martensite après refroidissement. Les résultats obtenus ont été très concluants et, de la façon dont nous avons ajusté le

modèle thermique, ont montré que les modèles numériques prédisent la largeur et la profondeur des trempes avec un écart moyen de 2 %. En mettant les résultats en relation avec le paramètre $P/\sqrt{D_{TF}v}$, il a été conclu que dans des conditions de travail similaire la profondeur durcie de l'acier AISI 4340 peut s'estimer avec l'équation 4:

$$\text{Profondeur } (\mu\text{m}) = (11,6 \cdot P/\sqrt{D_{TF}v}) - 468,9 \quad (4)$$

Le niveau de dureté moyen atteint dans les portions trempées est de 60 HRC. Les profils de duretés ne démontrent aucune transition apparente entre le matériau de base et la zone durcie (voir annexe III). De plus, seuls quelques spécimens traités présentent un revenu du matériau de base près de la zone de transition. Les trempes réalisées dans ce projet de recherche sont très franches et affectent peu le matériau environnant.

À partir des données de température expérimentale, nous avons remarqué que la majorité des spécimens démontrent un ralentissement durant l'ascension en température. Ce ralentissement se manifeste sous forme de plateaux aux environs de 700 à 1 000 °C. La durée et la température à laquelle ce phénomène se produit sont directement liées au taux de chauffe. Comme l'ont décrit d'autres auteurs, nous avons attribué ce phénomène aux transformations métallurgiques qui prennent place lors de la chauffe. Ces pauses marqueraient donc les températures de transformation. Selon cette hypothèse, nous avons conclu que nous pouvons observer l'augmentation des températures critiques en surface à l'aide du pyromètre et d'en quantifier l'évolution en fonction du taux de chauffe.

Toutefois, comme les taux de chauffe varient en fonction de la profondeur dans le spécimen, l'utilisation d'une température de 845 °C pour déterminer la profondeur des trempes demeure valide et adéquate pour les situations étudiées.

Des essais expérimentaux ont été effectués afin de vérifier l'hypothèse selon laquelle la trempe autogène est pleinement fonctionnelle lorsqu'il y a suffisamment de masse froide (10:1) qui entoure la portion à tremper. Pour mettre le tout en œuvre, nous avons reproduit trois essais sur six spécimens. Pour chaque essai, un spécimen est laissé à un

refroidissement libre (trempe autogène) alors que le second est refroidi par une douche d'eau (trempe forcée). En comparant les dimensions des trempes, nous avons conclu que la règle du 10:1 suggérée par plusieurs ouvrages est pleinement fonctionnelle pour l'acier AISI 4340.

Avec les données de température recueillies lors des expérimentations, nous avons été en mesure d'estimer le coefficient d'absorption de l'acier AISI 4340 exposé à un laser fibre sous diverses conditions d'opération. Les résultats démontrent que le coefficient d'absorption varie en fonction de la rapidité du procédé (taux de chauffe). Plus la vitesse d'avance est faible plus le coefficient d'absorption est élevé. Nous relevons un coefficient d'absorption de près de 90% à moins de 5 mm/sec et d'environ 50% à 50 mm/sec. Selon plusieurs sources, ces variations seraient causées par l'oxyde produit en surface dans la zone d'interaction. Comme l'oxyde absorbe bien la lumière des lasers, plus elle est présente, meilleure est l'absorption. Sa formation est fortement influencée par la température atteinte, le taux de chauffe et par la durée du chauffage, ce qui traduit bien la dynamique des résultats obtenus.

Quelques essais ont été effectués en variant l'angle d'incidence du laser. Nous avons ajusté le coefficient d'absorption dans les modèles numériques jusqu'à ce qu'ils atteignent des températures similaires à celles des expérimentations. Les résultats démontrent que le coefficient d'absorption est relativement stable ($\approx 88\%$) entre 60° et 90° , mais qu'il chute drastiquement pour atteindre 50% à un angle d'incidence de 30° . Ces informations sont cruciales pour modéliser adéquatement les conditions d'interaction sur des surfaces obliques au faisceau laser, telles que ceux d'une denture de roue dentée.

L'analyse a également démontré que pour l'acier AISI 4340, les finis de surface Ra situés entre 2,5 et 5,5 μm offrent un potentiel d'absorption similaire et qu'une variation du fini à l'intérieur de cette plage n'influence pas le coefficient d'absorption.

Nous avons également vérifié si l'utilisation des propriétés thermophysiques non linéaires de l'acier AISI 4340 serait plus adéquate pour nos modèles numériques. À l'aide

d'un bref essai, nous avons constaté des écarts importants avec les modèles utilisant les propriétés fixes, tant au niveau de la température maximale atteinte en surface que de la diffusion thermique dans la composante. Les propriétés non linéaires n'ont pas conduit à d'aussi bons résultats que les propriétés fixes, c'est pourquoi nous avons utilisé les propriétés fixes tout au long du travail. Il se pourrait que les données non linéaires testées soient plus adéquates pour le procédé par induction, lequel se caractérise par un transfert de puissance nettement plus élevé que le procédé par laser.

En somme, les simulations ont démontré que pour obtenir de bonnes estimations il est important d'atteindre des niveaux de température similaire aux conditions réelles. Il a été mis en évidence que la puissance transmise à la surface par le laser est l'un des facteurs principaux qui régissent la température atteinte et donc les caractéristiques de la trempe encourue. Le coefficient d'absorption regroupe les impacts des conditions d'interaction et d'opération sur la transmission de la puissance. La bonne connaissance de ces conditions et l'utilisation d'un coefficient d'absorption approprié sont des paramètres clés de la modélisation de la trempe au laser.

Le modèle thermique utilisé pour déterminer la profondeur durcie dans l'acier comprend des simplifications très importantes. Parmi celles-ci, nous pouvons compter le choix de constantes physiques linéaires pour le matériau et le choix d'une température limite A_{c3} fixe. Somme tout, le modèle thermique peut être ajusté via deux paramètres, à savoir le coefficient d'absorption (α) et la température limite A_{c3} . Afin d'obtenir des prédictions numériques qui sont représentatives de la réalité, ces paramètres doivent être ajustés à l'aide d'essais expérimentaux menés sur l'acier à étudier. Par exemple, dans ce projet de recherche nous nous sommes basés sur la température atteinte en surface par l'AISI 4340 sous plusieurs conditions d'interaction afin d'ajuster α . La température A_{c3} de 845 °C suggérée par plusieurs ouvrages s'est avérée adéquate et n'a pas nécessité d'ajustement. Les résultats découlant des modèles numériques ainsi paramétrés sont valides pour l'AISI 4340 uniquement, car le modèle thermique a été ajusté à l'aide d'expérimentations menées sur cet acier.

L'ensemble des objectifs proposés ont été atteint. Ce projet de recherche a permis d'étudier la trempe au laser et de développer des modèles numériques qui permettent de simuler les flux thermiques lors de l'interaction entre un faisceau laser et la surface d'une géométrie. L'étude des divers phénomènes qui entrent en relation nous a permis de cerner les facteurs principaux qui affectent l'échange de puissance entre le faisceau laser et les surfaces. Nous avons bâti des modèles numériques de base qui permettent de modéliser le passage du laser sur des surfaces planes. Ces modèles numériques ont été validés à l'aide d'essais expérimentaux, qui ont permis d'étudier le coefficient d'absorption et ses variations en fonction des divers paramètres d'opération. Nous avons recueilli le coefficient d'absorption d'un laser fibre (YDFL) face à l'acier AISI 4340 sous diverses conditions d'opération. Ces données sont indispensables pour obtenir des estimations précises de la part des simulations.

Pour simuler le procédé sur des composantes mécaniques usuelles, nous avons développé un outil de modélisation qui permet de tracer la trajectoire et d'appliquer automatiquement les conditions aux frontières adéquates en fonction des différentes conditions d'interaction laser/surface. Les applications exposées au chapitre 5 montrent tout le potentiel de la fonction numérique. Sans celle-ci, il aurait été difficile de mettre en œuvre de telles modélisations. Toutefois, la fonction comporte actuellement certaines limitations : elle n'inclut pas de modèle de transformation métallurgique et les surfaces courbes de la géométrie doivent être approximées à l'aide de surfaces planes.

Grâce à la création de cet outil de modélisation, la possibilité de simuler avec précision et fidélité le passage d'un laser sur la denture représente une avancée majeure dans ce domaine. La flexibilité et la précision qu'offre la fonction permettront de développer des recettes industrielles en ayant un recours minimal aux expérimentations, lesquelles sont généralement coûteuses.

RECOMMANDATIONS

Suite au présent travail de recherche, voici quelques travaux qui permettraient de faire progresser la modélisation de la trempe au laser et la fonction numérique développée:

- ajouter un modèle de transformation métallurgique qui permet d'estimer le profil de dureté des trempes ;
- inclure un modèle de déformation géométrique et de dilatation thermique ;
- pour la fonction numérique, implanter un algorithme qui permet d'utiliser une tache focale circulaire sur des surfaces obliques ;
- valider expérimentalement les modèles numériques pour des roues dentées à denture droite ;
- recueillir des données sur le coefficient d'absorption en deçà d'un angle d'incidence de 30° ;
- effectuer des mesures avec un pas d'angles plus serrés entre 30 et 60° ;
- recueillir des données sur le coefficient d'absorption en fonction du fini de surface ;
- effectuer des mesures expérimentales sur la puissance délivrée par le laser ;
- développer l'expertise dans la mesure par calorimétrie du coefficient d'absorption ;
- obtenir des données expérimentales sur les propriétés du matériau dans des conditions hors équilibre thermodynamique.

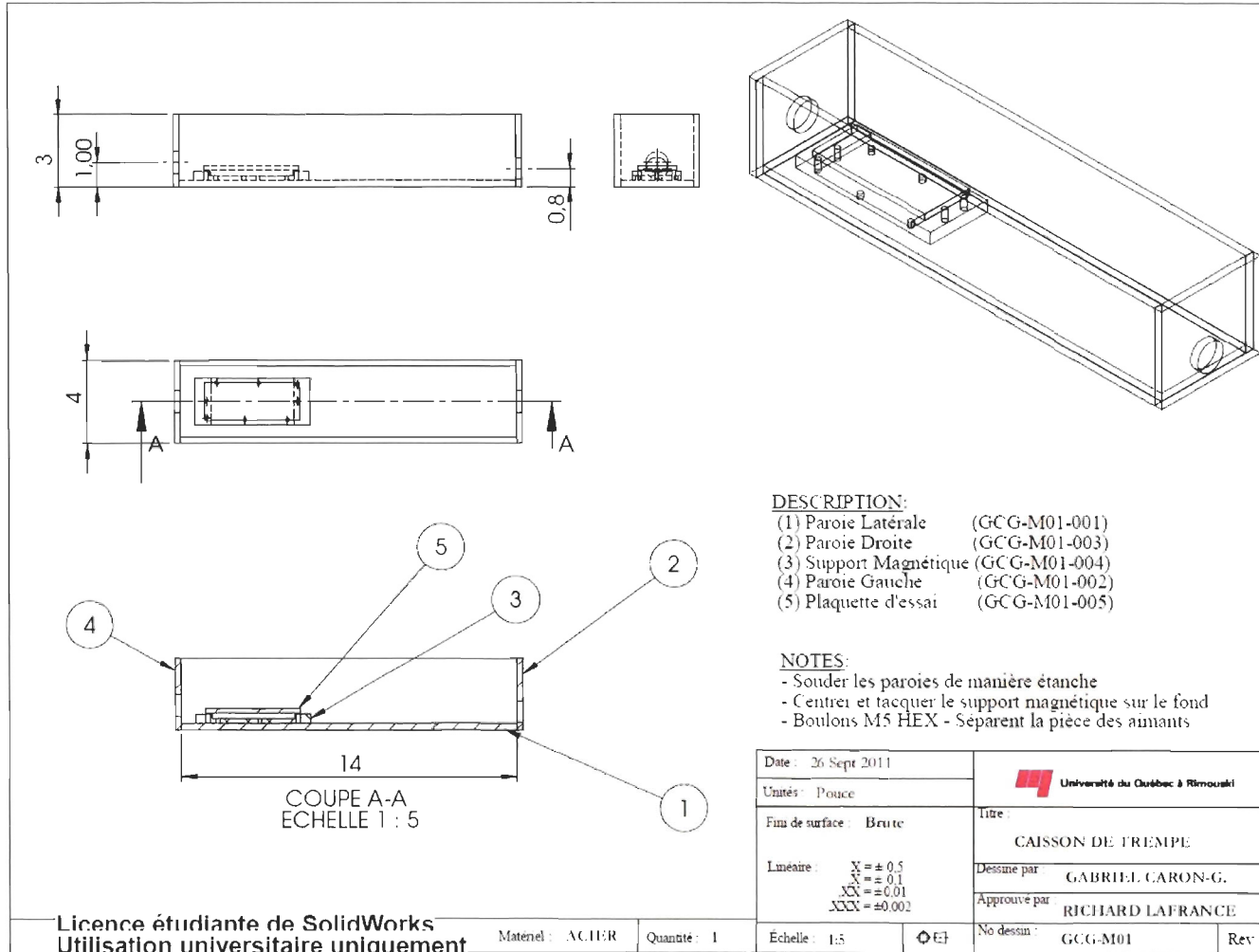
La fonction numérique développée permet de tout mettre en œuvre pour modéliser la trempe au laser d'une roue dentée à denture droite. En ajoutant un modèle de transformation métallurgique aux modèles COMSOL, il serait dès lors possible d'effectuer une étude de sensibilité du profil de dureté en fonction des principaux paramètres d'opération du laser. Les résultats de cette étude permettraient de comprendre l'effet de chaque paramètre sur la progression des cycles thermiques aux endroits stratégiques et d'élaborer des recettes d'applications pouvant être utilisées dans le secteur industriel. D'autre composante mécanique d'intérêt tel que des arbres de transmission, des paliers de roulement et des arbres avec cannelures pourraient être rapidement mis à l'étude et être sujets au développement de recettes d'applications.

Les résultats recueillis dans ce projet de recherche peuvent être directement utilisés pour modéliser le traitement de l'acier AISI 4340 à l'aide d'un laser fibre. Pour modéliser le traitement sur des composantes usinées à partir d'un autre acier ou traitées à l'aide d'un laser possédant une autre longueur d'onde, il est nécessaire d'effectuer une série d'essais permettant de recueillir des informations sur le coefficient d'absorption. Idéalement, ces essais doivent couvrir une grande gamme de conditions d'opération et être effectués avec la tache focale prévue pour les traitements. Les spécimens doivent être usinés à partir de l'acier en question et présenter un fini de surface similaire à celle des composantes mécaniques à traiter. Les données sur le coefficient d'absorption sont inscrites dans le fichier auquel la fonction fait référence. Ainsi, on s'assure d'appliquer avec fidélité les conditions aux frontières en fonction des conditions d'interaction visées.

L'évolution de la température à la surface des spécimens est une variable fondamentale, car les caractéristiques de la trempe encourue (dureté, profondeur, ZAT) sont directement liées à la durée et à la magnitude des cycles de température. À cet effet, l'utilisation d'un pyromètre s'est avérée très efficace et est recommandée pour toute installation laser s'intéressant aux traitements de surface.

ANNEXE I

DESSIN DE DÉFINITION DU CAISSON DE TREMPÉ



ANNEXE II

ÉTUDE DE CONVERGENCE

L'étude de convergence est menée avec le modèle du cas C présenté à la section 3.5.3. Cet essai a été sélectionné, car il est rapide et mène à des gradients de température élevés.

L'étude de convergence est basée sur la distribution de la température en surface et à 2 mm sous celle-ci. Des courbes de mesure longitudinale et transversale ont été définies au centre de la composante, comme sur la figure 11. Les propriétés du matériau sont celles de l'acier inoxydable définies dans le tableau 3.

Pour déterminer quel maillage permet une convergence dans les solutions, nous utilisons cinq configurations décrites dans les tableaux 20 et 21. Ces tableaux présentent divers paramètres liés au maillage et à la résolution du modèle. Nous y retrouvons la quantité d'éléments, le nombre de degrés de liberté, la qualité moyenne du maillage, l'erreur globale et la durée de la résolution. Comme les plus grands gradients de température se retrouvent près de la tache focale, nous avons parfois utilisé une taille de maillage différente dans la tache focale et dans la composante, d'où les deux colonnes sous « Taille maximale des éléments ».

Selon le manuel d'utilisateur de COMSOL Multiphysiques 4.2a, la qualité du maillage est une mesure située entre 0 et 1 basée sur la symétrie et la géométrie de chaque élément. La qualité du maillage influence la précision, la convergence et l'efficacité de la simulation. Il est un indicateur de l'efficacité avec laquelle le modèle peut être résout tout en étant fidèle aux phénomènes physiques du problème. Il est communément admis qu'une qualité moyenne minimale de 0,3 est nécessaire afin d'obtenir une solution précise.

L'erreur du maillage est tout d'abord calculée de manière locale et se base sur la quantité d'éléments, le nombre d'équations, la taille des éléments et le volume de ceux-ci. L'erreur globale est estimée en effectuant la somme des erreurs locales.

Certains des modèles ont été optimisés grâce à l'algorithme de raffinement du maillage inclus dans le logiciel COMSOL. Sa tâche consiste à augmenter le nombre d'éléments dans les zones où se retrouvent les plus grandes erreurs du maillage. Pour les maillages #3 et #4 il a été configuré afin qu'il effectue deux itérations de raffinement pour chaque résolution de modèle. Pour le maillage #5 il effectue une seule itération, car le modèle deviendrait rapidement trop volumineux (> 24 Gb) si une seconde d'itération est effectuée.

Le premier maillage consiste à un maillage automatique en mode « Extrêmement fin » par le module de COMSOL. Pour le second maillage, la taille maximale attribuée aux éléments est de 1 mm. Les maillages #3 à #5 utilisent l'algorithme de raffinement du maillage. Pour ces essais, la quantité d'éléments de maillage noté dans le tableau représente la quantité finale, soit après l'exécution de l'algorithme de raffinement.

Tableau 20 : Paramètre des maillages mis à l'essai

	Taille des éléments		Optimisation du maillage
	Composant	Tache focale	
Maillage #1	Extrêmement fin	Extrêmement fin	Non
Maillage #2	1 mm	1 mm	Non
Maillage #3	Extrêmement fin	Extrêmement fin	Oui (2)
Maillage #4	Extrêmement fin	0,25 mm	Oui (2)
Maillage #5	1 mm	1 mm	Oui (1)

Tableau 21 : Résultats des maillages après résolution du modèle

	Nombre d'éléments	Nombre de degrés de liberté	Qualité moyenne des éléments	Erreur globale	Durées
Maillage #1	38 543	57 484	0,780	12,50	47
Maillage #2	324 172	455 331	0,774	2,641	92
Maillage #3	426 690	602 787	0,454	0,134	207
Maillage #4	797 872	1 120 895	0,454	0,06	464
Maillage #5	1 346 823	18 673 251	0,503	0,091	578

La figure 93 rapporte la température en fonction du temps mesurée à la surface du spécimen. La figure 95 rapporte la température mesurée à 2 mm sous la surface. Les figures 94 et 96 présentent des agrandissements près des zones à forts gradients de température. La figure 97 rapporte la température mesurée transversalement aux spécimens et à la surface de celui-ci. La figure 99 rapporte la température mesurée dans le même sens à 2 mm sous la surface. Les figures 98 et 100 présentent des agrandissements près des zones à forts gradients de température.

Nous constatons sans grand étonnement que les maillages utilisant l'algorithme de raffinement du maillage offrent des résultats plus stables et qui convergent vers une solution très similaire. Cette constatation est facilement observable sur les agrandissements des zones à fort gradient de température (voir figure 94 et 98).

Concernant le maillage #4, nous avons remarqué que l'algorithme de raffinement n'effectuait aucun changement dans la tache focale, ce qui suggère qu'une taille de 0,25 mm est appropriée dans cette zone. Face à ces résultats et pour des raisons de compromis, dans cette étude nous utilisons le maillage #4, qui procure un maillage initial adéquat et permet de résoudre les modèles dans un temps plus court que le maillage #5.

L'ensemble des maillages offre toutefois des solutions avec une dynamique relativement similaire. L'écart moyen entre le maillage #1 et #5 est d'au plus 20 °C à la surface. Cet écart peut toutefois faire varier l'estimation des profondeurs de trempes d'environ 20 µm selon les analyses menées à la section 4.6.6.

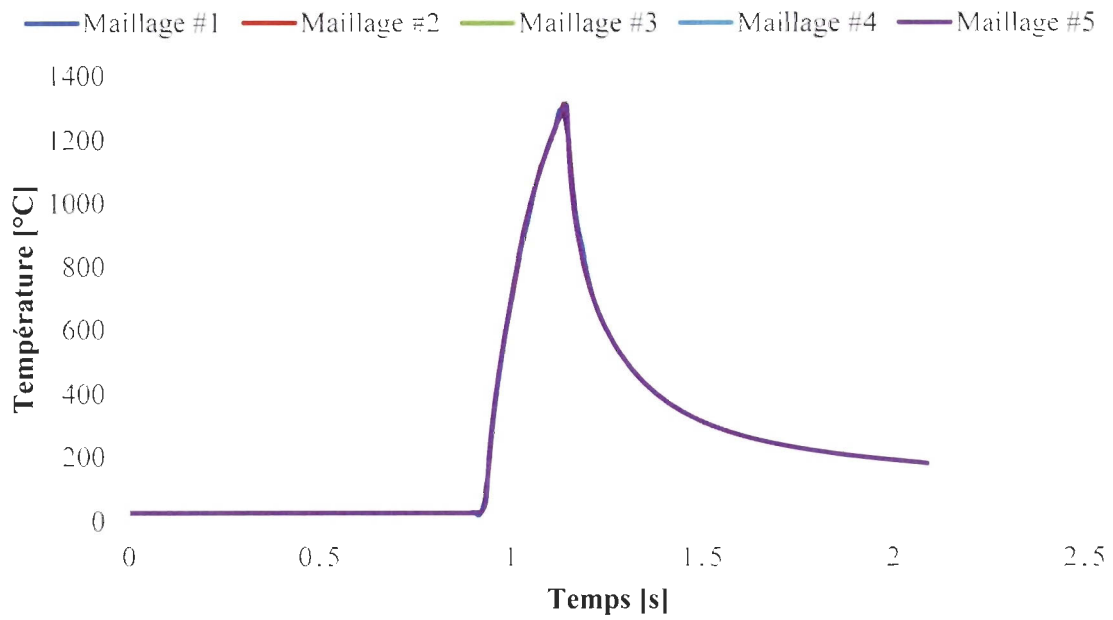


Figure 93 : Température à la surface en fonction du temps pour différent maillage

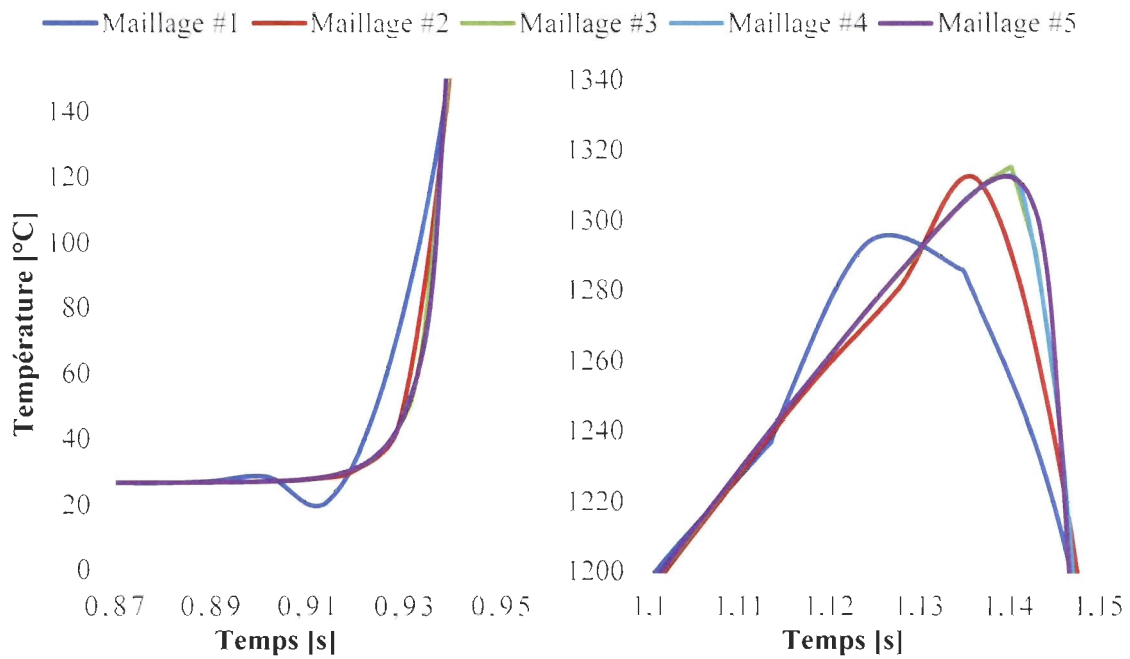


Figure 94 : Température maximale à la surface en fonction du temps pour différent maillage - Agrandissement des zones à fort gradient de la figure 93

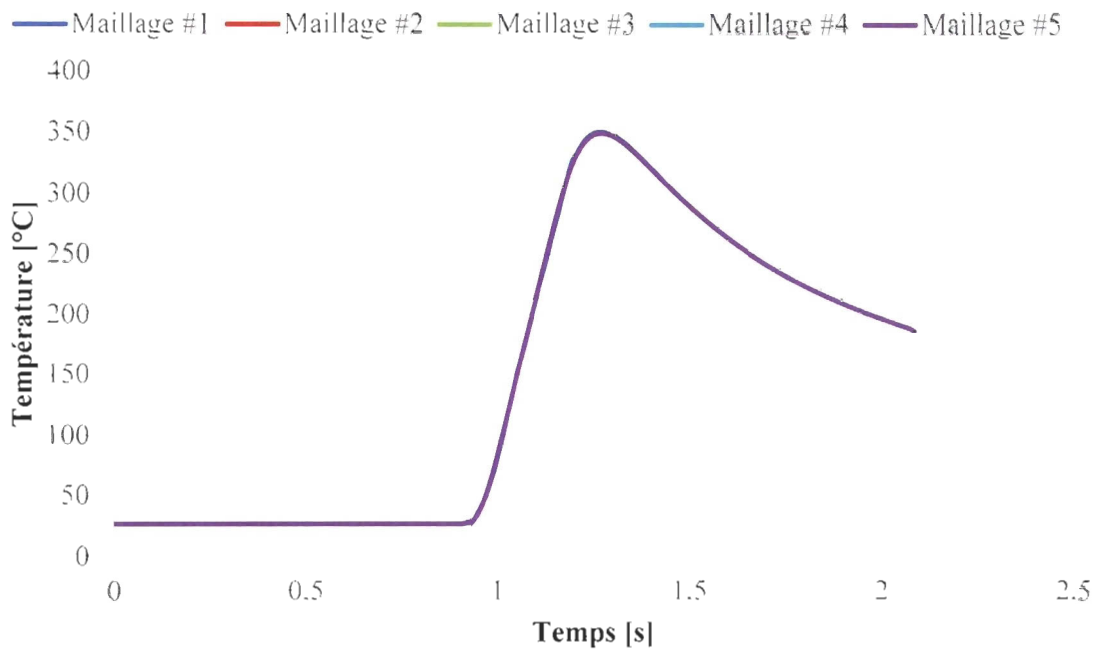


Figure 95 : Température maximale à 2 mm sous la surface en fonction du temps pour différent maillage

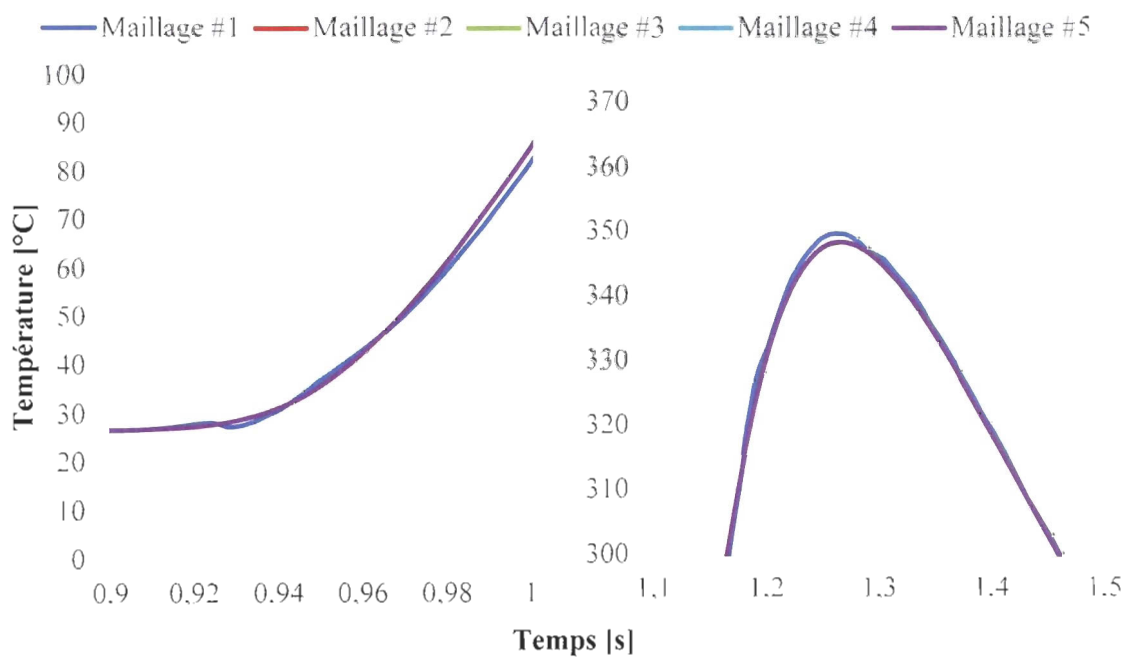


Figure 96 : Température maximale à 2 mm sous la surface en fonction du temps pour différent maillage - Agrandissement des zones à fort gradient de la figure 95

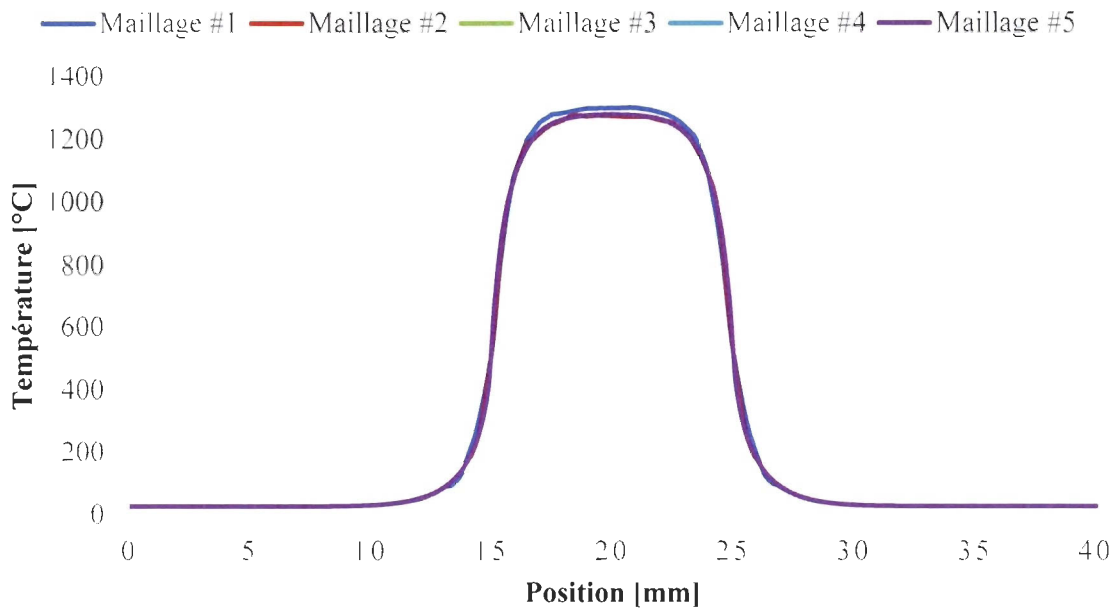


Figure 97 : Température transversale max à la surface pour différent maillage

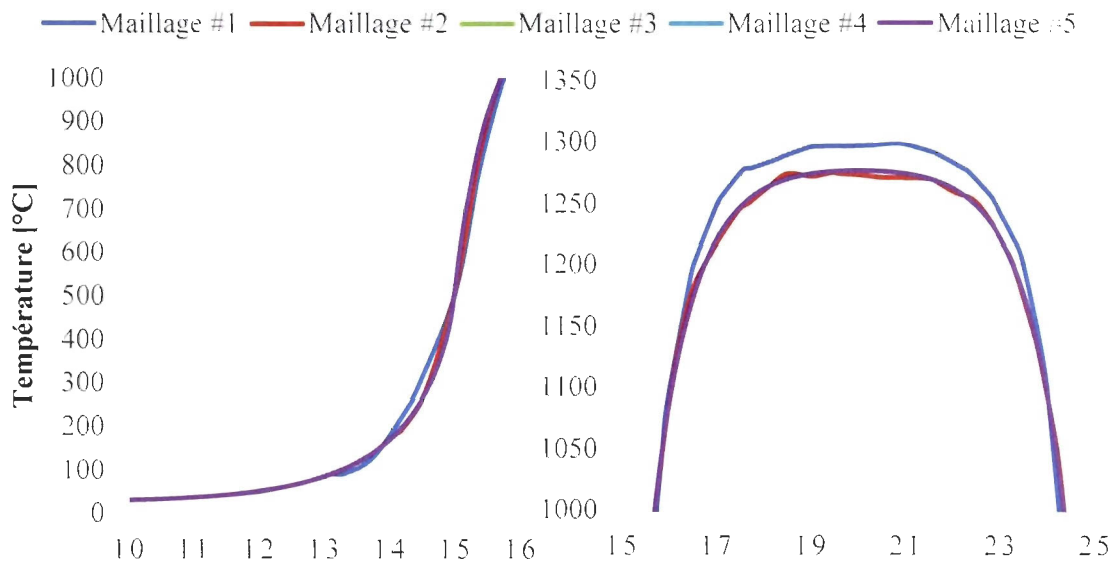


Figure 98 : Température transversale max à la surface pour différent maillage -
Agrandissement des zones à fort gradient de la figure 97

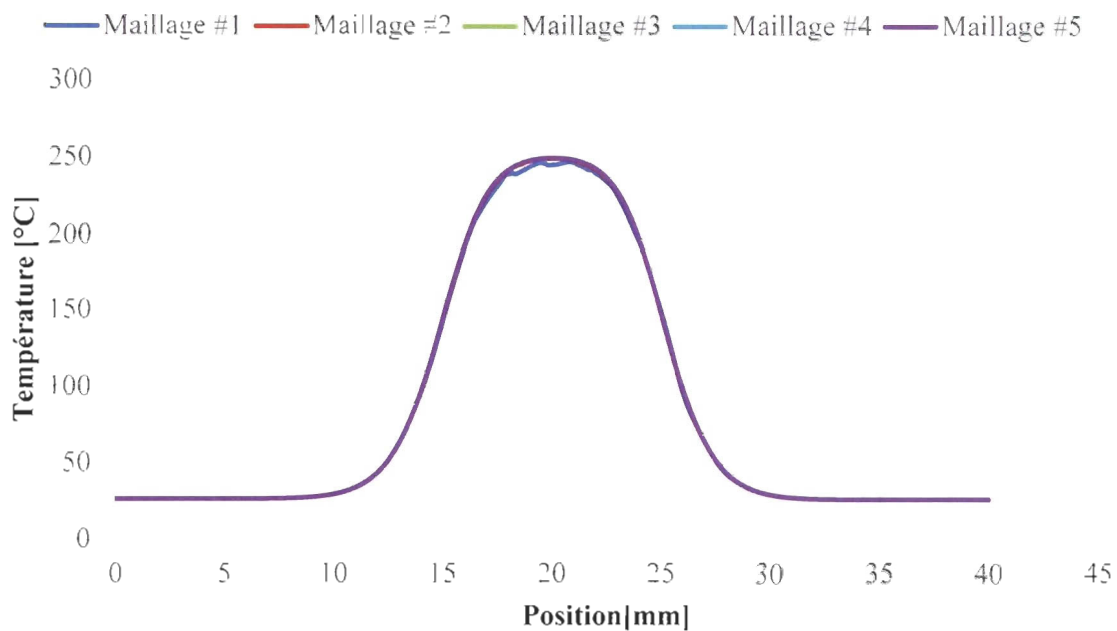


Figure 99 : Température transversale max à 2 mm sous la surface pour différent maillage

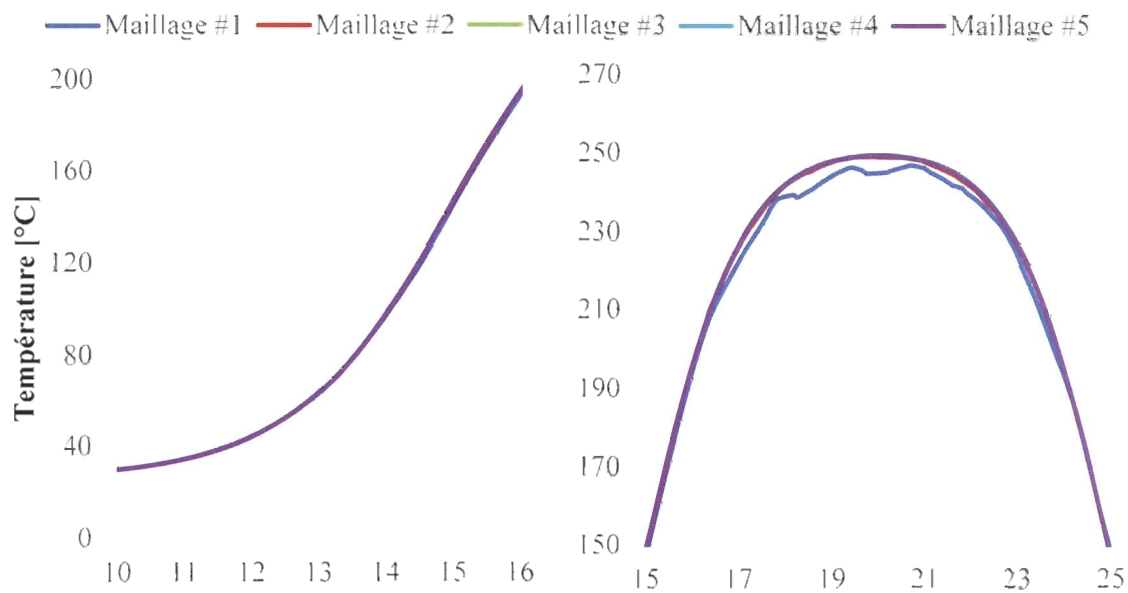


Figure 100 : Température transversale max à 2 mm sous la surface pour différent maillage - Agrandissement des zones à fort gradient de la figure 99

ANNEXE III

MÉTHODE DE DIMENSIONNEMENT DES TREMPES

Nous remarquons un écart significatif entre les profondeurs durcies rapportées par la méthode de mesure mécanique et la méthode visuelle (voir tableau 22). Pour tenter d'expliquer cet écart, prenons comme sujet la figure 101 qui présente des macrographies du spécimen 2-A attaqué au Nital après la prise des mesures par le microduromètre. Rappelons qu'il s'agit de l'essai du groupe 2 qui présenterait théoriquement, à cause des cycles thermiques plus lents, la plus grande zone de transition entre la zone durcie et le matériau de base.

Tableau 22 : Comparaison des deux méthodes de mesure

Essai	Profondeur durcie (μm)	
	Mécanique	Visuelle
2-A	670	654
2-A'	638	633
2-B	536	531
2-B'	535	556
2-C	510	440
2-C'	460	408

Nous observons que l'empreinte de pointe pyramidale est de la même taille que la zone de transition, que nous pouvons distinguer par un mélange entre la microstructure de base (teinte foncée) et la martensite (teinte pâle). Nous pouvons également remarquer une distorsion de l'empreinte due au gradient de dureté. Le point de mesure positionné sur la transition nous informe donc sur la moyenne de la dureté à cet endroit, mais ne permet pas de délimiter le début et la fin de celle-ci.

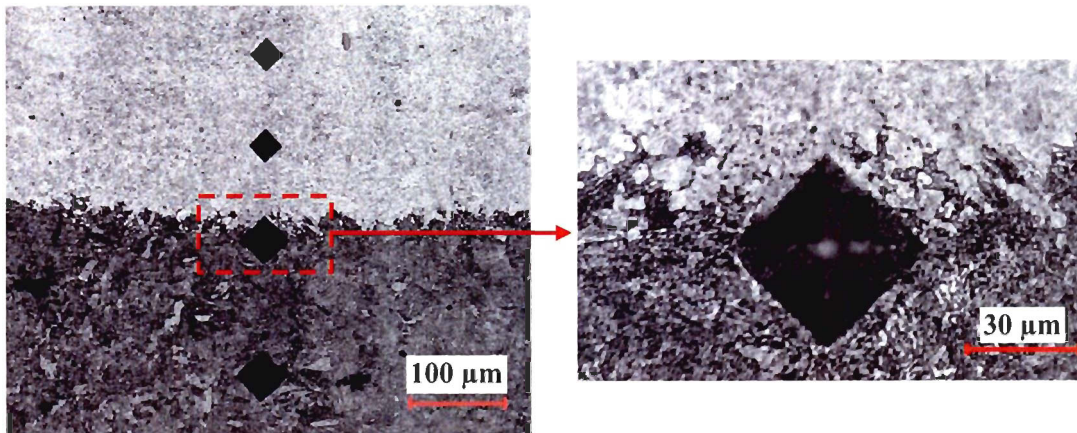


Figure 101 : Macrographies de la zone trempée du spécimen 2-A

Dans notre situation, il est clair que la méthode mécanique offre moins de précision que la méthode visuelle, car la transition entre la portion durcie et le matériau de base est très franche. Pour déterminer la profondeur durcie avec la méthode mécanique, nous n'avons d'autre choix que d'utiliser une interpolation entre deux points de mesure adjacents à la transition. Comme la distance entre la transition et les points de mesure adjacents n'est pas identique, l'interpolation peut donc mener à certains écarts.

Pour obtenir une meilleure approximation, nous avons dans quelques cas rapproché les points de mesure de part et d'autre de la zone de transition. Il est toutefois possible que ce rapprochement ait influencé les mesures de dureté à cause des déformations plastiques générées par l'empreinte.

Pour estimer sur quelle plage de température s'étend la zone de transition potentielle de la figure 101, nous analysons la pénétration de la chaleur à l'aide du modèle numérique de l'essai 2-A (voir figure 102). Sur la figure 102 les niveaux de température observés sont situés entre Ac_1 et Ac_3 modifiés. À partir de la profondeur atteinte par Ac_3 , un déplacement de $40\ \mu\text{m}$ vers le bas, soit l'équivalent de l'épaisseur de la transition selon la figure 101, nous mène à une baisse d'au plus $40\ ^\circ\text{C}$. Il est également intéressant d'observer que la profondeur atteinte par Ac_1 est de $880\ \mu\text{m}$, soit un écart de près de $230\ \mu\text{m}$ avec la profondeur durcie des spécimens.

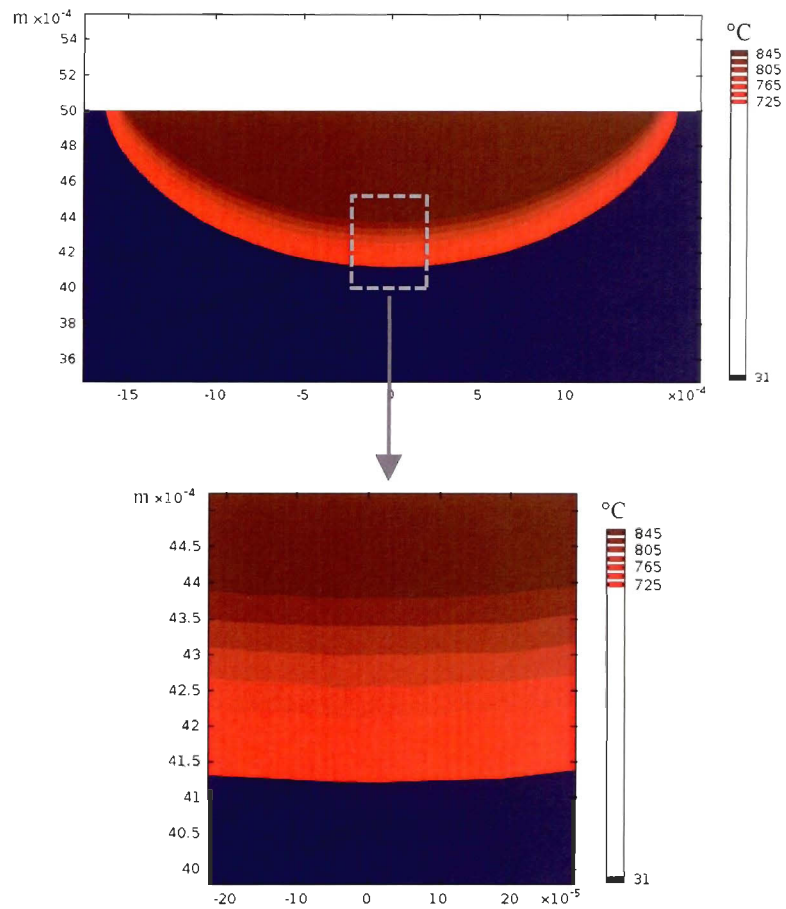


Figure 102 : Prise de vue de la simulation de l'essai 2-A

La méthode visuelle est donc plus appropriée à notre situation, car elle nous permet de préciser davantage la position de la transition entre le matériau de base et la zone durcie. De plus, les profils de dureté n'indiquent pas de transition qui aurait pu échapper à la méthode visuelle. C'est pourquoi nous utilisons les profondeurs durcies obtenues par cette méthode pour comparer les résultats des simulations.

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- ALBUTT, K.J. et S. GARBER. 1966. « Effect of heating rate on the elevation of critical temperatures of low carbon mild steel ». *Journal of The Iron and Steel Institute*, volume 204, numéro January-June, pp. 1217-1222.
- ALTERGOTT W. et PATEL P., Bell Helicopter Textron. 1982. *Spur Gear Laser Surface Hardening MM&T Program*. Rapport No. USAAVRADCOM-TR-81-D-47. Fort Eustis, Virginie : Illinois Institute of Technology, 120 p.
- ASHBY, M. F. et K. E. EASTERLING. 1984. « The transformation hardening of steel surfaces by laser beams-I. Hypo-eutectoid steels ». *Acta Metallurgica*, volume 32, numéro 11, pp. 1935-1937.
- ASHBY, M. F. et K. E. EASTERLING. 1984. « The transformation hardening of steel surfaces by laser beams-II. Hypo-eutectoid steels ». *Acta Metallurgica*, volume 32, numéro 11, pp. 1939–1948.
- ASHBY, M. F., K.E. EASTERLING et W.B. LI. 1981. « Modelling the laser transformation hardening of steel ». Dans *Proceedings of a Symposium held at the 113th AIME Annual Meeting : Lasers Processing of Materials*. (Los Angeles, CA, 26 Février au 1er Mars 1984), pp. 225-237. Warrendale, Pensylvanie: Metallurgical Society of AIME.
- ASM International Handbook Committee. 1991. *Heat Treating*. Collection «Metals Handbook », volume 4. Cleveland: American Society for Metals, 2173 p.
- ASM International Handbook Committee. 1992. *Properties and Selection: Irons, Steels et High-Performance Alloys*. Colombus, Ohio, US : ASM International. 1063 p.
- AUSTIN, Samuel. « Étude Expérimentale de la Résistance à la Flexion en Pied de Dent de Roues Droites Cylindriques Traitées Thermiquement Par Induction ». Rimouski, QC: Université du Québec à Rimouski, 230 p.
- BADKAR, D. S., K. S. PANDEY et G. BUVANASHEKARAN. 2011. « Parameter optimization of laser transformation hardening by using Taguchi method and

utility concept ». *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, volume 52, numéro 9-12, pp. 1067-1077.

BAILEY, N. S., W. TAN et Y. C. SHIN. 2009. « Predictive modeling and experimental results for residual stresses in laser hardening of AISI 4140 steel by a high power diode laser ». *Surface and Coatings Technology*, volume 203, numéro 14, pp. 2003-2012.

BANDE, H. *et al.* 1991. « Laser surface hardening of AISI 01 steel and its microstructure ». *Materials Science and Technology*, volume 7, numéro 5, pp. 452-457.

BARKA, Nouredine. 2011. « Étude de sensibilité du profil de dureté des engrenages traités thermiquement par induction en fonction des paramètres machine ». Thèse de doctorat en ingénierie, Montréal, Qc: École de technologie supérieure, 199 p.

BENEDICT, Gary F. et J. ESKILDSEN. 1985. « Method and apparatus for laser gear hardening ». Brevet No. 4,539,461. États-Unis d'Amérique.

BENEDICT, Gary and Larry CIOLEK. 1987. « Laser Hardening ». *TechApplication*, volume 1, numéro 18, pp 1-2.

BERGSTRÖM, D. 2008. « The Absorption of Laser Light by Rough Metal Surfaces ». Doctoral Thesis, Luleå: Luleå University of Technology, 226 p.

BERGSTRÖM, D., J. POWELL et A. F. H. KAPLAN. 2007. « A ray-tracing analysis of the absorption of light by smooth and rough metal surfaces ». *Journal of Applied Physics*, volume 101, numéro 11, pp. 11.

BRADLEY, J. R. 1988. « A simplified correlation between laser processing parameters and hardened depth in steels ». *Journal of Physics D: Applied Physics*, volume 21, numéro 5, pp. 834.

CABALLERO, F. G., C. CAPDEVILA et C. G. DE ANDRÉS. 2003. « An attempt to establish the variables that most directly influence the austenite formation process in steels ». *ISIJ International*, volume 43, numéro 5, pp. 726-735.

CANALE, L.C.F., R.A. MESQUITA et G.E. TOTTEN. 2008. *Failure Analysis of Heat Treated Steel Components*. Columbus, Ohio : ASM International. 636 p.

CARSLAW, H. S. et J. C. JAEGER. 1959. *Conduction of Heat in Solids*. 2^e édition...: Oxford University Press. 510 p.

- CHANDE T. et J. MAZUMDER. 1981. « Heat flow during CW laser materials ». Dans *Proceedings of a Symposium held at the 110th AIME Annual Meeting : Lasers in Metallurgy*. (Chicago, IL, 22-26 février 1981), pp. 165-177. Warrendale, Pennsylvanie: Metallurgical Society of AIME.
- CHANDLER, H. 1995. *Heat Treater's Guide: Irons and Steels*. 2^e édition.. Columbus, Ohio, US: ASM International. 904 p.
- CLINE, H. E. et T. R. ANTHONY. 1977. « Heat treating and melting material with a scanning laser or electron beam ». *Journal of Applied Physics*, volume 48, numéro 9, pp. 3895-3900.
- COLOMBO, V., A. MENTRELLI et T. TROMBETTI. 2003. « Time-dependent 3-D modelling of laser surface heating for the hardening of metallic materials ». *European Physical Journal D*, volume 27, numéro 3, pp. 239-246.
- DAHOTRE, Narendra B. 1998. *Lasers in surface engineering*. Materials Park, Columbus, Ohio: ASM International. 599 p.
- DAUSINGER, Friedrich et Jialin SHEN. 1993. « Energy coupling efficiency in laser surface treatment ». *ISIJ International*, volume 33, numéro 9, pp. 925-933.
- DAVIS, J. R. 2002. *Surface Hardening of Steels: Understanding the Basics*. ASM International. 364 p.
- DAVIS, M. *et al.* 1986. « Heat hardening of metal surfaces with a scanning laser beam ». *Journal of Physics D: Applied Physics*, volume 19, numéro 10, pp. 1981-1997.
- DE LA CRUZ, P., M. ODÉN et T. ERICSSON. 1998. « Effect of laser hardening on the fatigue strength and fracture of a B-Mn steel ». *International Journal of Fatigue*, volume 20, numéro 5, pp. 389-398.
- DE LIMA, Milton Sergio Fernandes, *et al.* 2007. « Laser surface remelting and hardening of an automotive shaft using a high-power fiber laser ». *Materials Research*, volume 10, numéro pp. 461-467.
- DIODE PUMPED SOLID STATE LASERS: APPLICATIONS AND ISSUES. 1998, Long Beach, CA. « How to (Maybe) Measure Laser Beam Quality ». Washington, D.C. : The Optical Society of America.
- DONALD R., P. F. PRADEEP et J. W. WENDELIN. 2010. *The Science and Engineering of Materials*. 6^e édition.. Stamford, CT: Cengage Learning. 944 p.

- DOUBENSKAIA, M., Ph. BERTRAND et I. SMUROV. 2006. « Pyrometry in laser surface treatment ». *Surface and Coatings Technology*, volume 201, numéro 5, pp. 1955-1961.
- DOWDEN, John. 2009. *The Theory of Laser Materials Processing: Heat and Mass Transfer in Modern Technology*. Bristol: Springer and Canopus Publishing Limited. 458 p.
- DRUDE, P., C.R. MANN et R.A. MILLIKAN. 1901. *The theory of optics*. New York, US: Longmans, Green and Co. 546 p.
- DUBROVSKAYA, E. A. *et al.* 1987. « Selection of parameters of laser heating of carbon steels for obtaining the specified hardening depth ». *Metal Science and Heat Treatment*, volume 28, numéro 9, pp. 658-663.
- ERLANGER-LASERTECHNIK. 2012. « Toplas3D ». En ligne. <<http://www.erlas.de/index.php?Seite=6&Link=10>>. Consulté le 30 Août 2012.
- FRAUNHOFER-GESELLSCHAFT. 2012. « Variable software control LompocPro ». En ligne. <http://www.iws.fraunhofer.de/en/business_fields/surface_treatment/surface_treatment/products/lompocpro.html>. Consulté le 30 Août 2012.
- FRENK, A., A. F. A. HOADLEY et J. D. WAGNIÈRE. 1991. « In-situ technique for measuring the absorption during laser surface remelting ». *Metallurgical Transactions B*, volume 22, numéro 1, pp. 139-141.
- FUERSCHBACH, P. W. 1996. « Measurement and prediction of energy transfer efficiency in laser beam welding ». *Welding Journal*, volume 75, numéro 1, pp. 24-34.
- GIORLEO, L., B. PREVITALI et Q. SEMERARO. 2010. « Modelling of back tempering in laser hardening ». *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, volume numéro pp. 1-9.
- GOIA, F. A. et M. S. F. DE LIMA. 2011. « Surface hardening of an AISI D6 cold work steel using a fiber laser ». *Journal of ASTM International*, volume 8, numéro 2, pp. 1-8.
- GREGSON, V.G. 1988. « Hardness and hardness vs depth for laser heat treated AISI 4340 steel ». Dans *Proceedings of the 6th International Congress Applications of Lasers and Electro-optics*. (San Diego, CA, 8-12 Novembre 1987), pp. 169-177. Orlando, FL : IFS Publications.

- GREGSON, V.G. 1993. « Heat transfer laser hardening of rotating cylinders ». Dans *Proceedings of the ASME Winter Annual Meeting*. (New Orleans, LA, 28 Nov. au 3 Déc. 1993), volume 259, pp. 1-8. New York, NY : American Society of Mechanical Engineers.
- GRUM, J. et T. KEK. 2004. « The influence of different conditions of laser-beam interaction in laser surface hardening of steels ». *Thin Solid Films*, volume 453-454, numéro 1, pp. 94-99.
- GUTU, I., I.N. MIHAILESCU, N. COMANICIU, V. DRAGANESCU, N. DENGHEL et A. MEHLMANN. 1982. « Research on surface heat treatment of metallic materials by laser irradiation ». *Meturgia*, volume 34, numéro 5, pp. 274-278.
- GUTU, I., I.N. MIHAILESCU, N. COMANICIU, V. DRAGANESCU, N. DENGHEL et A. MEHLMANN. 1984. « Research on heat treatment with laser radiation of large surfaces ». *Meturgia*, volume 36, numéro 5, pp. 242-247.
- HAAKE, J.M. et M.S. ZEDIKER. 2004. « High power direct diode laser successes ». Dans *Proceedings of SPIE : High-Power Diode Laser Technology and Applications II*. (San Jose, CA, 26-27 Janvier 2004), pp. 107-115. San Francisco, CA : Mark S. Zediker.
- HAIMBAUGH, R.E. 2001. *Practical induction heat treating*. 1. Columbus, Ohio, US: ASM International. 332 p.
- HEGGE, H. J. *et al.* 1990. « Tempering of steel during laser treatment ». *Metallurgical Transactions A*, volume 21, numéro 3, pp. 987-995.
- HUNZIKER, O. « Cartes de microstructure de solidification dans le système Ni-Ni₃Al-NiAl ». Doctorat, Lausanne: École polytechnique fédérale de Lausanne, 156 p.
- INCROPERA, Frank P., David P. DEWITT, Theodore L. BERGMAN et Adrienne S. LAVINE. 2006. *Fundamentals of Heat and Mass Transfer*. 6^e édition.. New York: Wiley. 1024 p.
- INDUSTRIAL APPLICATIONS OF LASER TECHNOLOGY. 1983, Geneva, Suisse « Heat Treatment of Gears in Oil Pumping Reductor ».
- ION, J. C. et L. M. ANISDAHL. 1997. « A PC-based system for procedure developement in laser transformation hardening ». *Journal of Materials Processing Technology*, volume 65, numéro 1-3, pp. 261-267.

- ION, John C. 2005. *Laser processing of engineering materials : principles, procedure and industrial application*. Amsterdam : Elsevier/Butterworth-Heinemann. 556 p.
- IPG. 2010. « High Power Fiber Lasers for Industrial Applications ». Dans En ligne. <http://www.ipgphotonics.com/apps_materials_multi.htm>. Consulté le 27 Octobre 2010.
- IPG. 2012. « Fiber Laser Advantages ». En ligne. <http://www.ipgphotonics.com/apps_materials_multi_advantages.htm>. Consulté le 3 Octobre 2012.
- ISLAM, M.U. et W.J. WELLS. 1984. *Laser surface hardening of steels*. Rapport No. 24152. Canada : Conseil national de recherches Canada.
- ISLAM, M. U. 1996. « An overview of research in the fields of laser surface modification and laser machining at the Integrated Manufacturing Technologies Institute, NRC ». *Advanced Performance Materials*, volume 3, numéro 2, pp. 215-238.
- JUVINALL, Robert C. et Kurt M. MARSHEK. 2006. *Fundamentals of machine component design*. 4^e édition.. Hoboken, N.J.: J. Wiley & Sons. 832 p.
- KANE, D. 2006. *Laser Cleaning II*. Sydney, Australie: World Scientific. 324 p.
- KANNATEY-ASIBU, E. 2009. *Principles of laser materials processing*. Hoboken, NJ : Wiley. 819 p.
- KAR, A. et J. MAZUMDER. 1989. « Three-dimensional transient thermal analysis for laser chemical vapor deposition on uniformly moving finite slabs ». *Journal of Applied Physics*, volume 65, numéro 8, pp. 2923-2934.
- KOMANDURI, R. et Z.B. HOU. 2001. « Thermal analysis of the laser surface transformation hardening process ». *International Journal of Heat and Mass Transfer*, volume 44, numéro 15, pp. 2845-2862.
- KOMANDURI, R., Z. B. HOU. 2004. *Thermal analysis of laser surface transformation hardening optimization of process parameters*. Oxford: Elsevier. 18 p.
- KOU, Sindo, D. SUN et Y. LE. 1983. « A Fundamental Study of Laser Transformation Hardening ». *Metallurgical and Materials Transactions A*, volume 14, numéro 3, pp. 643-653.

- KREMNEV, L. S., E. V. KHOLODNOV et O. V. VLADIMIROVA. 1988. « Selection of steels to be laser-hardened ». *Metal Science and Heat Treatment*, volume 29, numéro 9, pp. 695-698.
- LABUSCHAGE, K. 2006. Investigative Study of Martensite Formation in Laser Transformation Hardened Steels. Pretoria, Afrique-du-Sud: Tshwane University of Technology. 206 p.
- LAI, G. Y. *et al.* 1974. « Effect of austenitizing temperature on the microstructure and mechanical properties of as-quenched 4340 steel ». *Metallurgical Transactions A*, volume 5, numéro 7, pp. 1663-1670.
- LEE, J. H. *et al.* 2009. « Laser surface hardening of AISI H13 tool steel ». *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, volume 19, numéro 4, pp. 917-920.
- LEWIS, R. W., Perumal NITHIARASU, Kankanhalli SEETHARAMU. 2004. *Fundamentals of the Finite Element Method for Heat and Fluid Flow*. New York : Wiley. 356 p.
- LIA. 2001. *Handbook of laser Materials Processing*. Orlando, FL: LIA Magnolia Publishing. 741 p.
- LIN PENG, R. et T. ERICSSON. 1998. « Effect of laser hardening on bending fatigue of several steels ». *Scandinavian journal of metallurgy*, volume 27, numéro 4, pp. 180-190.
- LUSQUIÑOS, F. *et al.* 2007. « Theoretical and experimental analysis of high power diode laser (HPDL) hardening of AISI 1045 steel ». *Applied Surface Science*, volume 254, numéro 4, pp. 948-954.
- MAHMOUDI, B. *et al.* 2010. « Laser surface hardening of AISI 420 stainless steel treated by pulsed Nd:YAG laser ». *Materials and Design*, volume 31, numéro 5, pp. 2553-2560.
- MAZUMDER, J. and W. M. STEEN. 1980. « Heat transfer model for CW laser material processing ». *Journal of Applied Physics*, volume 51, numéro 2, pp. 941-947.
- MAZUMDER, J., P. S. MOHANTY et A. KAR. 1996. « Mathematical modelling of laser materials processing ». *International Journal of Materials and Product Technology*, volume 11, numéro 3-4, pp. 193-252.

- MEIJER, J. et I. VAN SPRANG. 1991. « Optimization of Laser Beam Transformation Hardening by One Single Parameter ». *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, volume 40, numéro 1, pp. 183-186.
- METZBOWER, E.A. 1981. *Source Book on Applications of the Laser in Metalworking: A Comprehensive Collection of Outstanding Articles from the Periodical and Reference Literature*. American Society for Metals. 387 p.
- MIGLIORE, L.R. 1996. *Laser Materials Processing*. New York, US: CRC Press. 336 p.
- MIOKOVIĆ, T., *et al.* 2007. « Influence of cyclic temperature changes on the microstructure of AISI 4140 after laser surface hardening ». *Acta Materialia*, volume 55, numéro 2, pp. 589-599.
- NA, S. J. and Y. S. YANG. 1988. « Influence of heating rate on the laser surface hardening of a medium carbon steel ». *Surface and Coatings Technology*, volume 34, numéro 3, pp. 319-330.
- NAEEM, Mohammed. 2005. « Heat Treating With Lasers ». *Heat Treating Progress*, volume 5, numéro June, pp. 4.
- NISAR, A., *et al.* 2003. « Three-dimensional transient finite element analysis of the laser enamelling process and moving heat source and phase change considerations ». Dans *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, volume 217, numéro 6, pp. 753-764
- OBBERGFELL, K., V. SCHULZE et O. VÖHRINGER. 2003. « Simulation of Phase Transformations and Temperature Profiles by Temperature Controlled Laser Hardening: Influence of Properties of Base Material ». *Surface Engineering*, volume 19, numéro 5, pp. 5.
- PALOPOSKI T. et L. LIEDQUIST. 2006. *Steel Emissivity At High Temperature*. Rapport No. TR-570. Stensberggata, Norvège : Nordic Innovation Centre, 80 p.
- PANTSAR, H. et V. KUJANPÄÄ. 2004. « Diode laser beam absorption in laser transformation hardening of low alloy steel ». *Journal of Laser Applications*, volume 16, numéro 3, pp. 147-153.
- PATWA, R. et Y. C. SHIN. 2007. « Predictive modeling of laser hardening of AISI5150H steels ». *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, volume 47, numéro 2, pp. 307-320.

- PRETORIUS, T. et F. VOLLERTSEN. 2009. « Simulation of the distortion manipulation of gear wheel teeth by thermal pre-stressing ». *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, volume 40, numéro 5-6, pp. 479-484.
- QIU, F. et V. KUJANPÄÄ. 2011. « Transformation hardening of medium-carbon steel with a fiber laser: The influence of laser power and laser power density ». *Mechanika*, volume 17, numéro 3, pp. 318-323.
- RAKHIT, A.K. 2000. *Heat Treatment of Gears - A Practical Guide for Engineers*. Columbus, Ohio: ASM International. 209 p.
- READY, John F. 1997. *Industrial Applications of Lasers*. San Diego: Academic Press. 599 p.
- ROTHER, R., W. JUEPTNER et G. SEPOLD. 1982. « Measuring methods to control a high power CO₂ laser beam for material processing ». Dans *Proceedings of the 9th IMEKO Congress of the International Measurement Confederation : Technological and Methodological Advances in Measurement*. (Berlin, Allemagne, 24-28 Mai 1982), Amsterdam, Hollande : Striker Gyorgy *et al.*
- RUDNEV, Valery I. 2003. « Can the Fe-Fe₃C phase transformation diagram be directly applied in induction hardening of steel ». *Heat Treating Progress*, volume 2003, numéro June/July, pp. 1.
- RUDNEV, Valery I. 2007. « Metallurgical insights for induction heat treaters ». *Heat Treating Progress*, volume 2007, numéro May/June, pp. 3.
- S. MARTÍNEZ, E. UKAR, A. LAMIKIZ et F. LIEBANA. 2010 « Laser hardening prediction tool based on a solid state transformations numerical model ». Dans *International Conference on Advances in Materials and Processing Technologies*. (Paris, France, 24-27 Octobre 2010), pp. 1594-1599. Melville, New York : American Institute of Physics.
- SAFDAR S., L. LI, M.A. SHEIKH et Z. LIU. 2006 « Non-conventional laser beam geometries for laser transformation hardening of mild steels ». Dans *Pacific International Conference on Applications of Laser and Optics*. (Melbourne, Australie, 3-5 Avril 2006), pp. 219-224. , Orlando, FL : Laser Institute of America.
- SAFDAR, S. 2007. « Effects of Non-conventional Beam Geometries in Laser Processing of Engineering Materials ». Doctorat, Manchester, UK: University of Manchester, 198 p.

- SAFDAR, S. *et al.* 2006. « An analysis of the effect of laser beam geometry on laser transformation hardening ». *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, volume 128, numéro 3, pp. 659-667.
- SEIFERT, M., S. BONß, B. BRENNER et E. BEYER. 1988. « High power diode laser beam scanning in multi-kilowatt range ». Dans *Proceedings of the 23rd International Congress Applications of Lasers and Electro-optics*. (San Francisco, CA, 4-7 Octobre 2004), Orlando, FL : IFS Publications.
- SHIBATA, K., H. SAKAMOTO et H. MATSUYAMA. 1992. « Absorptivity of polarized beam during laser hardening ». Dans *Proceedings of the International Congress Applications of Lasers and Electro-optics*. (Orlando, FL, 25-29 Octobre 1991), pp. 409-413. Orlando, FL : IFS Publications.
- SHIUE R. K. et C. CHEN. 1992. « Laser transformation hardening of tempered 4340 steel ». *Metallurgical transactions. A: Physical metallurgy and materials science*, volume 23, numéro 1, pp. 163-170.
- SHUJA, S. Z. et B. S. YILBAS. 1998. « Gas-assisted laser repetitive pulsed heating of a steel surface ». *Journal of Mechanical Engineering Science Part C: Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, volume 212, numéro 8, pp. 741-757.
- SKVARENINA, S. et Y. C. SHIN. 2006. « Predictive modeling and experimental results for laser hardening of AISI 1536 steel with complex geometric features by a high power diode laser ». *Surface and Coatings Technology*, volume 201, numéro 6, pp. 2256-2269.
- STEEN, W. M. 2003. *Laser Material Processing*. 3^e édition.. London: Springer. 408 p.
- STEEN, W.M., J. MAZUMDER et K.G. WATKINS. 2010. *Laser Material Processing*. London: Springer. 558 p.
- TANI, Takayuki. 1981. « Process and apparatus for the heat treatment by high energy beams of surfaces of steel products ». Brevet No. 4,250,372. États-Unis d'Amérique.
- TANI, Takayuki. 1981. « Process and apparatus for the surface heat treatment of steel products by a laser beam ». Brevet No. 4,250,374. États-Unis d'Amérique.
- TEEN, W.M. et C.H.G COURTNEY. 1979. « Surface heat treatment of En 8 steel using a 2 kW continuous-wave CO₂ laser ». *Metals Technology*, volume 6, numéro 12, pp. 456-462.

- TOBAR, M. J. *et al.* 2006. « Laser transformation hardening of a tool steel: Simulation-based parameter optimization and experimental results ». *Surface and Coatings Technology*, volume 200, numéro 22-23, pp. 6362-6367.
- TOTTEN, George E. 2006. *Steel Heat Treatment Handbook - Equipment and Process Design*. 2^e édition.. New York: CRC Press. 708 p.
- TOTTEN, George E. 2006. *Steel Heat Treatment Handbook - Metallurgy and Technologies*. 2^e édition.. New York: CRC Press. 708 p.
- TOULOUKIAN, Y. S. et David P. DEWITT. 1970. *Thermal radiative properties: metallic elements and alloys*. New York : IFI/Plenum.
- TOYSERKANI, E., A. KHAJEPOUR et S. CORBIN. 2004. « 3-D finite element modeling of laser cladding by powder injection: Effects of laser pulse shaping on the process ». *Optics and Lasers in Engineering*, volume 41, numéro 6, pp. 849-867.
- TRANTAFYLLIDIS, D., L. LI, et F. H. STOTT. 2006.« Investigation of the effects of nonconventional beam geometries in laser surface treatment of ceramics: Theoretical analysis ». *Journal of Laser Applications*, volume 18, numéro 2, pp. 161-168
- U.S. DEPARTMENT OF DEFENSE. 1998. *MIL-HDBK-5H : Metallic Materials and Elements for Aerospace Vehicle Structures*. USA: Knovel Interactive Edition Coll. Low alloy steels. 1721 p.
- U.S. Laser Corporation. 2010. « Laser Heat Treating ». En ligne. <<http://www.uslasercorp.com/envoy/heattreating.html>>. Consulté le 27 Oct 2011.
- UNTERWEISER, P.M., H.E. BOYER et J.J. KUBBS. 1982. *Heat treater's guide: standard practices and procedures for steel*. 2^e édition.. Colombus, Ohio, US: ASM International. 493 p.
- WANG, J. T. *et al.* 2000. « The influence of temperature and surface conditions on surface absorptivity in laser surface treatment ». *Journal of Applied Physics*, volume 87, numéro 7, pp. 3245-3253.
- WISSENBACH, K., A. GILLNER , F. DAUSINGER. 1985. « Transformation Hardening by CO₂ Laser Radiation ». *Laser und Optoelectronic*, volume 3, pp. 291-296.

- WOO, H. G. et H. S. CHO. 1998. « Estimation of hardened layer dimensions in laser surface hardening processes with variations of coating thickness ». *Surface and Coatings Technology*, volume 102, numéro 3, pp. 205-217.
- XU, Zhiyue *et al.* 2008. *Nondestructive evaluation and real-time monitoring of laser surface hardening*. Amsterdam, PAYS-BAS: Elsevier. 6 p.
- XUE, L., M. U. ISLAM et G. MCGREGOR. 1999. « Dot Matrix Hardening of Steels Using a Fiber Optic Coupled Pulsed Nd:YAG Laser ». *Materials and Manufacturing Processes*, volume 14, numéro 1, pp. 53-65.
- YANG, L. J., *et al.* 1994. « Effects of process variables on the case depth of laser transformation hardened AISI 01 tool steel specimens ». *Materials and Manufacturing Processes*, volume 9, numéro 3, pp. 475-492.
- YANG, L. J. et K. H. CHENG. 2001. « Laser transformation hardening of steel ». *South East Asia Iron and Steel Institute Quarterly*, volume 30, numéro 4, pp. 42-49.
- ZHANG H., SHI Y., XU C. Y. et KUTSUNA M. 2003. « Surface hardening of gears by laser beam processing ». *Surface Engineering*, volume 19, numéro 2, pp. 134-136.
- ZHANG H., SHI Y., XU C. Y. et M. KUTSUNA. 2004. « Comparison of contact fatigue strength of carbon case hardening and laser hardening of gears ». *Surface Engineering*, volume 20, numéro 2, pp. 117-120.
- ZIENKIEWICZ, O.C., R.L. TAYLOR et J.Z. ZHU. 2005. *The Finite Element Method: Its Basis and Fundamentals: Its Basis and Fundamentals*. 6. Oxford : Elsevier Science. 752 p.

