HAL
open science

Modélisation du processus de texturation par faisceau laser : approches expérimentale et numérique

Adriana Soveja

To cite this version:

Adriana Soveja. Modélisation du processus de texturation par faisceau laser : approches expérimentale et numérique. Physique Atomique [physics.atom-ph]. Université de Bourgogne, 2007. Français. NNT : . tel-00345826

HAL Id: tel-00345826

https://theses.hal.science/tel-00345826v1

Submitted on 10 Dec 2008

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

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

UNIVERSITE DE BOURGOGNE UNIVERSITE "POLITEHNICA" TIMISOARA

Thèse

Présentée par

Adriana-Florina SOVEJA

Ingénieur

Pour obtenir le

GRADE DE DOCTEUR

Spécialité : Mécanique et Energétique

Modélisation du processus de texturation par faisceau laser : approches expérimentale et numérique

Soutenue le 22 novembre 2007

JURY

Marc MEDALE	Ecole Polytechnique Universitaire de Marseille	Rapporteur
Albert TIDU	Ecole Nationale d'Ingénieurs de Metz	Rapporteur
Rémy FABBRO	CNRS – LALP – Paris	Examinateur
Eugen CICALĂ	Université "Politehnica" Timisoara	Examinateur
Dominique GREVEY	Université de Bourgogne	Directeur de thèse
Alexandru NICHICI	Université "Politehnica" Timisoara	Directeur de thèse
Jean-Marie JOUVARD	Université de Bourgogne	Co-encadrant
Gérard DUFFET	Université de Bourgogne	Co-encadrant

Remerciements

Ce travail, effectué au sein de L'unité Mixte de Recherche Carnot de Bourgogne (équipe LTM, Laser et Traitement de matériaux) située à l'IUT du Creusot, a fait l'objet d'une convention de co-tutelle signée entre l'Université de Bourgogne et l'Université « Politehnica » de Timişoara, Roumanie.

J'adresse mes plus vifs remerciements à mon directeur de thèse, côté français, M. le Professeur Dominique GREVEY. Grâce à ses observations et à sa contribution scientifique, ma thèse a gagné en rigueur scientifique, en fluidité et en clarté. En travaillant avec lui, j'ai acquis beaucoup de connaissances scientifiques et morales qui seront, pour moi, une véritable aide dans ma vie professionnelle. Sa diplomatie, sa patience et son altruisme seront, pour moi, un modèle à suivre.

Je remercie M le Professeur Alexandru NICHICI, qui a eu la tache de m'encadrer en tant que directeur de thèse, côté roumain, pour la confiance qu'il ma accordée tout au long de cette thèse. Son esprit d'analyse, sa rigueur scientifique et ses conseils professionnels compétents m'ont beaucoup aidé et je lui exprime toute ma reconnaissance.

Je tiens à remercier Mme le Professeur Simone MATTEÏ, responsable de l'équipe LTm pour m'avoir accueillie au sein de son équipe. Sa bonne humeur quotidienne, son support moral et sa grande gentillesse m'ont beaucoup aidé durant mon stage doctoral et je lui exprime toute ma gratitude.

Mes remerciements vont également à M. Rémy FABBRO, directeur de recherche CNRS au laboratoire LALP Paris, pour m'avoir faire l'honneur de présider le jury de ma thèse. Je remercie aussi M le Professeur Marc MEDAL de l'Ecole Polytechnique Universitaire de Marseille et M le Professeur Albert TIDU de l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Metz pour leurs critiques éclairées, ainsi que pour avoir accepté de rapporter ma thèse.

J'exprime ma reconnaissance à mes co-encadrants de thèse, M Jean-Marie JOUVARD et M. Gérard DUFFET pour leurs conseils scientifiques tout au long de la préparation de ma thèse. Je remercie spécialement M. Jean-Marie JOUVARD pour sa promptitude et son implication à résoudre les problèmes théoriques complexes rencontrés. La partie modélisation numérique de cette thèse a souvent évolué suite à nos rencontres.

J'adresse ma gratitude à M le Professeur Eugen CICALĂ de l'Université « Politehnica » de Timişoara, Roumanie, pour m'avoir initiée dans la méthodologie des plans d'expériences et pour son intérêt pour mon travail tout au long de ma thèse, le tout couronné par sa participation à mon jury, comme examinateur.

Je tiens à remercier mes collègues doctorants, enseignants-chercheurs, ingénieurs et techniciens de l'équipe LTm pour m'avoir permis d'effectuer ces trois années dans une ambiance sympathique et amicale. Je tiens à remercier également l'ensemble du personnel de l'IUT du Creusot, et tout particulièrement son Directeur, M. le Professeur Patrick GORRIA, pour l'accueille chaleureux dont j'ai bénéficié. Je remercie également mes collègues du département Technologie Mécanique de l'Université « Politehnica » de Timişoara pour leur sympathie et leur aide.

Je ne pourrais pas finir cette liste de remerciements sans exprimer ma reconnaissance, ma gratitude et mon amour à mon époux qui a su être compréhensif et patient tout au long de ma préparation doctorale.

Sommaire

NOTATIONS **8**

INTRODUCTION **11**

I. MODELISATION EXPERIMENTALE DU PROCESSUS DE TEXTURATION PAR FAISCEAU LASER **14**

I.1. INTRODUCTION 14

I.2. HYPOTHESES DE TRAVAIL 15

I.3. MATERIAUX ET EQUIPEMENTS UTILISES 16

I.3.1. Matériaux d'étude 16

I.3.2. Moyen d'élaboration des textures 18

I.3.3. Moyen de caractérisation des surface texturées 19

I.3.4. Mise en œuvre des essais 21

I.4. METHODES EXPERIMENTALES EMPLOYEES 22

I.4.1. Généralités sur l'étude expérimentale d'un phénomène 22

I.4.1.1. Fonctions objectifs et facteurs d'influence 22

I.4.1.2. Stratégie dans le choix d'une méthode d'expérimentation 23

I.4.1.2.1. La méthode classique 23

I.4.1.2.2. La méthode moderne – plans d'expériences 24

I.4.2. Hiérarchisation des facteurs d'influence 25

I.4.3. Modélisation expérimentale du processus 28

I.4.3.1. Essais exploratoires 28

I.4.3.2. Optimisation du processus 31

I.5. ANALYSE DES RESULTATS ET DISCUSSION 36

I.5.1. Acier inoxydable 36

I.5.1.1. Analyse de l'influence des facteurs sur les fonctions objectifs 36

I.5.1.2. Développement du modèle linéaire 39

I.5.1.3. Développement des modèles quadratiques 44

I.5.1.4. Conclusion 48

I.5.2. Alliage de titane 49
I.5.2.1. Analyse de l'influence des facteurs sur les fonctions objectifs 49
I.5.2.2. Développement du modèle linéaire 53
I.5.2.3. Développement des modèles quadratiques 58
I.5.2.4. Conclusion 61
I.5.3. Alliage d'aluminium 62
I.5.3.1. Analyse de l'influence des facteurs sur les fonctions objectifs 62
I.5.3.2. Développement du modèle linéaire 66
I.5.3.3. Développement des modèles quadratiques 71
I.5.3.4. Conclusion 75
I.6. CONCLUSIONS 77

II. MODELISATION DES PHENOMENES THERMIQUE 1D DE L'INTERACTION LASER-MATIERE ET CORRELATION DE CELLE-CI AVEC LA MODELISATION EXPERIMENTALE 79

II.1. INTRODUCTION 79
II.2. ETAT DE L'ART DE LA MODELISATION NUMERIQUE 80
II.3. PHENOMENES INDUITS LORS DE L'INTERACTION FAISCEAU LASER-MATIERE 82
II.4. ETUDES PRELIMINAIRE SUR L'INTERACTION FAISCEAU LASER MATIERE 84
II.4.1. Mise en œuvre d'un modèle thermique 1D 84
II.4.1.1. Modèle 1D : Flux constant 84
II.4.1.2. Modèle thermique1D : Flux constant, température de surface limitée 91
II.4.2. Transfert énergétique à la plume 94
II.4.3. Estimation de la pression de recul 96
II.4.4. Discussions sur la condition limite de la zone irradié 99
II.5. PREMIERES CORRELATIONS ISSUES DES MODELISATIONS NUMERIQUE ET EXPERIMENTALE 100
II.5.1. Analyse des résultats du calcul numérique 100
II.5.2. Analyse comparative entre les résultats issus des modélisations numérique et expérimentale 106
II.5.2.1. Cas de l'acier inoxydable 108
II.5.2.2. Cas de l'alliage de titane 110
II.5.2.3. Cas de l'alliage d'aluminium 113
II.6. CONCLUSION 117

III. MODELISATION THERMIQUE 2D DE L'INTERACTION FAISCEAU LASER - MATIERE AVEC PRISE EN COMPTE DU DEPLACEMENT DU LIQUIDE 118

III.1. INTRODUCTION 118

III.2. MOUVEMENT HYDRODYNAMIQUE 119

III.2.1. Mouvement du liquide sous l'action des gradients de température 119

III.2.1.1. Effet thermogravitaire 119

III.2.1.2. Effet thermocapillaire 120

III.2.2. Mouvement du liquide sous l'action des forces mécaniques 122

III.2.2.1. Pression de recul 122

III.2.2.2. Tension de surface 123

III.3. MODELISATION 2D EN SYMETRIE AXIALE DU DEPLACEMENT DU LIQUIDE 125

III.3.1. Mise en œuvre du modèle 125

III.3.1.1. Géométrie du maillage 125

III.3.1.2. Equations du système 125

III.3.1.3. Conditions aux limites 126

III.3.1.3.1. Aspect thermique 127

III.3.1.3.2. Aspect hydrodynamique 128

III.3.2. Modélisation d'un impact laser – résultats et discussions 129

III.3.2.1. Evolution temporelle du déplacement du liquide sous l'action de la pression de recul 129

III.3.2.2. Evolution du déplacement du liquide en fonction de l'intensité de la pression de recul (densité de puissance incidente) 134

III.3.2.3. Evolution du diamètre du cratère en fonction de la densité de puissance incidente 137

III.3.3. Conclusion 141

III.4. MODELISATION 2D AVEC DEFORMATION DE LA SURFACE – ALE 142

III.4.1. Déformation de la surface – généralités 142

III.4.2. Mise en œuvre du modèle 145

III.4.2.1. Géomtrie du modèle 145

III.4.2.2. Equations du systéme 145

III.4.2.3. Conditions aux limites 146

III.4.2.3.1. Aspect thermique 146

III.4.2.3.2. Aspect hydrodynamique 148

III.4.2.3.3. Aspect de la déformation de surface 149

III.4.3. Modélisation d'un cycle chauffage-refroidissement – résultats et discussion 149
III.4.3.1. Evolution temporelle du déplacement de liquide sous l'action de la pression de recul 152
III.4.3.2. Evolution temporelle de la déformation de la surface 154
III.4.4. Amélioration du modèle 158
III.5. CONCLUSION 162

CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES 164

BIBLIOGRAPHIE 168

ANNEXE 1 176

A.I. ÉLABORATION ET EVALUATION DE SURFACES TEXTUREES – ETAT DE L'ART 176
A.I.1. Elaboration de surfaces texturées 176
A.I.1.1. Techniques d'élaboration de textures de surface 176
A.I.1.1.1. Texturation par attaque chimique 177
A.I.1.1.2. Texturation par électroérosion 179
A.I.1.1.3. Texturation par jet abrasif (sablage) 180
A.I.1.1.4. Texturation par faisceau laser 182
A.I.2. Evaluation topographique d'une surface texturée 184
A.I.2.1. Généralités 184
A.I.2.2. Paramètres d'évaluation topographique 186
A.I.2.2.1. Approche classique – 2D 186
A.I.2.2.2. Approche moderne – 3D 188
A.I.3. Méthode d'évaluation topographique 196

ANNEXE 2 203

A.II. CARACTERISATION DU FAISCEAU LASER ET MESURE DE LA DUREE D'IMPULSION 203
A.II.1. Caractérisation du spot laser 203
A.II.2. Mesure de la puissance moyenne et calcule de l'énergie des impulsions 206
A.II.3. Caractérisation des impulsions laser 209

ANNEXE 3 217

A.III. METHODOLOGIE DE CALCUL DES COEFFICIENTS DE REGRESSION 217
A.III.1. La méthode de moindres carrées 217
A.III.2. Détermination des coefficients de régression dans le cas d'une fonction de première dégrée avec une seule variable 220

ANNEXE 4 ..... **223**

A.IV. METHODOLOGIE DE CALCUL POUR L'ANALYSE DE VARIANCE 223

A.IV.1. Analyse de variance à un facteur 223

A.IV.2. Analyse de variance à deux facteurs 224

A.IV.3. Application de l'analyse de variance pour l'étude expérimentale - chapitre I... 226

ANNEXE 5 ..... **234**

A.V. METHODOLOGIE DE CALCUL POUR LA VERIFICATION DE L'ADEQUATION DES MODELES MATHEMATIQUES 234

RESUME **236**

Notations

A	[-]	Coefficient numérique
a	[$m^2.s^{-1}$]	Diffusivité thermique
B_0	[-]	Constante de vaporisation
C_p	[$J.kg^{-1}.K^{-1}$]	Capacité thermique massique
$C_{pl;s}$	[$J.kg^{-1}.K^{-1}$]	Capacité thermique massique selon la phase du matériau (« s » solide ou « l » liquide)
d	[µm]	Diamètre du faisceau laser focalisé
f	[Hz]	Fréquence des impulsions laser
$\vec{F}$	[$N.m^{-3}$]	Force en volume
D	[-]	Pulse gaussien normalisé
g	[$m.s^{-2}$]	Constante gravitationnelle
h_{air}	[-]	Coefficient d'échange convectif avec l'air
h_i	[µm]	Profondeur impact
h_l	[µm]	Hauteur de liquide équivalent
h_v	[µm]	Hauteur de vapeur équivalent
h_z	[nm]	Profondeur du cratère
I	[-]	Matrice identité
k	[$W.m^{-1}.K^{-1}$]	Conductivité thermique du matériau
$k_{s;l}$	[$W.m^{-1}.K^{-1}$]	Conductivité thermique selon la phase du matériau
L_f	[$J.kg^{-1}$]	Chaleur latente de fusion
L_v	[$J.kg^{-1}$]	Chaleur latente de vaporisation

M_a	[uma]	Masse atomique du matériau
N_a	[-]	Nombre d'Avogadro
$\vec{n}$	[-]	Vecteur normale à la surface
$\vec{t}$	[-]	Vecteur tangentielle à la surface
P_c	[kW]	Puissance crête du laser
P_m	[W]	Puissance moyenne du laser
P_r	[Pa]	Pression de recul
P_s	[Pa]	Pression des vapeurs saturés
r	[-]	Coordonnées cylindriques perpendiculaire à l'axe du faisceau laser
R	[µm]	Rayon du faisceau laser focalisé
R_i	[µm]	Rayon impact
S	[m^2]	Surface
T_0	[K]	Température ambiante
T_f	[K]	Température de fusion du matériau
T_s	[K]	Température de surface
T_{trans}	[K]	Température de transition entre la phase solide et liquide
T_v	[K]	Température de vaporisation du matériau
ΔT	[K]	Demi-largeur de l'intervalle d'échange de la fonction Heaviside
$\vec{u}$	[m. s^{-1}]	Champ de vitesse
v_f	[m.s^{-1}]	Vitesse du front de fusion
v_l	[m.s^{-1}]	Vitesse de déplacement du liquide
v_v	[m.s^{-1}]	Vitesse du front de vaporisation
V	[m^3]	Volume de matière
z	[-]	Coordonnées cylindriques parallèle à l'axe du faisceau laser
α	[-]	Facteur d'absorption
γ	[N.m^{-1}.K^{-1}]	Coefficient de variation de la tension superficielle avec la température

ε	[-]	Emissivité du matériau
η	[Pa.s]	Viscosité dynamique du matériau
σ	[N.m^{-1}]	Coefficient de tension de surface
σ_{SB}	[-]	Constante de Stefan-Boltzmann
δ	[µm]	Profondeur de pénétration thermique
φ	[W.m^{-2}]	Densité de puissance laser absorbée
τ	[s]	Constante de temps
φ_0	[W.m^{-2}]	Densité de puissance laser incidente
τ_f	[ns]	Durée nécessaire pour atteindre la fusion
τ_{laser}	[ns]	Durée d'impulsion
δ_l	[µm]	Epaisseur de la couche de liquide
δT	[-]	Demi largeur du pulse gaussien D
τ_s	[s]	Durée nécessaire à la solidification en surface
τ_v	[ns]	Durée nécessaire pour atteindre la vaporisation
ρ	[kg.m^{-3}]	Masse volumique

Introduction

L'un des critères de qualité pour le moulage par injection de polymères est un bon aspect visuel du produit final. L'évaluation de cet aspect revêt une grande importance : couleur, texture de la surface, zones de liaison, ... Par exemple, la plupart des surfaces actives des moules présentent des motifs imitant des matériaux, comme le cuir, afin d'offrir une sensation visuelle et/ou tactile plus plaisante et plus confortable qu'une surface lisse.

Dans ce contexte, et en tenant compte de la grande variété de motifs existant aujourd'hui, il y a un réel besoin de trouver des méthodes permettant de réduire les temps de fabrication, d'améliorer la qualité des pièces injectées, tout en allant vers des procédés intégrant la notion de développement durable.

Nous nous intéresserons donc à cette problématique dans le cas de la texturation de surfaces métalliques.

Le processus de texturation consiste en la réalisation de motifs micro/macro géométriques, plus ou mois réguliers sur une surface métallique. Aujourd'hui l'industrie abonde en techniques d'usinage, dédiées à des applications particulières. En conséquence, en fonction du résultat attendu, il est possible de choisir une technologie de fabrication.

Parmi les méthodes de texturation de surfaces (cf. annexe 1) et plus précisément de surfaces actives de moules, l'usinage chimique est le plus utilisé. Une bonne maîtrise du bain d'attaque permet d'obtenir des textures de qualité mais à faible productivité (vitesse d'attaque entre 0,025-0,1 $mm.min^{-1}$) [Cambier'95], [Dealy'03]. Les inconvénients liés à cette technique, tels que la manipulation et le rejet d'acides, l'émission de solvants dans l'atmosphère, peuvent être évités en utilisant d'autres techniques de texturation. Malgré les efforts faits, l'usinage par électroérosion ne permet pas de concilier qualité de surface et productivité [Joseph'05], [Kim'05]. Même si on fait un compromis entre la qualité des textures et la productivité, l'usinage par électroérosion ne peut être appliqué qu'aux matériaux conducteurs. En ce qui concerne le jet abrasif, la difficulté à maîtriser les profondeurs et les contraintes internes générés lors de l'action du jet sur la surface [Balasubramaniam'02], [Park'04], font que cette technologie est très peu utilisée dans la texturation des cavités de moules. En revanche l'apparition de têtes galvanométriques complètement vectorisées et la possibilité de transmettre le faisceau laser par fibre optique, font que la technique de texturation par faisceau laser peut

être une alternative intéressante. En choisissant le bon laser et les bonnes conditions de travail on peut obtenir des textures de qualité avec une grande productivité. Les avantages de cette technologie sont: une grande flexibilité, une grande précision d'usinage, une faible zone affectée thermiquement et des aspects économiques intéressants, incitent les industriels à choisir cette technique au détriment des autres.

Cependant il est important d'identifier et de déterminer les paramètres opératoires ayant une influence significative sur les indicateurs de performance [Almeida'06]. Le laser est utilisé dans beaucoup de domaines, mais il reste essentiellement utilisé pour des applications industrielles de base [Wetter'00] comme la découpe, le perçage, le soudage, le traitement de surface et le marquage. Malgré son grand développement, le laser n'est qu'à ses premiers pas dans l'industrie de la texturation des surfaces pour l'obtention d'aspects semblables à des matériaux naturels (cuir, bois…). Ces dernières années plusieurs études ont été réalisées sur différents matériaux, afin de déterminer l'influence des paramètres opératoires, dans le but de maîtriser le procédé d'usinage [Haefke'00], [Kaldos'04], [Lallemand'00], [Meijer'04].

Ce travail de thèse s'inscrit dans la continuité de ces travaux, l'objet étant de maîtriser le processus de texturation de surfaces métalliques par laser.

La première tâche, a été d'identifier et de quantifier les paramètres opératoires ayant une influence sur le processus de texturation des surfaces métalliques afin de l'optimiser. Ensuite, une fois cette dépendance établie, nous nous sommes intéressés aux phénomènes thermo-physiques ayant lieu pendant l'interaction faisceau laser – matière, afin de mieux comprendre le chemin parcouru pour l'optimisation et afin de maîtriser le processus.

Le premier chapitre présente l'étude expérimentale menée sur trois matériaux : l'acier inoxydable 304L, l'alliage de titane TA6V et l'alliage d'aluminium AA6056. L'étude s'articule principalement autour de deux indicateurs de performance : la productivité du processus (débit volumique de matière enlevée) et la qualité de la surface texturée obtenue (rugosité). Le grand nombre de facteurs intervenants au cours du processus de texturation, nous a conduit à faire appel à la stratégie des plans d'expériences. Cette stratégie nous a permis de réduire le nombre d'essais tout en ayant une bonne précision sur les résultats. L'application de cette stratégie s'est faite en plusieurs étapes : des **essais préliminaires** ont permis de mettre en évidence les paramètres principaux à retenir pour les **essais exploratoires** et une **d'optimisation** a permis de définir le conditions optimales de texturation.

L'application de cette technique, nous a permis de mettre en évidence les liens entre les paramètres opératoires et les indicateurs de performances et ainsi d'optimiser les performances

du processus de texturation. Cependant, il ne permet pas d'analyser les phénomènes physiques intervenant lors du processus.

La modélisation numérique des phénomènes physiques mis en jeu lors de l'interaction faisceau laser-matière fait l'objet d'étude des deuxième et troisième chapitres, avec comme but d'effectuer une corrélation entre les résultats issus de la modélisation expérimentale et ceux provenant de cette modélisation numérique. La modélisation numérique a été limitée à l'étude d'un seul impact laser sur la matière.

L'aspect concernant la modélisation des phénomènes thermiques est présenté dans ***le deuxième chapitre***. A l'aide d'un modèle thermique simple et unidimensionnel des simulations numériques ont été développées pour différentes combinaisons de paramètres laser, utilisées dans la modélisation expérimentale. Les résultats, ainsi obtenus, nous ont permis de mieux comprendre le comportement des trois matériaux sous l'irradiation d'un faisceau laser. Cependant ce modèle ne permet pas de tenir compte du déplacement transverse du liquide sous l'action de la pression de recul, induisant une légère déformation de la surface.

Le couplage entre les phénomènes thermiques et les phénomènes hydrodynamiques est présenté dans ***le chapitre III.*** Dans un premier temps, le déplacement du liquide vers les bords de l'impact sous l'action de la pression de recul a été étudié, à l'aide d'un modèle 2D axisymétrique. Ainsi, les simulations développées pour différentes combinaisons de paramètres laser ont permis d'étudier les mécanismes d'enlèvement de matière.

Étant donné que ce modèle a été développé en utilisant un maillage fixe, la déformation de la surface sous l'action de la pression de recul ne peut pas être observée. Donc, un deuxième modèle bidimensionnel, couplant les mêmes phénomènes physiques, mais, en utilisant un maillage mobile (méthode ALE - Arbitrary Lagrange Euler) a été développé. La simulation d'un cycle de chauffage – refroidissement nous a permis de mettre en évidence l'action de la force due aux tensions de surface sur le déplacement du liquide et sur la formation du cratère et des bourrelets.

L'utilisation, à la fois, de l'approche expérimentale et de l'approche numérique conduit à une meilleure maîtrise du processus de texturation par faisceau laser en ouvrant la voie vers des méthodes et des techniques nouvelles de texturation des surfaces métalliques.

I. Modélisation expérimentale du processus de texturation par faisceau laser

I.1. Introduction

Des indicateurs de performances tels que la qualité, la fiabilité ou la réduction du prix de fabrication représentent des motivations importantes pour lesquels, le choix d'un procédé laser peut s'imposer face au choix d'un procédé conventionnel de fabrication. L'utilisation du laser pour la texturation de surfaces métalliques permet d'éliminer les inconvénients créés par d'autres techniques telles que l'attaque chimique ou l'électroérosion. Cependant, il est important d'identifier et de déterminer les paramètres opératoires ayant une influence significative sur les indicateurs de performance [Almeida'06]. Le laser est utilisé dans beaucoup de domaines, mais il reste essentiellement utilisé pour des applications industrielles de base [Wetter'00] comme la découpe, le perçage, le soudage, le traitement de surface et le marquage. Malgré son grand développement, le laser fait ses premiers pas vers l'industrie de la texturation des surfaces afin d'obtenir des aspects semblables à des matériaux naturelles (cuir, bois…). Ces dernières années plusieurs études ont été réalisées sur différents matériaux, afin de déterminer l'influence des paramètres opératoires, dans le but de maîtriser le procédé d'usinage [Kaldos'04], [Lallemand'00], [Meijer'04].

L'objectif de ce chapitre est d'obtenir, à l'aide d'une approche statistique, des informations sur l'influence des paramètres opératoires et de déterminer leur signifiance afin de pouvoir établir des expressions mathématiques expérimentales permettant de connaître l'évolution du processus. La complexité des phénomènes physiques mis en jeu lors de l'interaction faisceau laser-matière et le grand nombre de facteurs intervenants au cours du processus de texturation, nous ont conduits à faire appel à la stratégie des plans d'expériences. Cette stratégie nous permet de réduire le nombre d'essais tout en ayant une bonne précision sur les résultats.

Nous allons présenter, dans la suite de ce chapitre, les matériaux et les équipements utilisés pour notre étude, la stratégie expérimentale retenue et les résultats obtenus.

I.2. Hypothèses de travail

La compréhension des processus d'interaction entre le faisceau incident et les matériaux à traiter est essentielle pour comprendre les possibilités et les limites du processus de texturation par laser.

Du point de vue phénoménologique, lorsqu'un faisceau laser de forte densité de puissance irradie un matériau donné, la surface entre en fusion avant de s'évaporer. Mais, du fait de la célérité avec laquelle la température de vaporisation est atteinte [Maillet'86], la couche de matière fondue reste fine et le processus dominant est celui de l'évaporation du métal. Une fois la température de vaporisation atteinte le laser continue à déposer de l'énergie en surface de la cible irradié. Cette énergie fournit la chaleur latente de vaporisation, assurant l'évacuation de la matière sous forme de vapeur. Le résultat est l'apparition d'une pression de recul, agissant sur la faible couche de liquide, et conduisant à la formation d'un cratère.

L'objectif de la texturation par faisceau laser des surfaces métalliques est, d'une part d'augmenter la productivité du processus (enlèvement de matière) et d'autre part de diminuer la rugosité de la surface texturée.

Le processus d'enlèvement de matière est contrôlé par l'énergie et par la durée des impulsions [Knowles'05], [Meijer'04]. Dans ce cas, on peut imaginer, que le front de vaporisation avance au moins aussi vite que le front de fusion afin d'obtenir une couche de liquide peu épaisse, ce qui a une influence sur la quantité de matière enlevée et sur la rugosité finale.

Une faible épaisseur de la couche de liquide permet d'obtenir une surface moins perturbée, d'une part par la mise en mouvement et l'éjection du liquide et, d'autre part, par des propriétés du matériau de base moins altérées que dans le cas d'une grande épaisseur. Cette dernière constatation représente cependant un plan secondaire pour notre étude. La perturbation de la surface par éjection ou mise en mouvement du liquide est due à la formation de la pression de recul, due à l'éjection des vapeurs, qui dépend de la puissance surfacique et de la température de surface [Semak'97a], [Semak'97b]. Mais, à cela il faut rapporter que la texturation nécessite la réalisation d'une surface, où les variations de la fréquence et de la vitesse de balayage doivent jouer un rôle important [Lallemand'00]. Intuitivement, la rugosité de la surface dépend également de l'interligne et du taux de recouvrement. L'interligne est, certainement dépendante de la géométrie du cratère qui dépend de la taille du spot laser, de la

distribution spatiale de l'énergie [Li'06], alors que le taux de recouvrement est lié à la fréquence des impulsions et à la vitesse de balayage [Kaldos'04], [Qi'03].

Ainsi, dans les paragraphes suivants nous allons tenter de mettre en évidence l'influence de ces facteurs sur la qualité de la texturation.

I.3. Matériaux et équipements utilisés

I.3.1. Matériaux d'étude

L'étude a été menée sur trois matériaux différents: acier inoxydable 304L, alliage de titane TA6V et alliage d'aluminium AA6056. Ces matériaux ont été choisis en fonction d'applications dont nous avons parlé en introduction et également pour leurs propriétés thermo-physiques variées. La composition chimique de ces trois matériaux est présentée ci-dessous (Tableau I.1, Tableau I.2, Tableau I.3) :

Tableau I.1 – Composition chimique du 304L – élément de base : Fe [Lacombe'90]

Alliage	Eléments d'alliage (% masse)						
304L	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni
	0…0,03	0…2	0…0,75	0…0,045	0…0,03	18…20	8…12

Tableau I.2 – Composition chimique TA6V – élément de base : Ti [ASM'93b]

Alliage	Eléments d'alliage (% masse)						
TA6V	Al	V	O	Fe	H	C	N
	5,5…6,75	3,5…4,5	0,2 (max)	0,4 (max)	0,015 (max)	0,1 (max)	0,05 (max)

Tableau I.3 – Composition chimique du AA6056 – élément de base : Al [ASM'93a]

Alliage	Eléments d'alliage (% masse)							Etat
AA6056	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Zn	Ti	T4
	0,82	0,07	0,55	0,57	0,69	0,17	0,02	

Les caractéristiques thermo-physiques des trois matériaux sont présentées dans le Tableau I.4. Ces données seront utilisées lors des simulations numériques présentées dans les chapitres suivants.

Tableau I.4 – Caractéristiques thermo-physiques des matériaux étudiés [**Lacombe'90**], [**ASM'93a**], [**ASM'93b**]

Paramètres	**Symbole**	**Unité de mesure**	**304L**	**TA6V**	**AA6056**
Masse volumique à l'état solide	ρ_s	$kg.m^{-3}$	7894	4500	2698
Masse volumique à l'état liquide	ρ_l	$kg.m^{-3}$	6451	4100	2368
Chaleur spécifique à l'état solide	C_{ps}	$J.kg^{-1}.K^{-1}$	471	520	900
Chaleur spécifique à l'état liquide	C_{pl}	$J.kg^{-1}.K^{-1}$	743	720	1180
Conductivité thermique à l'état solide	k_s	$W.m^{-1}.K^{-1}$	13	20	237
Conductivité thermique à l'état liquide	k_l	$W.m^{-1}.K^{-1}$	20	35	92
Facteur d'absorption à 1,06 µm	α	-	0,35	0,4	0,2
Diffusivité	D	$m^2.s^{-1}$	$3,80.10^{-6}$	$2,60.10^{-6}$	$6,20.10^{-5}$
Température de fusion	T_f	K	1859	1933	933
Chaleur latente de fusion	L_f	$J.kg^{-1}$	$0,25.10^{6}$	$0,39.10^{6}$	$0,39.10^{6}$
Température de vaporisation	T_v	K	3007	3558	2740
Chaleur latente de vaporisation	L_v	$J.kg^{-1}$	$6,07.10^{6}$	$8,79.10^{6}$	$10,9.10^{6}$
Viscosité du liquide	μ	Pa.s	$3,74.10^{-3}$	$2,8.10^{-3}$	$1,2.10^{-3}$
Tension de surface	σ	$N.m^{-1}$	0,519	1,44	0,914

I.3.2. Moyen d'élaboration des textures

Le système laser utilisé pour réaliser notre étude est équipé d'un source Nd :YAG pulsée, pompée par diodes et de 70W de puissance moyenne maximale (Figure I.1). La machine se décompose en trois parties : la cavité laser (repère 1), le système optique de transmission et de focalisation du faisceau laser (repère 2) et le système de commande (repère 3). Le système fonctionne soit en mode continu, soit en mode déclenché grâce à l'activation d'un Q-Switch. L'étude a été effectuée en utilisant le mode déclenché.

Figure I.1 – Machine laser SLM40D (Source *Rofin*)

En sortie de cavité, le faisceau laser est multi-mode, conduisant à un profil complexe et étendu de la distribution de la puissance. Pour cette étude, nous avons placé un diaphragme intracavité de 4,0 mm de diamètre d'ouverture. Les caractéristiques du faisceau et des impulsions sont présentées dans l'annexe 2.

La transmission et la focalisation du faisceau laser sont réalisées par l'intermédiaire d'une tête galvanométrique (Figure I.2). Elle est composée de deux miroirs montés sur des moteurs présentant une très faible inertie. Un des miroirs est animé d'une déflexion contrôlée selon l'axe X et l'autre selon l'axe Y. L'association de ces deux miroirs permet de créer le balayage du faisceau laser en surface de l'échantillon à usiner. Entre ces miroirs et l'échantillon est placée une lentille de focalisation à champ plat caractérisée par une distance

focale de 160 mm. On obtient un diamètre du faisceau laser focalisé de 320 µm. Les principales caractéristiques du faisceau laser généré sont présentées dans le Tableau I.5.

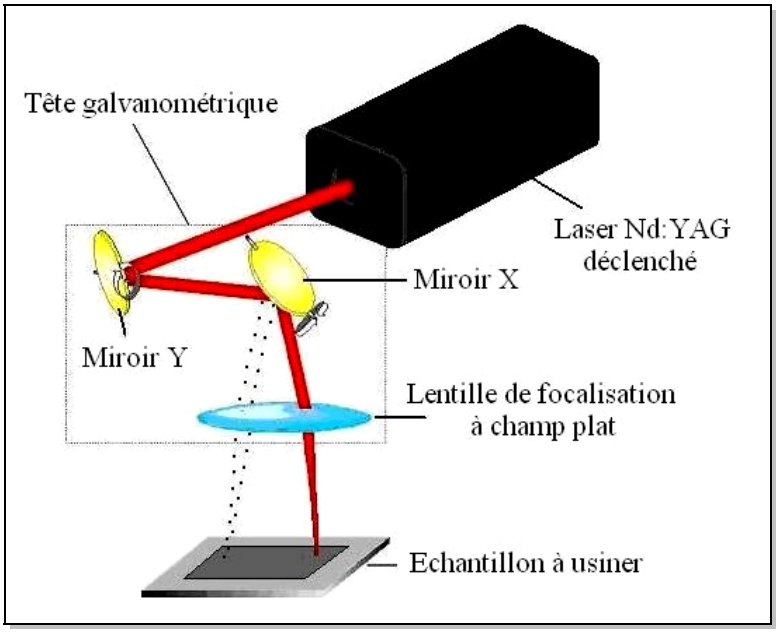


Figure I.2 – Schéma de principe de la tête galvanométrique (Source *Rofin*)

Tableau I.5 – Caractéristiques du faisceau laser

Caractéristique	**Notation**	**Valeurs**
Longueur d'onde	λ	1064 nm
Diamètres du faisceau laser focalisé	d	320 µm
Puissance moyenne maximale	P_m	70 W
Puissance crête maximale	P_c	61 kW
Energie par impulsion	E	0,2 – 11 mJ
Durée d'impulsion	τ_{laser}	150 – 780 ns
Fréquence d'impulsion	f	1 – 30 kHz

I.3.3. Moyen de caractérisation des surface texturées

Des mesures de rugosité de surface ont été réalisées à l'aide d'un microscope topographique 3D de type InfiniteFocus de la marque Alicona. Le principe de fonctionnement combine des variations successives de focalisation d'un système optique avec le balayage

vertical afin d'obtenir des informations sur la topographie de la surface. Le système optique permet des mesures en trois dimensions de structures micro géométriques avec une résolution en profondeur (dans la direction Z) allant jusqu'à 20 nm.

A l'aide d'un algorithme approprié, les informations ainsi obtenues sont utilisées pour reconstruire en trois dimensions la surface analysée (Figure I.3). Une fois la surface obtenue, on peut réaliser des calculs de rugosité.

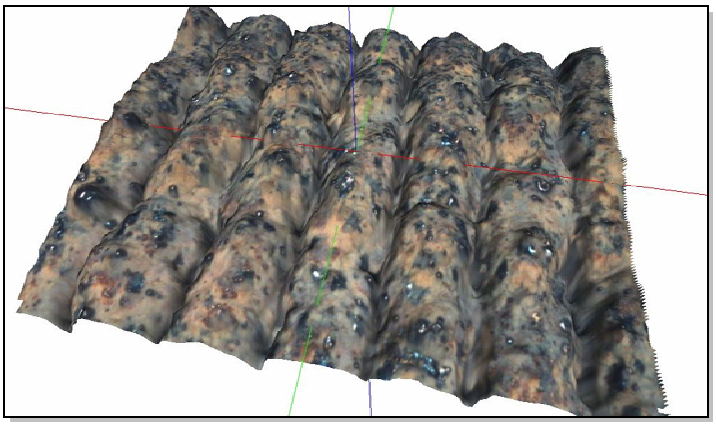
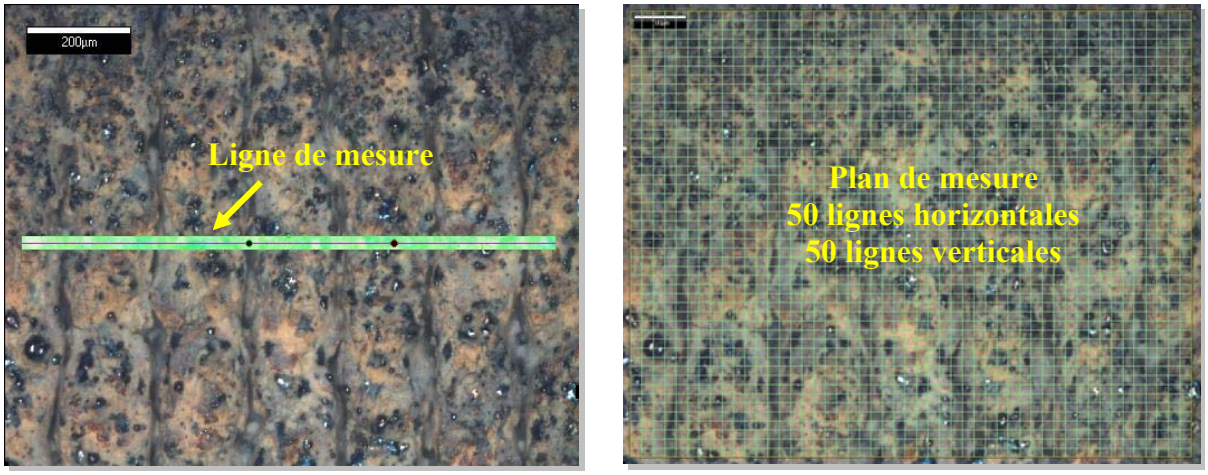


Figure I.3 – Reconstruction 3D de la surface analysée



a) Mesure 2D b) Mesure 3D

Figure I.4 – Principes de mesure de la rugosité de surface

Les données enregistrées le long de la ligne de mesure (Figure I.4a) sont utilisées pour calculer les paramètres à deux dimensions de la surface. Les valeurs des paramètres sont obtenues en utilisant les équations présentées dans l'annexe 1 – tableau A.I.3

Afin d'obtenir les paramètres à trois dimension on réalise des mesures sur un nombre choisi de lignes horizontales et verticales distribuées sur toute la surface (Figure I.4b). En

utilisant les données ainsi obtenues et les équations présentées dans l'annexe 1 – tableau A.I.4 on obtient les valeurs des paramètres 3D de la surface.

I.3.4. Mise en œuvre des essais

L'usinage laser a été réalisé sur des échantillons de même géométrie (Figure I.5a), grâce à un balayage du faisceau laser dans la zone à usiner. Afin d'obtenir une empreinte aisément caractérisable, le balayage a été reproduit 10 fois en alternant des passages horizontaux (à 0°) et verticaux (à 90°) (Figure I.5b).

Pour le premier balayage le faisceau laser a été focalisé sur la surface de l'échantillon sans réactualisation, entre chaque balayage, de la position du point focal. Ce choix a été fait en tenant compte du fait que le champ proche de la lentille est largement plus grand que les profondeurs usinées. En conséquence, on peut considérer que le diamètre du faisceau laser reste pratiquement constant.

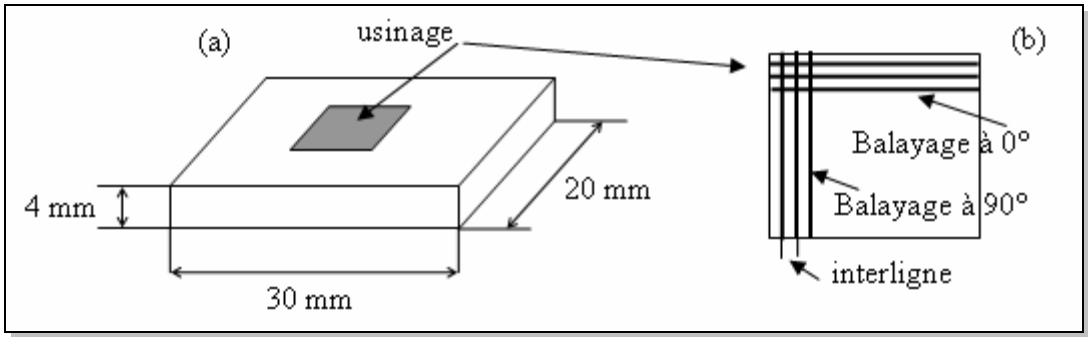


Figure I.5 – Principe des échantillons - (a) géométrie, (b) balayage croisé

Sur chaque échantillon, une zone carrée de 5×5 mm^2 a été traitée, avec des paramètres opératoires imposés. La géométrie des échantillons et les dimensions du carré ont été reproduites pour chaque matériau. Avant usinage, les échantillons ont été nettoyés avec de l'alcool. La surface initiale des échantillons correspond à la surface brute de laminage avec les rugosités de surface suivantes:

- acier inoxydable 304L : S_a = 5,1 µm ;
- alliage de titane TA6V : S_a = 2,7 µm ;
- alliage d'aluminium AA6056 : S_a = 2,3 µm.

Pour chaque essai, l'échantillon a été pesé avant et après traitement et le temps d'usinage a été enregistré. L'appareil utilisé pour effectuer cette opération a été une balance

analytique électronique ayant une précision de mesure de 0,1 mg. Ceci nous a permis de calculer le débit massique d'usinage et ultérieurement, le débit volumique d'usinage. Les informations concernant la rugosité de la surface (S_a, S_z) ont été obtenues à l'aide du microscope optique présenté dans le § I.3.3.

I.4. Méthodes expérimentales employées

I.4.1. Généralités sur l'étude expérimentale d'un phénomène

I.4.1.1.Fonctions objectifs et facteurs d'influence

L'étude d'un phénomène ou d'un processus suppose l'analyse de l'évolution d'une grandeur en fonction de la variation de différents paramètres. Sous une forme mathématique, on peut écrire que la grandeur d'intérêt y, appelé **« fonction objectif »**, est une fonction de plusieurs variables x_i, appelées **« facteurs d'influence »** :

$$y = f(x_1, x_2, ... x_k) \qquad \textbf{(I.1)}$$

Pour qu'une grandeur soit acceptée comme fonction objectif [**Cicală'99**] [**Nichici'96**], elle doit:

- caractériser d'une manière correcte l'objet de la recherche;
- pouvoir être exprimée d'une manière quantitative;
- présenter une signification physique claire, compréhensible;
- présenter un caractère univoque;
- pouvoir être déterminée avec une précision suffisante, supérieure aux erreurs expérimentales.

Une grandeur peut être acceptée comme facteur d'influence [Cicală'99] [Nichici'96], seulement si elle :

- est indépendante (peut-être mise sur n'importe quel niveau dans son domaine de variation, indépendamment des niveaux sur lesquels sont situés les autres facteurs) ;
- est compatible avec les autres facteurs d'influence (i.e. qu'elle peut être combinée avec les niveaux des autres facteurs pour un fonctionnement normale du système);
- est contrôlable (peut être mesurée, fixée et maintenue sur les niveaux de variation désirés);

- agit de façon directe et univoque sur l'objet de la recherche.

I.4.1.2.Stratégie dans le choix d'une méthode d'expérimentation

En général, les systèmes technologiques laser sont très complexes du fait du nombre élevé de facteurs intervenant dans l'évolution d'un processus. En conséquence, pour étudier et surtout pour obtenir un modèle expérimentale de l'évolution d'un processus, il est nécessaire d'effectuer un très grand nombre d'essais. Dans ce contexte, le volume d'essais requis est soumis à deux tendances contradictoires :

- d'un côté, il est nécessaire d'inclure tous les facteurs avec plusieurs niveaux pour avoir un modèle représentatif;
- d'un autre côté, il est nécessaire de minimiser le volume d'essais pour réduire la durée et le coût de l'expérimentation.

Dans ces conditions, l'utilisation d'une **stratégie expérimentale optimale**, comme part intégrante d'une stratégie globale qui va de la conception à la réalisation des expériences, devient une nécessité [Cicală'99], [Montgomery'91], [Nichici'96]. Une stratégie optimale peut être définie comme une stratégie qui, pour un nombre minimum d'essais, fournit un modèle expérimental indiquant la direction à suivre pour atteindre l'optimum, sans affecter la précision d'estimation de ce modèle. Actuellement, afin de réaliser une modélisation expérimentale, il existe deux méthodes : classique et moderne.

I.4.1.2.1.La méthode classique

La stratégie classique (Gauss-Seidel) est définie par le principe **« un facteur à un moment donné »** et se caractérise par une recherche unifactorielle [Nichici'96]. Ceci suppose de fixer le niveau de tous les facteurs, sauf un, et de mesurer la fonction objectif en fonction de l'évolution du facteur non fixé. Après expérimentation il est possible de déterminer la variation de la fonction objectif relativement au facteur étudié.

L'étude de plusieurs facteurs nécessite d'appliquer le même algorithme pour chacun. Etudier plusieurs facteurs avec plusieurs points expérimentaux représente un travail gigantesque qui dépasse parfois les limites du faisable (par exemple : 8 facteurs avec 4 points expérimentaux impose 65 536 expériences). Dans ces conditions, l'expérimentateur est obligé de réduire le nombre d'essais, soit en diminuant le nombre de points expérimentaux, soit en

réduisant le nombre des facteurs étudiés. Le fait de renoncer à certains facteurs oblige à prendre plus de précautions dans l'interprétation et entraîne une présentation des résultats parfois très incomplète.

I.4.1.2.2.La méthode moderne – plans d'expériences

La méthode moderne (Box-Wilson) est définie par le principe **« tous les facteurs à chaque moment »** et utilise une stratégie multi factorielle [Nichici'96]. Ceci suppose de faire varier les niveaux de tous les facteurs à la fois, mais d'une manière programmée et raisonnée. Le fait de faire varier tous les facteurs à la fois présente de nombreux avantages parmi lesquels on peut énumérer [Goupy'01] :

- une diminution du nombre d'essais ;
- un nombre de facteurs étudiés très grand ;
- une détection des interactions entre les facteurs ;
- une détection des valeurs optimales ;
- une meilleure précision sur les résultats ;
- une modélisation des résultats.

Une des principales applications des plans d'expériences est la recherche des facteurs influents significatifs. En général, parmi les facteurs étudiés, beaucoup seront de faible influence et seuls quelques uns joueront un rôle importante dans la variation des fonctions objectifs. Ainsi, tous les facteurs influents auront été détectés et leurs variations étudiées avec un minimum d'essais.

L'application de cette stratégie se fait en plusieurs étapes: on débute par des **essais préliminaires**, puis des **essais exploratoires** de l'espace multifactoriel sont menés et enfin des **essais d'optimisation** permettent d'atteindre l'objectif.

- Les plans d'expériences utilisés pour les essais préliminaires permettent d'analyser un grand nombre de facteurs et ont comme but la hiérarchisation des facteurs en fonction de l'effet provoqué sur la fonction objectif étudiée ;

- Les plans d'expériences exploratoires permettent d'obtenir un premier modèle linéaire et d'avoir des informations sur la direction à suivre pour aller vers l'optimum ;

- Enfin, les essais d'optimisation ont comme principal but l'identification d'un modèle expérimental pertinent (polynôme de deuxième degré) qui permet d'optimiser le processus et de déterminer les coordonnées de l'optimum.

A ce niveau, il est important de rappeler que cette technique permet de relier les facteurs d'influence aux fonctions objectifs sans donner d'information sur les processus physiques mis en jeu. Aussi les informations obtenues avec cette méthode seront à corréler avec les résultats issus de la modélisation thermo-physique (cf. chapitre II et III), ce qui permettra de mettre en évidence les phénomènes physiques ayant la plus grande influence sur le processus étudié.

En analysant les avantages et les inconvénients de ces deux stratégies, nous avons opté dans cette étude pour l'utilisation de la stratégie expérimentale moderne (multi factorielle), en suivant les étapes énumérés ci-dessus.

I.4.2. Hiérarchisation des facteurs d'influence

L'objectif de cette partie, est de mettre en évidence quels sont les paramètres laser qui ont une influence significative sur le processus de texturation et de réaliser leur hiérarchisation en fonction de l'effet généré. Cette démarche a comme but de retenir uniquement les facteurs influents qui feront l'objet des essais exploratoires. Afin d'atteindre notre objectif, nous avons fait appel à la méthodologie Taguchi [Vigier'88]. Celui-ci utilise un plan d'expériences orthogonal adaptable aux conditions imposées. Il permet d'obtenir, en même temps, des informations sur l'ordre d'importance des facteurs et sur les effets provoqués par ceux-ci sur les fonctions objectifs.

Le choix des fonctions objectifs a été fait en tenant compte du fait que le procédé de texturation de surface est principalement caractérisé par sa productivité et par la qualité de la surface obtenue. Dans ce cas, afin d'étudier l'influence des paramètres laser sur la productivité et sur la qualité de la surface, nous avons choisi les fonctions objectifs suivantes :

- le débit volumique, D_v [$mm^3.min^{-1}$] ;
- les paramètres d'amplitude 3D : S_a et S_z [µm], définis dans l'annexe 1 (tab. A.I.4)

Dans ce contexte, parmi les nombreux facteurs qui ont une influence sur le processus de texturation laser, nous avons choisi de retenir les paramètres opératoires:

- fréquence des impulsions, f [Hz];
- énergie des impulsions, E [mJ];
- vitesse de balayage, v [$mm.s^{-1}$] ;
- interligne d'usinage, it [µm].

Ce choix a été fait en se basant sur des expériences antérieures réalisées au laboratoire et suite à une étude bibliographique sur l'usinage des matériaux métalliques [Arino'04], [Kaldos'04], [Lallemand'00]

Pour chaque facteur nous avons attribué 4 niveaux de variation. Les niveaux de variation des facteurs d'influence (Tableau I.6) sont identiques dans le cas de l'acier inoxydable 304L et de l'alliage de titane TA6V. Dans le cas de l'alliage d'aluminium, nous travaillons avec des fréquences plus faibles. Ce choix a été fait suite à des essais réalisés antérieurement au laboratoire.

Tableau I.6 – Les facteurs d'influence et leurs niveaux de variation

Niveaux facteurs	Fréquence [Hz]	Energie [mJ]	Vitesse [$mm.s^{-1}$]	Interligne [µm]
Cas de l'acier inoxydable 304L et de l'alliage de titane TA6V				
1	3500	3	6	30
2	5500	4	9	50
3	7500	5	12	70
4	9500	6	15	90
Cas de l'alliage d'aluminium AA6056				
1	1000	3	6	30
2	2000	4	9	50
3	3000	5	12	70
4	4000	6	15	90

La matrice programme de la méthodologie Taguchi, pour les conditions expérimentales imposées, comporte 16 essais. La structure du plan d'expérimentation est identique pour les trois matériaux et les valeurs mesurées des fonctions objectifs sont présentées dans le Tableau I.7. Les essais expérimentaux ont été réalisés dans un ordre aléatoire.

Tableau I.7 – Matrice-programme de l'étude et valeurs mesurées des fonctions objectifs

Essai	Facteurs d'influence – niveau codifié –				Fonctions objectifs								
					304L			TA6V			AA6056		
	f	E	v	it	D_v [$mm^3.min^{-1}$]	S_a [µm]	S_z [µm]	D_v [$mm^3.min^{-1}$]	S_a [µm]	S_z [µm]	D_v [$mm^3.min^{-1}$]	S_a [µm]	S_z [µm]
1	1	1	1	1	0,45	23,88	258,20	0,70	47,93	333,2	0,47	20,13	170,50
2	1	2	2	2	0,74	33,63	305,80	0,80	47,28	390,7	0,50	25,58	193,00
3	1	3	3	3	0,92	44,54	425,60	1,07	52,46	409,9	0,66	33,38	306,40
4	1	4	4	4	0,99	46,28	471,10	1,11	49,41	415,4	0,76	29,02	231,10
5	2	1	2	4	0,69	29,85	378,30	0,87	31,25	313,1	0,47	45,26	280,90
6	2	2	1	3	1,12	27,00	300,30	2,09	39,63	356,7	1,00	27,71	243,70
7	2	3	4	2	1,26	60,24	451,50	1,45	55,43	420,9	1,01	45,20	334,50
8	2	4	3	1	1,36	55,14	434,90	1,72	70,76	423,2	1,06	41,59	305,10
9	3	1	3	2	0,95	12,87	306,80	1,06	32,95	273,3	0,31	45,83	318,00
10	3	2	4	1	1,14	31,25	456,00	1,51	36,71	265,8	0,84	46,36	395,70
11	3	3	1	4	1,53	50,73	446,80	1,94	52,21	360,8	1,51	31,95	293,50
12	3	4	2	3	1,86	51,84	446,50	2,39	49,35	388,7	1,53	38,03	311,00
13	4	1	4	3	1,07	15,20	327,00	1,47	20,23	231,3	0,05	39,90	436,80
14	4	2	3	4	1,38	17,32	268,10	1,75	15,11	185,7	0,77	61,21	401,60
15	4	3	2	1	1,54	9,86	223,90	2,16	36,67	257	1,26	41,78	306,20
16	4	4	1	2	1,70	122,6	573,50	2,74	158,6	894,4	1,93	33,06	276,40

I.4.3. Modélisation expérimentale du processus

Les objectifs de la modélisation expérimentale sont, d'un parte, de mettre en évidence les actions des facteurs d'influence sur les fonctions objectifs et, d'autre part, d'optimiser le processus de texturation.

L'étude débute par des essais exploratoires permettant d'obtenir un premier modèle linéaire décrivant les dépendances entre les fonctions objectifs et les facteurs d'influence. Cette démarche a comme but d'obtenir des informations sur la direction à suivre pour atteindre l'optimum.

Ensuite la modélisation expérimentale continue avec une optimisation dont l'issues est l'élaboration d'un modèle mathématique (du deuxième degré) qui, s'il est pertinent, permet d'optimiser le processus et de déterminer les coordonnées de l'optimum.

I.4.3.1.Essais exploratoires

L'étude expérimentale a été menée à l'aide d'un plan d'expériences factoriel EFC 2^3 (plan factoriel complet à 3 facteurs et 2 niveaux). Le modèle expérimental associé à ce plan est dénommé **modèle linéaire ou de premier degré** explicité par un polynôme de la forme :

$$y = b_0 + \sum_{j=1}^{3} b_j x_j + \sum_{\substack{u,j=1 \\ u \neq j}}^{3} b_{uj} x_u x_j \qquad \textbf{(I.2)}$$

où : y – fonction objectif correspondante

x_j, x_u – valeurs codifiées des facteurs d'influence (± 1)

b_0, b_j – coefficients de régression (termes linéaires)

b_{uj} – coefficients de régression (termes d'interaction)

Nous nous proposons d'analyser l'évolution des mêmes fonctions objectifs (D_v, S_a, S_z) par rapport aux trois facteurs (f, E, v) déterminés comme ayant une influence significative. Pour cette étude, les coordonnées du point central, les intervalles de variation et les niveaux de variation des facteurs d'influence ont été choisis en tenant compte des résultats obtenus lors des essais préliminaires de hiérarchisation et sont présentés dans le Tableau I.8.

Tableau I.8 – Point central et niveaux de variation des facteurs d'influence

Facteurs d'influence	Valeurs codifiées	Valeurs physiques		
		$x_1 \Leftrightarrow$ énergie [mJ]	$x_2 \Leftrightarrow$ fréquence [Hz]	$x_3 \Leftrightarrow$ vitesse [mm/s]
Cas de l'acier inoxydable 304L				
Point central	0	5	8500	9
Intervalle de variation	-	1	1000	3
Niveau inférieur	-1	4	7500	6
Niveau supérieur	+1	6	9500	12
Cas de l'alliage de titane TA6V				
Point central	0	3	9500	9
Intervalle de variation	-	1	2000	3
Niveau inférieur	-1	2	7500	6
Niveau supérieur	+1	4	11500	12
Cas de l'alliage d'aluminium AA6056				
Point central	0	6	3000	9
Intervalle de variation	-	1	1000	3
Niveau inférieur	-1	5	2000	6
Niveau supérieur	+1	7	4000	12

Tableau I.9 – Matrice-programme de l'étude et les valeurs mesurées des fonctions objectifs

Essai	**Facteurs d'influence – niveau codifié –**			**Fonctions objectifs**								
				304L			**TA6V**			**AA6056**		
	E	f	v	D_v [$mm^3.min^{-1}$]	S_a [µm]	S_z [µm]	D_v [$mm^3.min^{-1}$]	S_a [µm]	S_z [µm]	D_v [$mm^3.min^{-1}$]	S_a [µm]	S_z [µm]
1	-1	-1	-1	0,81	6,25	44,77	0,58	8,24	113,20	0,55	21,71	140,03
2	1	-1	-1	1,18	13,21	64,38	1,34	20,07	261,20	0,78	20,63	120,73
3	-1	1	-1	0,91	33,61	239,65	0,73	9,84	155,10	0,47	43,03	305,48
4	1	1	-1	1,35	7,60	47,01	1,96	7,44	72,80	1,52	28,31	200,35
5	-1	-1	1	0,70	19,79	100,32	0,53	16,18	202,90	0,61	46,47	205,40
6	1	-1	1	1,24	15,57	89,03	1,15	21,89	236,90	0,81	58,85	314,48
7	-1	1	1	0,94	34,51	281,58	0,62	9,80	140,90	0,62	55,62	361,55
8	1	1	1	1,34	8,07	58,65	1,70	10,15	85,80	1,15	63,56	438,23
9	0	0	0	1,01	15,46	147,01	1,16	12,33	128,90	0,94	44,32	296,53
10	0	0	0	0,94	12,49	138,77	1,12	11,56	132,00	0,89	45,46	277,43
11	0	0	0	0,99	13,47	142,89	1,12	13,81	133,10	0,83	46,82	256,43

I.4.3.2.Optimisation du processus

L'étude a été effectuée à partir des résultats obtenus dans le paragraphe précédant, en utilisant des plans composites centrés. Ce type de plan est conçu comme étant la composition d'un plan factoriel complet et de structures supplémentaires. Dans ce cas le volume des essais à effectuer est égal à [Cicală'99] [Cicală'05] [Nichici'96]:

$$N = N_L + N_\alpha + N_0 \qquad \textbf{(I.3)}$$

où : k – nombre de facteurs ;

N_L – nombre d'essais égal à 2^k, correspondant au plan factoriel complet ;

N_α - nombre d'essais supplémentaires, égal à *2k* réalisé à une distance α par rapport au point central ;

N_0 – nombre d'essais répliqués au point central.

Le nombre d'essais complémentaires au point central a été choisi afin que la matrice utilisée respecte les conditions d'orthogonalité et d'isovariance par rotation ($N_0 = 8$ si $k = 2$ et $N_0 = 9$ si $k = 3$). Cette démarche présente l'avantage d'une simplification des équations utilisées pour calculer les coefficients de régression.

La distance α est calculée en fonction du nombre de facteurs étudiés en utilisant l'équation suivante :

$$\alpha = 2^{k/4} \qquad \textbf{(I.4)}$$

Le modèle expérimental associé à ces plans est dénommé modèle quadratique ou de deuxième degré, explicité par un polynôme algébrique ayant la forme suivante :

$$y = b_0 + \sum_{j=1}^{k} b_j x_j + \sum_{\substack{u,j=1 \\ u \neq j}}^{k} b_{uj} x_u x_j + \sum_{j=1}^{k} b_{jj} x_j^2 \qquad \textbf{(I.5)}$$

où,: y – fonction objectif correspondante

x_j, x_u – valeurs codifiées des facteurs d'influence

b_0, b_j – coefficients de régression (terme linéaire)

b_{jj} – coefficients de régression (terme quadratique)

b_{uj} – coefficients de régression (terme d'interaction)

Afin d'atteindre nos objectifs nous nous proposons d'analyser l'influence des facteurs sur des fonctions objectifs composées (D_v/S_a ; D_v/S_z) résultant du rapport entre le débit volumique D_v et la rugosité de la surface (S_a, S_z). Cette démarche a comme but d'obtenir une rugosité de surface inferieure à 5 µm pour la plus grande productivité disponible.

Les essais exploratoires ont permis d'obtenir de nouvelles connaissances sur l'influence des facteurs sur le débit volumique et sur la rugosité de surface. Nous avons déterminé de nouveaux points centraux permettant d'évoluer dans la direction d'optimisation du processus de texturation.

Le nombre de facteurs étudiés pour chaque matériau, les coordonnées du point central, les intervalles de variation et les niveaux des facteurs d'influence (Tableau I.10) ont été choisis en tenant compte des résultats obtenus lors des essais exploratoires. Il faut spécifier que, dans le cas de l'acier inoxydable 304L, nous nous situons aux limites des paramètres laser possibles (ceci étant lié à la machine laser utilisée). Donc, dans ce cas, nous avons modifié les valeurs du point central par rapport aux valeurs obtenues pendant les essais exploratoires.

Les matrices programmes sont dépendantes du nombre de facteurs étudiés (k). La détermination de l'erreur expérimentale associée aux fonctions objectifs et la validation des résultats sont faites à l'aide des essais complémentaires réalisés au point central du plan d'expériences. Le traitement des résultats obtenus est réalisé en conformité avec les principes exposés par [Cicală'99], [Cicală'05], [Nichici'96].

Etant donnée que, dans le cas de l'acier inoxydable 304L et de l'alliage de titane, le nombre de facteurs d'influence est k = 2 ($N_L = 4$, $N_\alpha = 4$ et $N_0 = 8 \Rightarrow 16$ essais), la structure de la matrice-programme est identique pour les deux matériaux. Aussi, la structure de la matrice-programme et les résultats expérimentaux obtenus pour les deux matériaux, sont présentés dans le Tableau I.11. Les essais expérimentaux ont été réalisés dans un ordre aléatoire, pour une vitesse de balayage constante à 9 $mm.s^{-1}$ et une interligne constante à 30 µm.

Tableau I.10 – Point central et niveaux de variation des facteurs d'influences

Cas de l'acier inoxydable 304L			
Facteurs d'influence	Valeurs codifiées	Valeurs physiques	
		$x_1 \Leftrightarrow$ énergie [mJ]	$x_2 \Leftrightarrow$ fréquence [Hz]
Point central	0	5	10000
Intervalle de variation	-	0,5	1000
Niveau inférieur	-1	4,5	9000
Niveau supérieur	+1	5,5	11000
Bras négatif	- 1,41	4,29	8590
Bras positif	+ 1,41	5,71	11410

Cas de l'alliage de titane TA6V			
Facteurs d'influence	Valeurs codifiées	Valeurs physiques	
		$x_1 \Leftrightarrow$ fréquence [Hz]	$x_2 \Leftrightarrow$ énergie [mJ]
Point central	0	11500	4
Intervalle de variation	-	1000	1
Niveau inférieur	-1	10500	3
Niveau supérieur	+1	12500	5
Bras négatif	- 1,41	10090	2,59
Bras positif	+ 1,41	12910	5,41

Cas de l'alliage d'aluminium AA6056				
Facteurs d'influence	Valeurs codifiées	Valeurs physiques		
		$x_1 \Leftrightarrow$ fréquence [Hz]	$x_2 \Leftrightarrow$ énergie [mJ]	$x_3 \Leftrightarrow$ vitesse [$mm.s^{-1}$]
Point central	0	3000	6	9
Intervalle de variation	-	1000	1	3
Niveau inférieur	-1	2000	5	6
Niveau supérieur	+1	4000	7	12
Bras négatif	- 1,68	1320	4,32	3,94
Bras positif	+ 1,68	4680	7,68	14,04

Tableau I.11 – Matrice programme de l'étude et valeurs mesurées des fonctions objectifs

Essai no.	Facteurs d'influence		Fonctions objectifs			
			304L		TA6V	
	x_1	x_2	D_v/S_a [$mm^2.min^{-1}$]	D_v/S_z [$mm^2.min^{-1}$]	D_v/S_a [$mm^2.min^{-1}$]	D_v/S_z [$mm^2.min^{-1}$]
1	-1	-1	155,84	8,67	155,37	11,08
2	+1	-1	181,20	11,58	247,30	14,67
3	-1	+1	306,86	15,00	376,87	33,94
4	+1	+1	162,68	17,49	481,72	38,22
5	-1,41	0	154,28	9,56	236,52	17,23
6	+1,41	0	149,59	11,08	403,51	34,66
7	0	-1,41	130,96	7,13	135,28	9,98
8	0	+1,41	337,59	30,30	401,86	36,14
9	0	0	313,89	28,72	351,73	33,55
10	0	0	365,55	27,58	355,93	30,65
11	0	0	342,78	28,97	340,89	32,07
12	0	0	359,01	33,19	437,18	45,21
13	0	0	376,57	27,53	439,11	43,76
14	0	0	328,98	26,40	390,23	37,18
15	0	0	333,33	27,55	373,46	35,89
16	0	0	358,72	29,50	392,22	36,85

Dans le cas de l'alliage d'aluminium, les essais exploratoires ont montré qu'il n'est pas possible d'obtenir une rugosité faible tout en gardant un grand débit volumique. Nous avons observé que, même si on peut établir des valeurs communes pour l'énergie et la vitesse de balayage afin d'avoir en même temps un débit volumique élevé et une petite rugosité, la fréquence joue un rôle fondamentale et impose de faire un choix entre débit volumique élevé ou faible rugosité (Tableau I.9– essais 2 et 4).

Ainsi, la matrice programme a été construite en partant du même point central que pour les essais exploratoires. Le nombre de facteurs d'influence étant $k = 3$, le nombre d'essais à mettre en œuvre est de 23 ($N_L = 8$, $N_\alpha = 6$ et $N_0 = 9$). La structure de la matrice-

programme, correspondant au plan d'expériences choisi et les valeurs mesurées des fonctions objectifs sont présentées dans le Tableau I.12. Les essais expérimentaux ont été réalisés dans un ordre aléatoire, pour une interligne constante à 30 µm.

Tableau I.12 – Matrice programme de l'étude et valeurs mesurées des fonctions objectifs

Essais no.	**Facteurs d'influence**			**Fonctions objectifs**	
				AA6056	
	x_1	x_2	x_3	D_v/S_a [$mm^2.min^{-1}$]	D_v/S_z [$mm^2.min^{-1}$]
1	-1	-1	-1	25,31	3,92
2	1	-1	-1	11,53	1,62
3	-1	1	-1	41,24	7,05
4	1	1	-1	54,39	7,64
5	-1	-1	1	14,02	3,17
6	1	-1	1	13,55	2,09
7	-1	1	1	16,45	2,69
8	1	1	1	18,09	2,62
9	-1,68	0	0	14,10	3,28
10	1,68	0	0	16,60	2,70
11	0	-1,68	0	9,99	1,91
12	0	1,68	0	26,34	3,97
13	0	0	-1,68	50,54	7,27
14	0	0	1,68	15,67	2,54
15	0	0	0	22,18	3,51
16	0	0	0	18,75	3,01
17	0	0	0	14,98	2,63
18	0	0	0	20,66	3,24
19	0	0	0	18,44	3,00
20	0	0	0	16,82	2,49
21	0	0	0	21,95	3,44
22	0	0	0	18,75	3,33
23	0	0	0	15,19	2,54

I.5. Analyse des résultats et discussion

I.5.1. Acier inoxydable

I.5.1.1.Analyse de l'influence des facteurs sur les fonctions objectifs

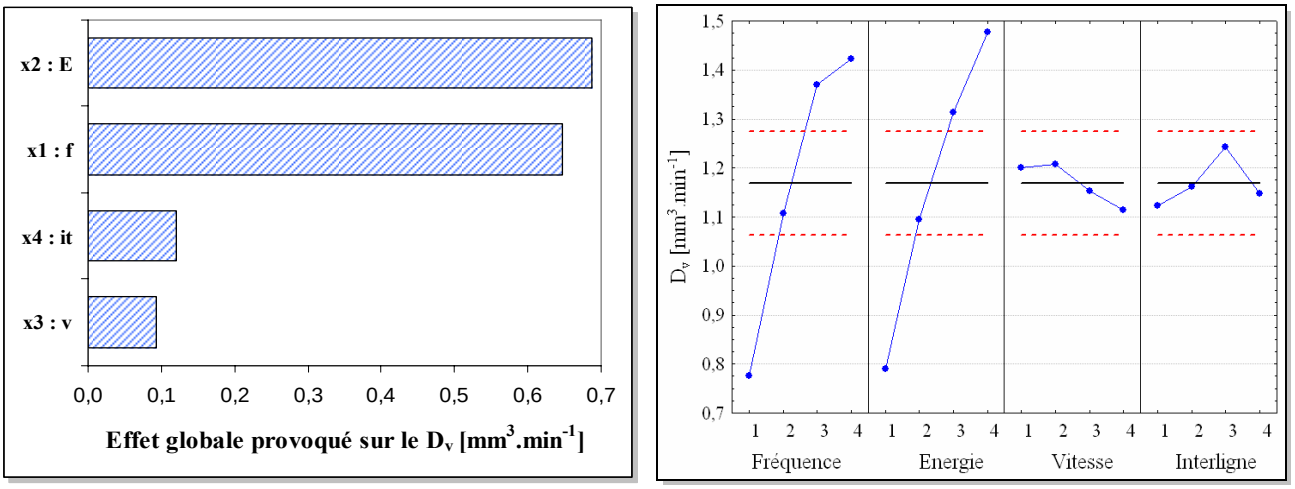
Afin d'analyser l'influence des facteurs sur les fonctions objectifs, nous avons calculé les effets provoqués par chaque facteur en utilisant les résultats présentés dans le Tableau I.7. Les calculs ont été effectués en tenant compte de la définition de l'effet provoqué par un facteur sur les fonctions objectifs en utilisant les équations présentées dans [Goupy'01], [Vigier'88]. Il faut spécifier que l'effet global représente la différence entre les valeurs maximale et minimale des effets par niveau, obtenus pour chaque facteur d'influence. Les résultats ainsi obtenus pour l'acier inoxydable sont présentés dans le Tableau I.13.

Tableau I.13 – Effets provoqués par les facteurs d'influence sur les fonctions objectifs

Facteur	Niveau variation	D_v [mm^3.min^{-1}]		S_a [µm]		S_z [µm]	
		Effet par niveau	Effet global	Effet par niveau	Effet global	Effet par niveau	Effet global
Fréquence	1	0,775	0,648	37,083	6,385	365,175	65,900
	2	1,107		43,057		391,250	
	3	1,370		36,673		414,025	
	4	1,423		41,245		348,125	
Energie	1	0,790	0,687	20,450	48,515	317,575	163,925
	2	1,095		27,300		332,550	
	3	1,313		41,342		386,950	
	4	1,477		68,965		481,500	
Vitesse	1	1,200	0,092	56,053	24,758	394,700	87,775
	2	1,207		31,295		338,625	
	3	1,153		32,467		358,850	
	4	1,115		38,243		426,400	
Interligne	1	1,122	0,120	30,032	27,302	343,250	66,105
	2	1,163		57,335		409,400	
	3	1,242		34,645		374,850	
	4	1,148		36,045		391,075	

L'analyse des résultats (Tableau I.13), montre que l'énergie et la fréquence des impulsions sont les facteurs les plus influents sur le débit volumique. Plus l'énergie et la

fréquence augmentent, plus le débit volumique augment. En revanche, pour n'importe quel niveau de variation de la vitesse ou de l'interligne, le débit volumique est toujours important (la variation est faible). L'importance relative des facteurs d'influence sur le débit volumique peut être observée aussi en regardant la Figure I.6a.



a) Hiérarchisation des facteurs b) Diagramme des effets

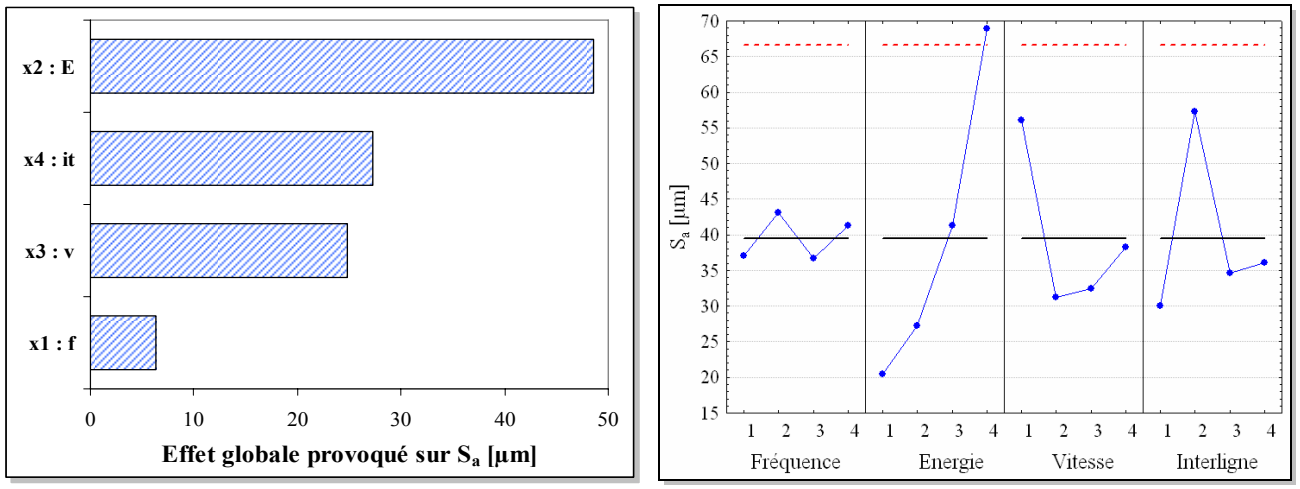
Figure I.6 – Influence des facteurs sur le débit volumique – cas du 304L

En se basant sur la représentation graphique des effets par niveau (Figure I.6b) on observe que, pour un intervalle de confiance de 95% (ligne pointillée rouge), seule l'énergie et la fréquence des impulsions ont une influence significative sur le débit volumique.

En conclusion, le débit maximal est obtenu en travaillant avec une énergie de 6 mJ, une fréquence de 9500 Hz, une vitesse de 9 $mm.s^{-1}$ et une interligne de 70 µm.

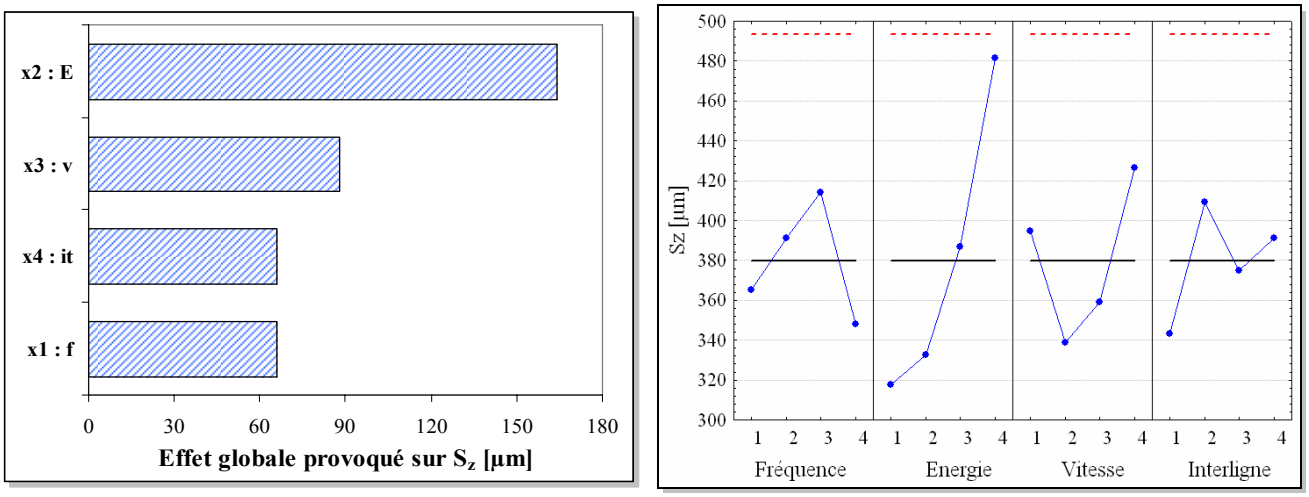
Dans le cas de la rugosité de la surface (S_a et S_z), on observe qu'une augmentation de l'énergie génère une dégradation de la qualité de la surface, c'est-à-dire une augmentation de la rugosité. En regardant les hiérarchisations des facteurs d'influence (Figure I.7a et Figure I.8a) on observe de nouveau que le facteur le plus influent est l'énergie par impulsion. En revanche la fréquence des impulsions est le facteur le moins influent avec un très grand écart par rapport à l'énergie. En ce qui concerne les deux autres facteurs, la vitesse et l'interligne, ils occupent un rang intermédiaire. En fonction du paramètre de rugosité étudié, on observe un changement de place entre eux. En considérant que les effets provoqués par ces facteurs sont du même ordre de grandeur, ce changement peut être dû à l'incertitude de mesure introduite par le microscope optique.

Si on s'intéresse à la signifiance des effets par niveau (Figure I.7b et Figure I.8b), on observe que pour un intervalle de confiance de 95%, selon le paramètre de rugosité étudié, seule l'énergie des impulsions a une influence significative sur la fonction objectif (S_a).



a) Hiérarchisation des facteurs b) Diagramme des effets

Figure I.7 - Influence des facteurs sur la rugosité S_a – cas du 304L

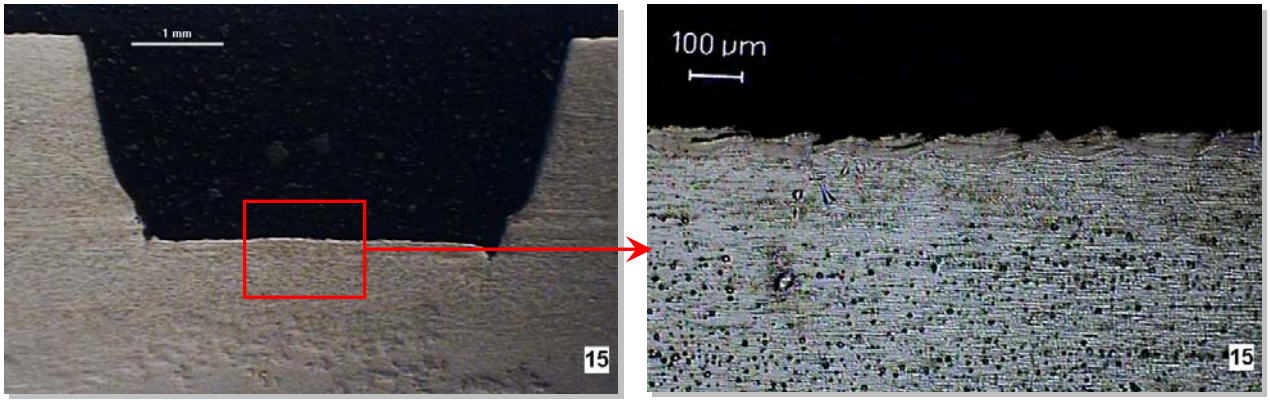


a) Hiérarchisation des facteurs b) Diagramme des effets

Figure I.8 - Influence des facteurs sur la rugosité S_z – cas du 304L

Pour conclure, si on veut obtenir une rugosité minimale il faut travailler avec une faible énergie de 3 mJ, une vitesse de 9 mm.s^{-1}, une grande fréquence (9500 Hz) et un interligne de 30 µm.

Une synthèse des résultats préliminaire montre que, dans le domaine expérimental étudié, pour obtenir une rugosité minimale avec un débit volumique important ($D_v > 1$ mm^3.min^{-1}), il faut travailler avec la combinaison correspondant à l'essai 15 (Tableau I.7). La Figure I.9 présente une coupe transversale de la surface obtenue.



F = 9500 Hz ; E = 5 mJ ; v = 9 mm.s^{-1}; It = 30 µm ⇒ D_v = 1,54 mm^3.min^{-1} et S_a = 9,86 µm

Figure I.9 – Coupes transversales de l'échantillon 15 – cas du 304L

Si on s'intéresse aux effets thermiques provoqués dans la matière non usinée, on observe qu'une petite épaisseur de matière a été fondue, puis resolidifiée.

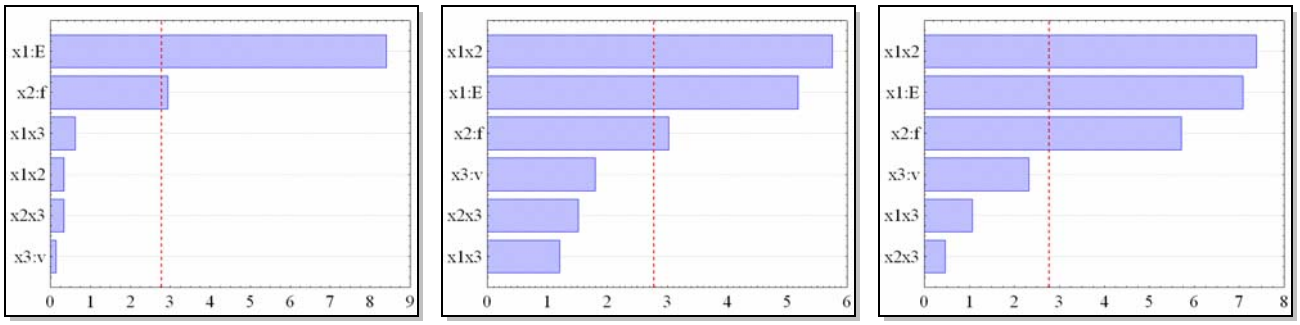
I.5.1.2.Développement du modèle linéaire

Dans le but de déterminer la direction à suivre vers l'optimum nous avons développé des modèles mathématiques linéaires correspondant à l'équation I.2. Ainsi, a partir des résultats présentés dans le Tableau I.9 et en utilisant la méthodologie des moindres carrés présentée dans l'annexe 3 [Cicală'99] [Nichici'96], nous avons calculé les valeurs des coefficients du polynôme de régression (Tableau I.14). La signifiance des coefficients de régression, pour un niveau de confiance de 95%, a été vérifiée avec le critère de Student [Cicală'99] [Nichici'96].

Tableau I.14 – Coefficients de régression

Matériau	Fonction objectif	Coefficients de régression						
		b_0	b_1	b_2	b_3	b_{12}	b_{13}	b_{23}
304L	D_v	1,037	0,219	0,076	-0,004	-0,009	0,016	0,009
	S_a	16,366	-6,214	3,621	2,159	-6,899	-1,451	-1,816
	S_z	123,096	-50,906	41,049	16,721	-52,986	-7,649	-3,329

L'amplitude des effets, provoqués par les facteurs d'influence, sur les fonctions objectifs est présentée dans la Figure I.10 sous forme d'histogrammes de Pareto. L'histogramme de Pareto est une représentation graphique par ordre décroissant d'importance des effets provoqués par les facteurs sur les fonctions objectifs. Sur chaque histogramme on observe une ligne verticale pointillée qui représente le seuil de signification statistique des influences des facteurs [Nichici'96].



a) débit volumique b) rugosité S_a c) rugosité S_z

Figure I.10 – 304L – Histogrammes de Pareto standardisés

Dans le cas de l'acier inoxydable (Figure I.10a), on observe que le débit volumique est fortement influencé par l'énergie par impulsion suivie par la fréquence des impulsions. En ce qui concerne la rugosité de la surface (Figure I.10b et c), on observe que l'interaction entre l'énergie et la fréquence des impulsions occupe la première position avec une forte influence. Les positions suivantes sont occupées par l'énergie et la fréquence. On note également que les amplitudes dues à l'interaction entre l'énergie et la fréquence et celle due à l'énergie sont similaires. Elles ont donc presque la même influence sur la rugosité de surface.

Lorsque l'on ne tient compte que des facteurs et des interactions dont les effets sont significatifs (cf. ligne pointillée - Figure I.10) il est possible d'écrire les équations du modèle

linéaire décrivant la variation des fonctions objectifs avec les facteurs d'influence pour l'acier inoxydable (I.6), (I.7) et (I.8).

$$D_v = 1{,}037 + 0{,}218\ x_1 + 0{,}076\ x_2 \qquad \textbf{(I.6)}$$

$$S_a = 16{,}366 - 6{,}213\ x_1 + 3{,}621\ x_2 - 6{,}898\ x_1 x_2 \qquad \textbf{(I.7)}$$

$$S_z = 123{,}096 - 50{,}906\ x_1 + 41{,}048\ x_2 - 52{,}986\ x_1 x_2 \qquad \textbf{(I.8)}$$

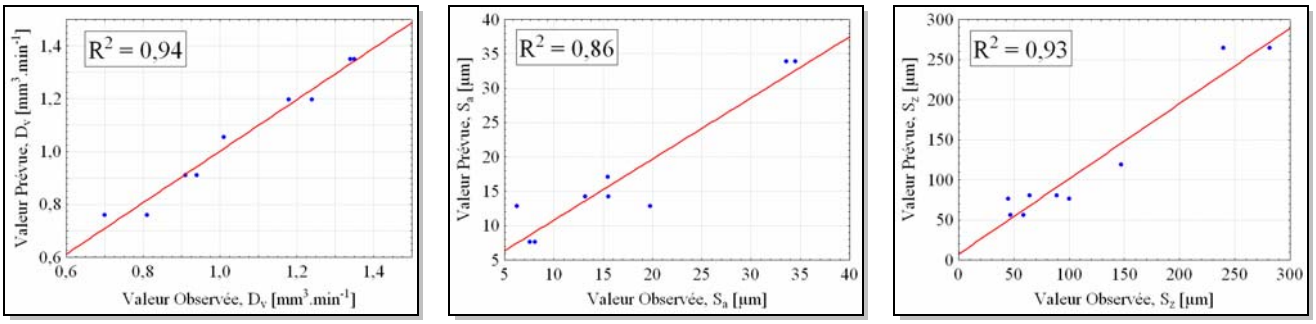
avec x_1 = énergie par impulsion et x_2 = fréquence des impulsions.

L'adéquation des modèles proposés a été vérifiée en utilisant le critère de Fisher, F. Les modèles sont adéquats si l'inégalité $F_{calc} < F_{tab.\alpha;\ \nu 1;\ \nu 2}$ est confirmée (α est la probabilité de confiance désirée ; ν_1 et ν_2 sont les degrés de liberté du modèle). Les résultats de l'application du test de Fisher sont présentés dans le Tableau I.15.

Tableau I.15 – Résultats du test de Fisher

Matériau	Fonction objectif	Critère statistique de Fisher	
		Valeur critique	Valeur calculée
304L	D_v	$F_{0.05,5;2} = 19{,}30$	$F_{calc} = 1{,}47$
	S_a	$F_{0.05,4;2} = 19{,}25$	$F_{calc} = 11{,}17$
	S_z	$F_{0.05,4;2} = 19{,}25$	$F_{calc} = 8{,}55$

Après application du test de Fisher, nous observons que les modèles sont valides pour un niveau de confiance de 95%. La Figure I.11 illustre les corrélations entre les valeurs mesurées et celles estimées à l'aide des modèles développés. Le pourcentage de corrélation entre les valeurs observées et celles prévues sont exprimés à l'aide du coefficient de corrélation, R^2. Les valeurs des coefficients de corrélation ont été calculées à l'aide de l'analyse de variance (cf. annexe 3)



a) débit volumique b) rugosité S_a c) rugosité S_z

Figure I.11 – 304L – Corrélation entre les valeurs estimées et celles mesurées

La variation du débit volumique en fonction des facteurs d'influence significatifs peut être illustrée sur la Figure I.12. La variation du débit volumique est proportionnelle à l'énergie et à la fréquence des impulsions. Plus on apporte d'énergie via le couple (énergie par impulsion, fréquence des impulsions) plus le débit volumique augmente.

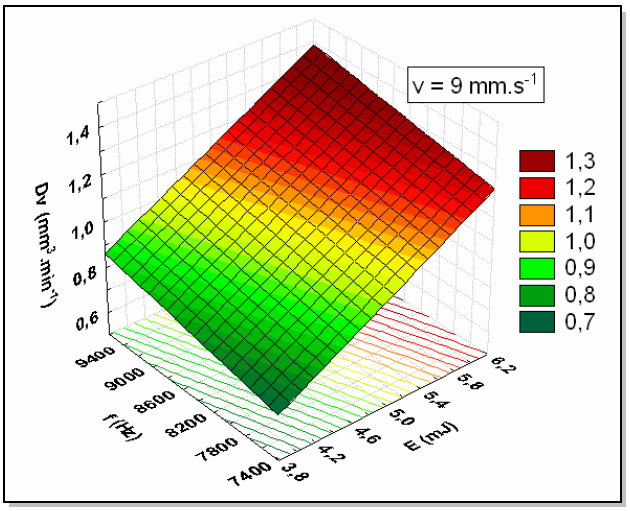


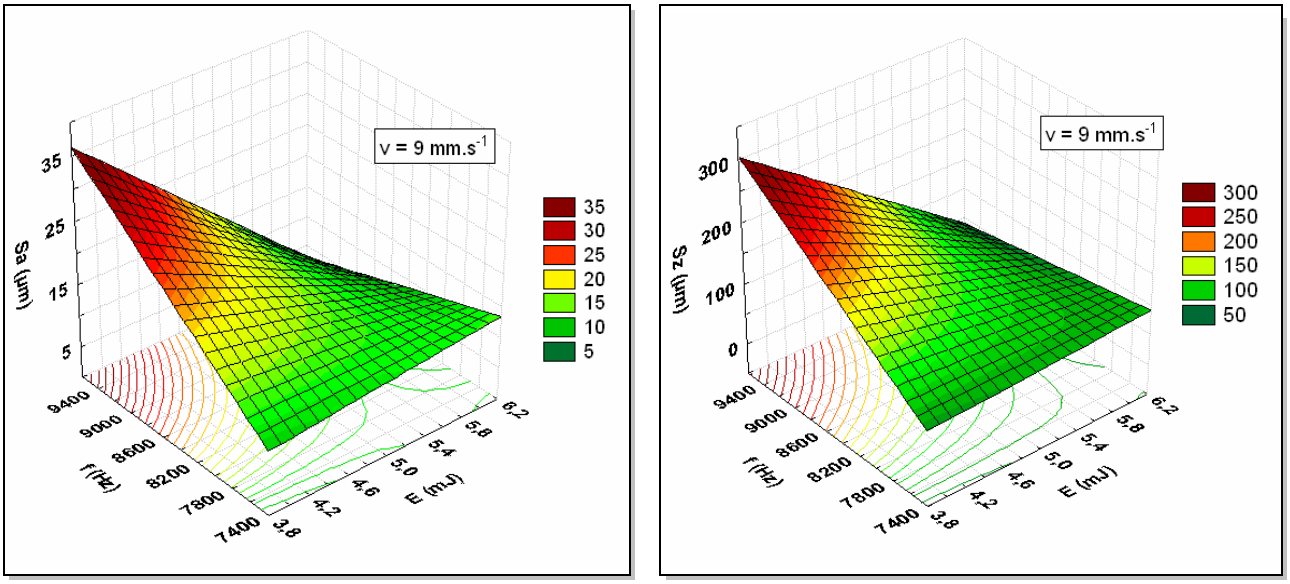
Figure I.12 – 304L - Variation du débit volumique avec l'énergie et la fréquence

D'après l'analyse des résultats expérimentaux et du modèle de régression on peut conclure que :

- le modèle obtenu permet une estimation de la surface de réponse avec une précision de 94% pour une probabilité de confiance de 95% ;
- le débit volumique varie, dans l'intervalle considéré, proportionnellement avec les facteurs d'influence significatifs (E, f) ;

- la vitesse de balayage n'a pas une influence significative sur le débit volumique, ainsi que les interactions entre les facteurs étudiés ;
- pour les conditions expérimentales étudiées le débit volumique maximal est obtenu pour les valeurs physiques des facteurs situées sur les niveaux supérieurs (E = 6 mJ ; f = 9500 Hz).

Les variations de la rugosité en fonction des facteurs d'influence significatifs peuvent être observées sur la Figure I.13. Il faut spécifier que les facteurs d'influence qui ne sont pas représentés ont été maintenus à une valeur constante correspondant aux valeurs du point central du plan d'expériences.



a) Rugosité S_a b) Rugosité S_z

Figure I.13 – 304L – Variation de la rugosité avec l'énergie et la fréquence des impulsions

Après l'analyse des résultats on peut formuler les remarques suivantes :

- pour les conditions expérimentales étudiées, les surfaces de réponse réelles, correspondant aux fonctions objectifs analysées, peuvent être estimées avec une certitude de 86% (S_a), respectivement 93% (S_z) a l'aide des modèles linéaire proposés (eq.I.7, eq.I.8), pour une probabilité de confiance de 95% ;
- les signes négatifs des effets provoqués par l'énergie, ainsi que par l'interaction de celle-ci avec la fréquence des impulsions permettent de dire que la rugosité de la surface décroît avec l'augmentation du facteur, ce qui se traduit par une amélioration de la qualité de la surface ;

- en revanche, la qualité de la surface connaît une dégradation avec l'augmentation de la fréquence et de la vitesse de balayage ;
- l'écart considérable entre les effets provoqués par la vitesse de balayage et les autres facteurs montre que l'influence de la vitesse sur les fonctions objectifs est petite par rapport aux autre facteurs ;
- donc, pour obtenir une faible rugosité il faut travailler avec une grande énergie et une fréquence appropriée (Figure I.13), pour une vitesse de balayage préalablement choisie ;

Pour conclure, la direction à suivre, afin d'obtenir une rugosité, S_a, inferieure a 5 µm avec la plus grande productivité disponible, est vers l'augmentation cumulée de l'énergie et de la fréquence des impulsions.

I.5.1.3.Développement des modèles quadratiques

Dans le but d'optimiser le processus de texturation de l'acier inoxydable par faisceau laser nous avons développé des modèles quadratiques afin d'observer l'évolution des fonctions composées D_v/S_a ou D_v/S_z avec l'énergie et la fréquence des impulsions.

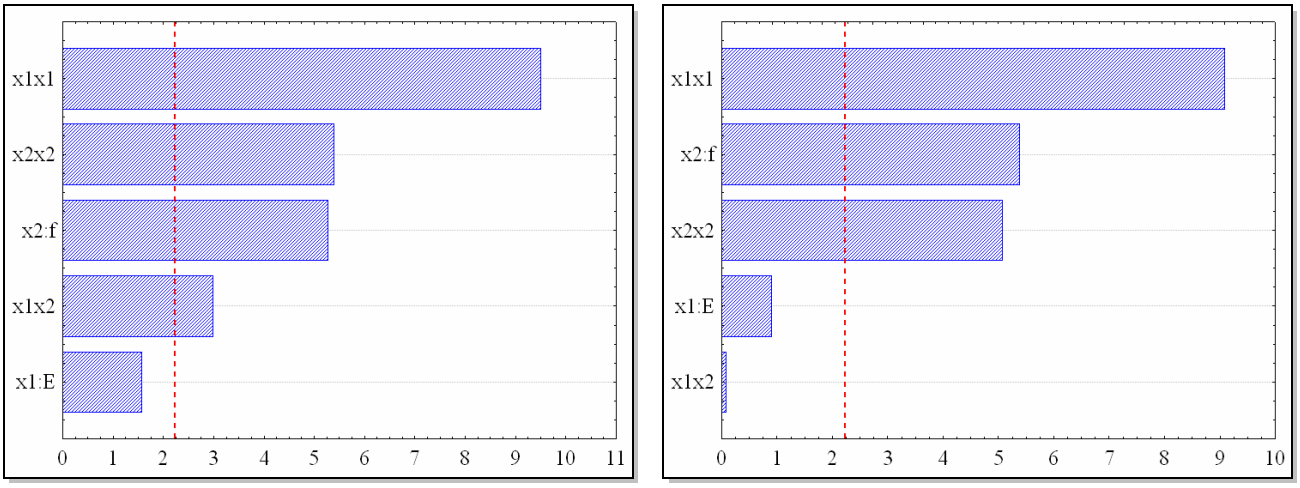
Tableau I.16 –Effets provoqués sur les fonctions objectifs et les coefficients de régression

Fonction composée D_v/S_a						
Effets provoqués*	E_T	E_1	E_2	E_{12}	E_{11}	E_{22}
	347,340	-31,451	106,279	-84,771	-191,813	-108,983
Coefficients régression	b_0	b_1	b_2	b_{12}	b_{11}	b_{22}
	347,340	-15,725	53,139	-42,385	-95,907	-54,491
Fonction composée D_v/S_z						
Effets provoqués*	E_T	E_1	E_2	E_{12}	E_{11}	E_{22}
	28,681	1,888	11,261	-0,208	-19,099	-10,653
Coefficients régression	b_0	b_1	b_2	b_{12}	b_{11}	b_{22}
	28,681	0,944	5,630	0,104	-9,549	-5,326

(*E_T = effet globale, $E_{1;2;3}$ = effet provoqué par $x_{1;2;3}$, E_{12} = effet provoqué par l'interaction entre x_1 et x_1, $E_{11;22}$ = effet provoqué par l'interaction du $x_{1;2}$ avec lui-même)

Les coefficients du polynôme de régression correspondant à l'équation I.5, déterminés à l'aide de la méthodologie des moindres carrés et en utilisant les résultats du Tableau I.11,

sont présentés dans le Tableau I.16. La signifiance statistique des coefficients de régression a été vérifiée en utilisant le critère de **Student** [Cicală'99] [Nichici'96].



a) Fonction composée D_v/S_a b) Fonction composée D_v/S_z

Figure I.14 – 304L - Histogrammes de Pareto standardisés

L'observation des histogrammes de Pareto standardisés (Figure I.14) montre que le terme quadratique de l'énergie a la plus grande influence sur les deux fonctions objectifs étudiées. La place suivante est occupée par les termes linéaire et quadratique de la fréquence. L'écart entre ces deux effets est faible. On observe également que, à part pour le terme linéaire de l'énergie, les autres termes ont une influence significative sur D_v/S_a. En revanche, dans le cas de D_v/S_z, l'interaction entre l'énergie et la fréquence des impulsions n'a pas une influence significative. Dans ces conditions les modèles de régressions sont de la forme:

$$\frac{D_v}{S_a} = 347{,}340 + 53{,}139\ x_2 - 42{,}386\ x_1 x_2 - 95{,}906\ x_1^2 - 54{,}492\ x_2^2 \qquad \textbf{(I.9)}$$

$$\frac{D_v}{S_z} = 28{,}681 + 5{,}630\ x_2 - 9{,}549\ x_1^2 - 5{,}326\ x_2^2 \qquad \textbf{(I.10)}$$

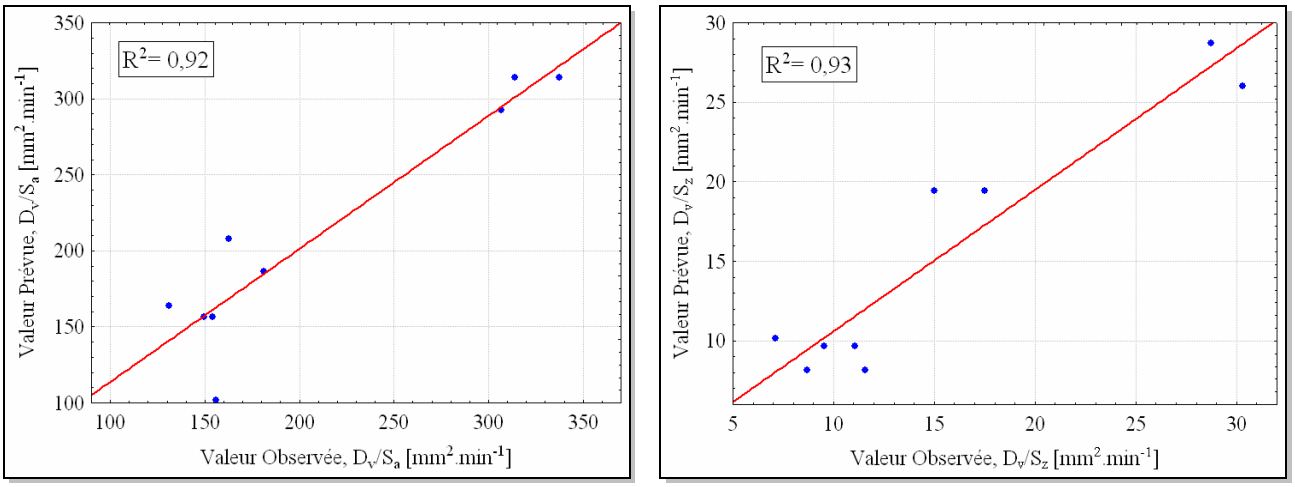
avec : x_1 = énergie et x_2 = fréquence.

Les résultats obtenus, après l'application du critère de Fisher afin de vérifier l'adéquation des modèles proposés, sont présentés dans le Tableau I.17.

Tableau I.17 – 304L – Résultats du test de Fisher

Fonction objectif	Critère statistique - Fisher	
	Valeur critique	Valeur calculée
D_v/S_a	$F_{0.05,4;7} = 4,12$	$F_{calc} = 2,76$
D_v/S_z	$F_{0.05,5;7} = 3,97$	$F_{calc} = 3,00$

On observe que les modèles proposée sont valides pour un niveau de confiance de 95% et que, pour les deux fonctions objectifs D_v/S_a et D_v/S_z, respectivement 92% et 93% des valeurs mesurées peuvent être estimées avec ces modèles Les corrélations entre les valeurs estimées et celles mesurées sont présentées sur la Figure I.15.



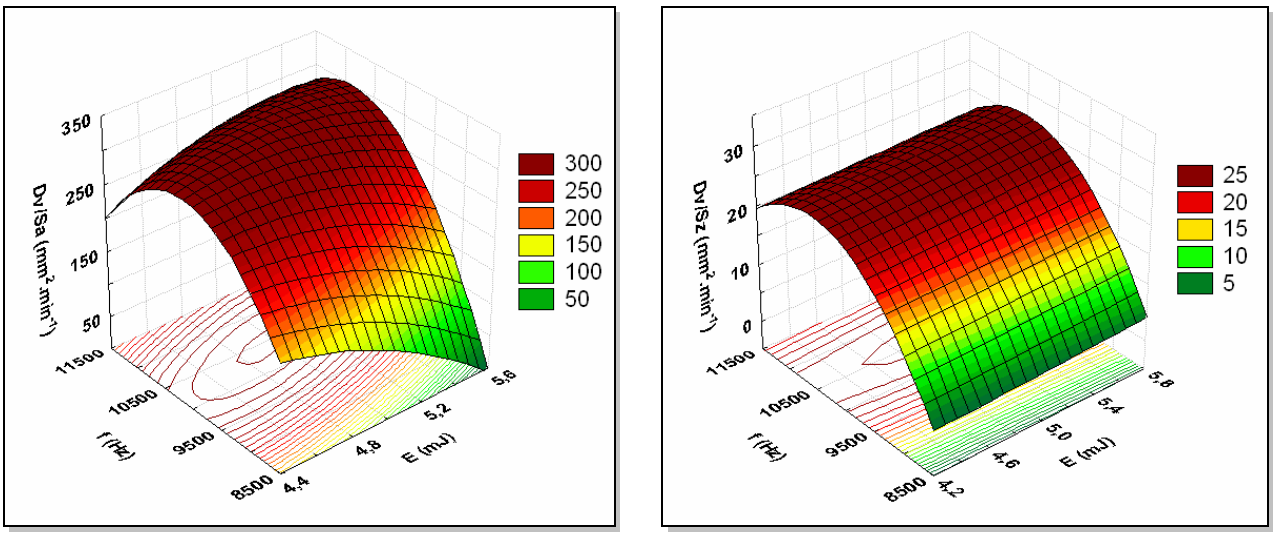
a) Fonction composée D_v/S_a b) Fonction composée D_v/S_z

Figure I.15 – 304L – Corrélation entre les valeurs estimées et celles mesurées

Les surfaces de réponse correspondant aux modèles proposés et les courbes d'isoréponse sont présentées sur les Figure I.16 et Figure I.17. On observe que, dans le cas de la fonction objectif D_v/S_a, la surface de réponse présente un maximum à côté du point central étudié (correspondant à une énergie de 4,9 mJ et une fréquence 10500 Hz - valeur de la fonction objectif : 380 $mm^2.min^{-1}$). Cette valeur correspond à un débit volumique de 1,52 $mm^3.min^{-1}$ et à une rugosité S_a de 4,0 µm. On remarque également qu'une augmentation de l'énergie nécessite une augmentation de la fréquence afin de maintenir la fonction objectif à une valeur élevée.

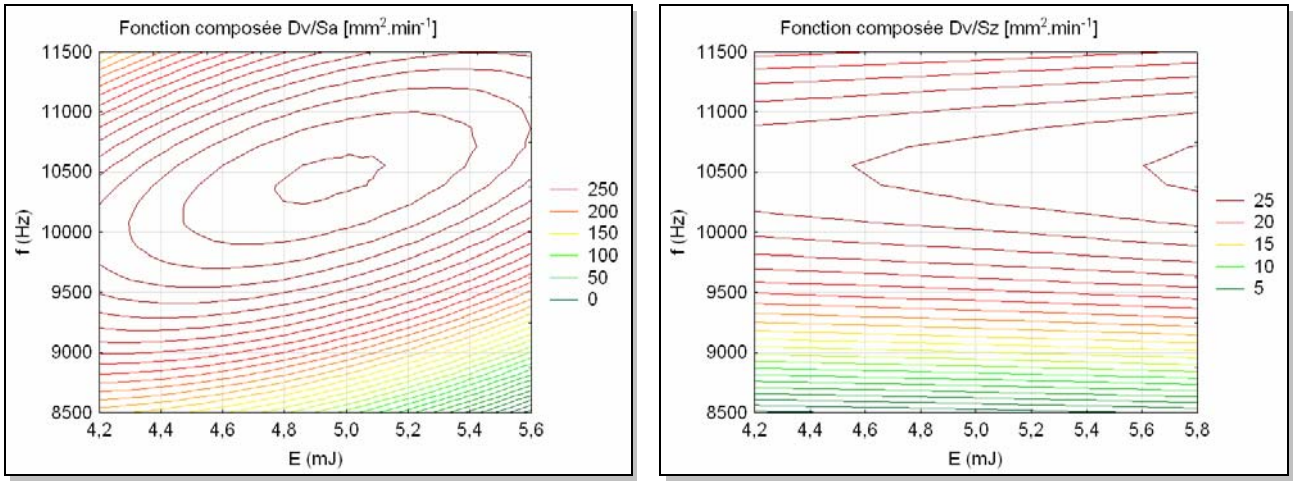
Concernant l'autre fonction objectif étudiée (D_v/S_z) on observe que la surface de réponse enregistre un maximum pour une fréquence de 10500 Hz et que l'on n'enregistre pas

une très grande variation de sa valeur lorsque l'énergie varie dans l'intervalle étudié. Dans ce cas, le maximum est obtenu pour une fréquence de 10500 Hz et en travaillant avec la plus grande énergie. On observe l'absence d'un maximum comme dans le cas de la fonction composée Dv/Sa. Ceci est lié au fait que nous nous situons à la limite possible de variation des facteurs d'influence (lié à la machine laser utilisée – cf. annexe 2).



a) Fonction composée D_v/S_a b) Fonction composée D_v/S_z

Figure I.16 – 304L – Surfaces de réponse correspondant aux modèles proposés



a) Fonction composée D_v/S_a b) Fonction composée D_v/S_z

Figure I.17 – 304L – Courbes d'isoréponses

I.5.1.4.Conclusion

La modélisation expérimentale du processus de texturation par faisceau laser de l'acier inoxydable a débutée par une analyse préliminaire des quatre facteurs (E, f, v, it) sur leur importance et signifiance sur la productivité (débit volumique) et la qualité de surface (rugosité de la surface). La synthèse des résultats préliminaire montre que l'énergie, la fréquence des impulsions et la vitesse de balayage sont les facteurs qui ont une influence significative sur le processus de texturation. L'interligne produit une influence non significatives sur les fonctions objectifs.

En suite, la variation de fonctions objectifs avec les facteurs d'influence significatifs (E, f, v) a été étudiée à l'aide d'un plan d'expérience factoriel complète (EFC^2). L'étude exploratoire a mis en évidence que, pour les nouveaux conditionnes expérimentale étudiées, la vitesse de balayage n'a pas une influence significative sur les fonctions objectifs (D_v, S_a, S_z) et que l'énergie reste le facteur les plus important dans la texturation par faisceau laser de l'acier inoxydable.

En utilisant les résultats obtenus pendant les essais exploratoires nous avons étudié à l'aide d'un plan composite centré la variation de deux fonctions composées par rapport à la variation de l'énergie et de la fréquence des impulsions. Le but a été de trouver le domaine optimal (Figure I.18), nous permettant d'obtenir une rugosité inférieure à 5 µm avec la plus grande productivité possible. La vitesse de balayage et l'interligne ont été maintenus constants ($v = 9$ mm.s^{-1}, it = 30µm).

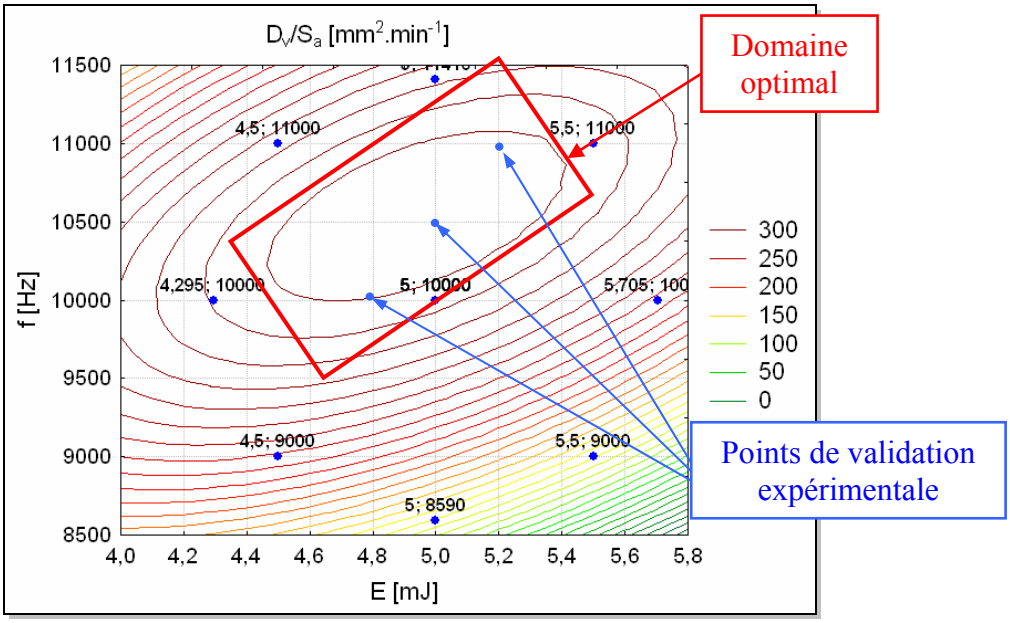
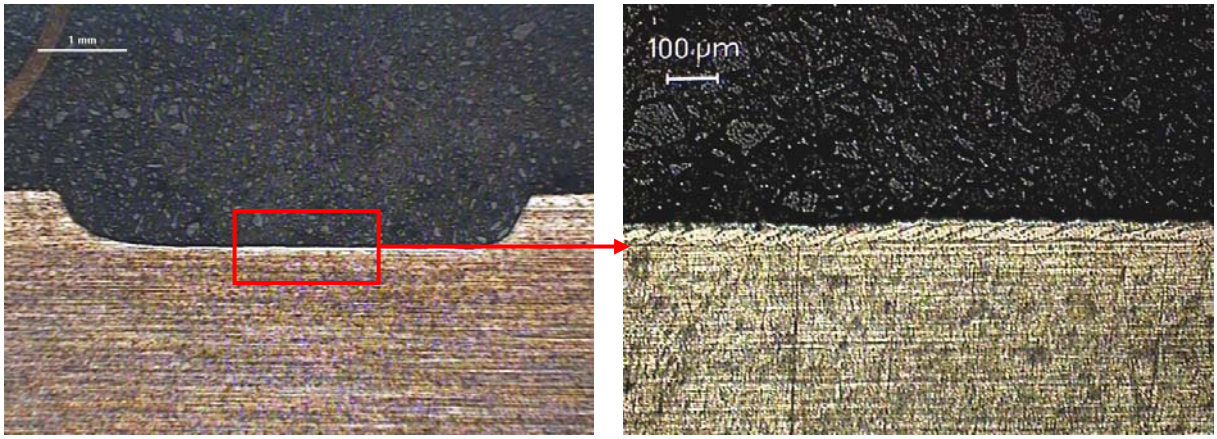


Figure I.18 – Domaine optimale de travaille - cas de l'acier inoxydable 304L

Pour conclure, dans le cas de la texturation de l'acier inoxydable par faisceau laser, afin d'obtenir une rugosité de la surface inférieure à 5 µm tout en gardant un grand débit volumique, il faut travailler avec une énergie voisine de 5 mJ et une fréquence de 10500 Hz (Figure I.19).



Paramètres opératoires :

f = 10500 Hz
E = 5 mJ
v = 9 mm.s^{-1}
it = 30 µm

Réponses :

D_v = 1,55 mm^3.min^{-1}
S_a = 3,96 µm
S_z = 44, 07 µm

Figure I.19 – 304L – Coupes transversales

I.5.2. Alliage de titane

I.5.2.1.Analyse de l'influence des facteurs sur les fonctions objectifs

En utilisant les résultats obtenus pendant les essais préliminaires nous avons étudié l'influence des facteurs sur les fonctions objectifs dans le cas de la texturation par faisceau laser de l'alliage de titane TA6V.

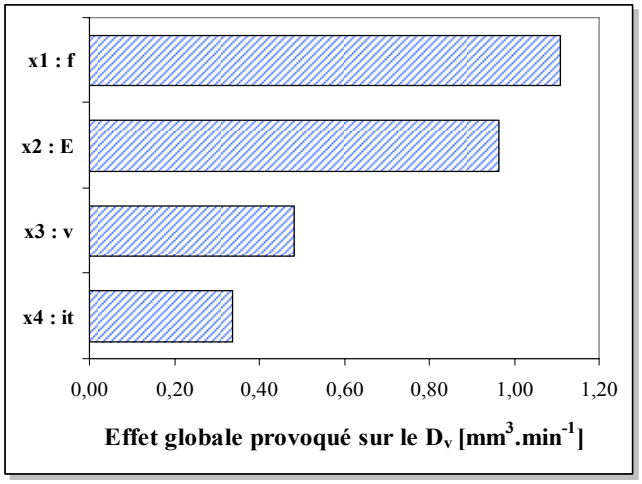
Les effets globaux provoqués par les facteurs d'influence présentés dans le Tableau I.18 révèlent le même comportement que dans le cas de l'acier, c'est-à-dire qu'une augmentation du débit volumique est obtenue avec une augmentation de l'énergie et de la fréquence. En revanche, l'augmentation de la vitesse de balayage et de l'interligne conduisent à une diminution du débit volumique, qui reste malgré tout important. Le facteur de première

importance est la fréquence, suivi de près par l'énergie des impulsions (Figure I.20a), la vitesse et l'interligne occupant les dernières places.

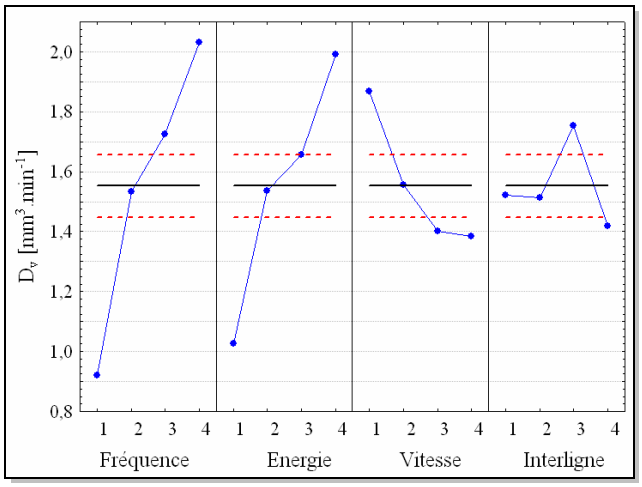
Tableau I.18 – Effets provoqués par les facteurs d'influence sur les fonctions objectifs

Facteur	Niveau variation	D_v [mm^3.min^{-1}]		S_a [µm]		S_z [µm]	
		Effet par niveau	Effet global	Effet par niveau	Effet global	Effet par niveau	Effet global
Fréquence	1	0,920	1,110	49,270	14,847	387,300	69,950
	2	1,533		49,268		378,475	
	3	1,725		42,805		322,150	
	4	2,030		57,653		392,100	
Energie	1	1,025	0,965	33,090	48,940	287,725	242,700
	2	1,538		34,682		299,725	
	3	1,655		49,193		362,150	
	4	1,990		82,030		530,425	
Vitesse	1	1,867	0,482	74,592	34,147	486,275	163,250
	2	1,555		41,138		337,375	
	3	1,400		42,820		323,025	
	4	1,385		40,445		333,350	
Interligne	1	1,523	0,337	48,018	36,570	319,800	176,075
	2	1,513		73,565		494,825	
	3	1,755		40,417		346,650	
	4	1,418		36,995		318,750	

D'après le diagramme des effets (Figure I.20b), on observe que, pour un intervalle de confiance de 95%, tous les facteurs ont une influence significative sur le débit volumique.



a) Hiérarchisation des facteurs



b) Diagramme des effets

Figure I.20 – Influence des facteurs sur le débit volumique – cas du TA6V

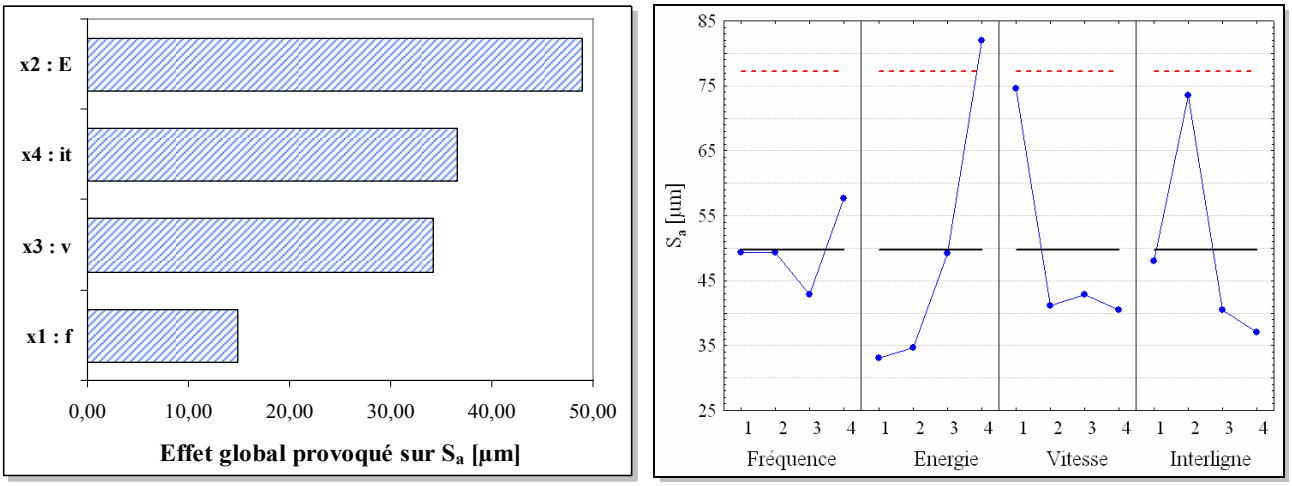
Afin d'obtenir le débit volumique le plus grand il faut utiliser une fréquence de 9500 Hz, une énergie de 6 mJ, une vitesse de 6 mm.s^{-1} et une interligne de 70 µm. On observe que, hors la vitesse, les niveaux des facteurs à choisir, pour augmenter le débit volumique sur l'acier et sur le titane, sont les mêmes.

Les résultats présentés dans le Tableau I.18 montrent que la rugosité de la surface est directement proportionnelle à l'énergie des impulsions. En ce qui concerne la fréquence des impulsions, elle ne modifie pas la rugosité de façon claire. En revanche l'augmentation de la vitesse de balayage conduit à une diminution de la rugosité.

D'après les diagrammes de hiérarchisation (Figure I.21a et Figure I.22a) l'énergie des impulsions est le facteur le plus important. Celle-ci est suivie par l'interligne et la vitesse de balayage. Ces deux facteurs ont presque le même effet global sur les fonctions objectifs. Comme dans le cas de l'acier, la fréquence est située à la dernière place avec un très grand écart par rapport à l'énergie des impulsions.

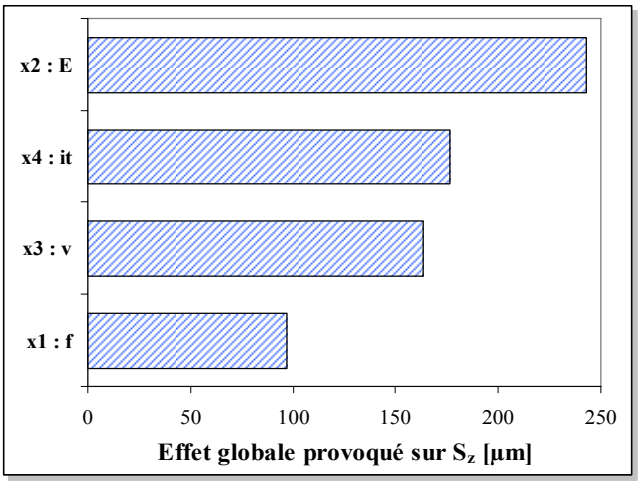
Si on s'intéresse à la signifiance des effets (Figure I.21b et Figure I.22b), on observe que, pour un intervalle de confiance de 95%, seule l'énergie des impulsions a une influence significative sur la rugosité de la surface (S_a, S_z).

En conclusion la rugosité minimale est obtenue avec une faible énergie (3mJ), une vitesse de 12 mm.s^{-1}, une fréquence voisine de 7500 Hz et en choisissant l'interligne au niveau le plus bas ou le plus haut.

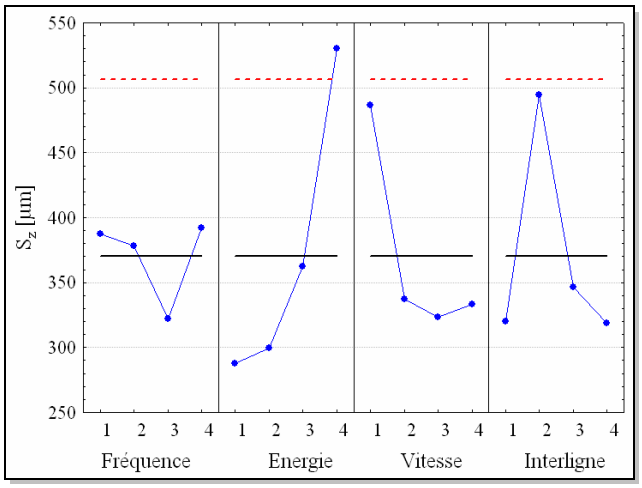


a) Hiérarchisation des facteurs b) Diagramme des effets

Figure I.21 – Influence des facteurs sur la rugosité S_a – cas du TA6V



a) Hiérarchisation des facteurs

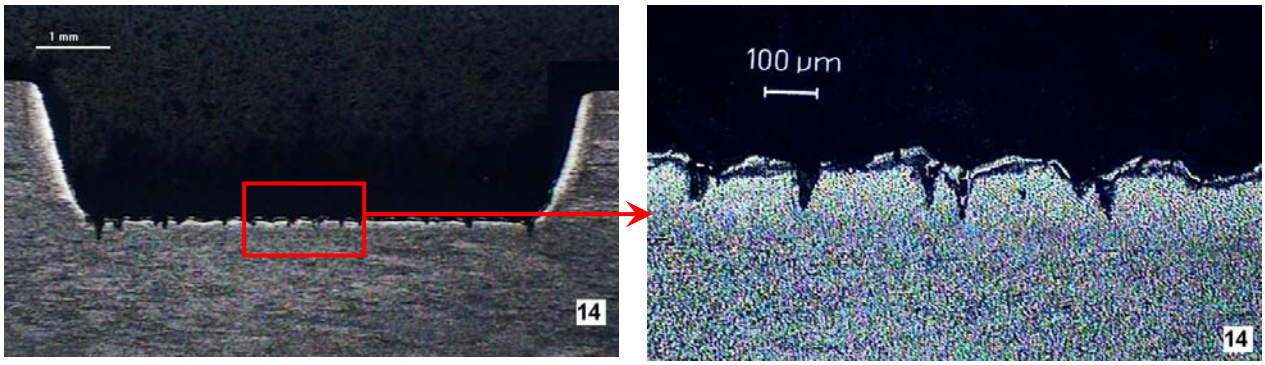


b) Diagramme des effets

Figure I.22 – Influence des facteurs sur la rugosité S_z – cas du TA6V

Après une synthèse des résultats préliminaires, on observe que l'alliage de titane se comporte presque de la même manière que l'acier inoxydable. Dans le cas de l'alliage de titane, le meilleur compromis entre la rugosité et le débit volumique est obtenu si on travaille avec la combinaison qui correspond à l'essai 14 du Tableau I.7.

En regardant la Figure I.23 on remarque que, par rapport à l'acier inoxydable, la surface texturée présente une faible zone affectée thermiquement. Il convient également de noter que la surface est couverte d'une fine couche poudreuse liée à l'éjection de la matière. Celle-ci peut être facilement enlevée grâce à un nettoyage mécanique.



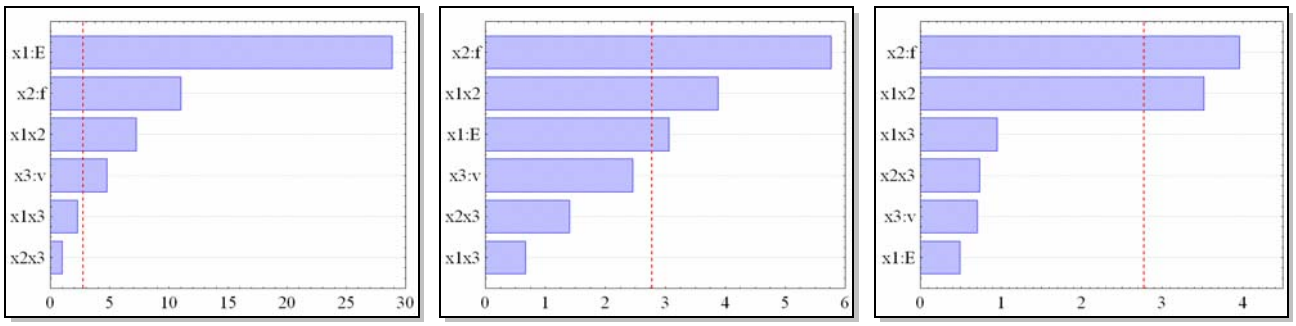
F = 9500 Hz ; E = 4 mJ ; v = 12 mm.s^{-1}; It = 90 µm ⇒ D_v = 1,75 mm^3.min^{-1} et S_a = 15,11 µm

Figure I.23 – Coupes transversales de l'échantillon 14 – cas du TA6V

I.5.2.2.Développement du modèle linéaire

A partir des résultats obtenus pendant les essais exploratoires nous avons étudié l'évolution des fonctions objectifs en fonction des facteurs d'influence dans le but de déterminer la direction à suivre pour atteindre l'optimum.

L'amplitude des effets provoqués par les facteurs d'influence sur les fonctions objectifs, présentée sous forme d'histogrammes de Pareto dans la Figure I.24, montre que les deux premières places, en ce qui concerne le débit volumique (pour l'alliage de titane) sont conformes à ce qui est observé pour l'acier. On remarque également que l'interaction entre l'énergie et la fréquence des impulsions a une plus grande influence sur le débit volumique que la vitesse de balayage. Ce résultat peut être expliqué par le fait que plus l'apport d'énergie est important plus la quantité de matière enlevée augmente. L'influence de la vitesse de balayage se situe sur la troisième place. Dans le cas de l'alliage de titane, et comparativement à l'acier inoxydable, on observe que la fréquence des impulsions change de place avec l'énergie par impulsion, devenant le facteur le plus influent pour la rugosité de surface (Figure I.24b et c). Ensuite vient son interaction avec l'énergie



a) débit volumique b) rugosité S_a c) rugosité S_z

Figure I.24 – TA6V – Histogrammes de Pareto standardisés

Tableau I.19 – Coefficients de régression

Matériau	Fonction objectif	Coefficients de régression						
		b_0	b_1	b_2	b_3	b_{12}	b_{13}	b_{23}
TA6V	D_v	1,092	0,461	0,176	-0,076	0,116	-0,036	-0,016
	S_a	12,846	1,936	-3,644	1,554	-2,449	-0,421	-0,886
	S_z	151,164	5,575	-44,950	8,025	-39,925	-10,850	-8,325

Lorsque l'on ne tient compte que des facteurs et des interactions dont les effets sont significatifs (cf. ligne pointillée - Figure I.24) et en utilisant les coefficients de régression présentés dans le Tableau I.19, il est possible d'écrire les équations du modèle linéaire. Les modèles de régression, proposés pour chaque fonction objectif, sont les suivantes :

$$D_v = 1{,}091 + 0{,}461\ x_1 + 0{,}176\ x_2 - 0{,}076\ x_3 + 0{,}116\ x_1x_2 \qquad \textbf{(I.11)}$$

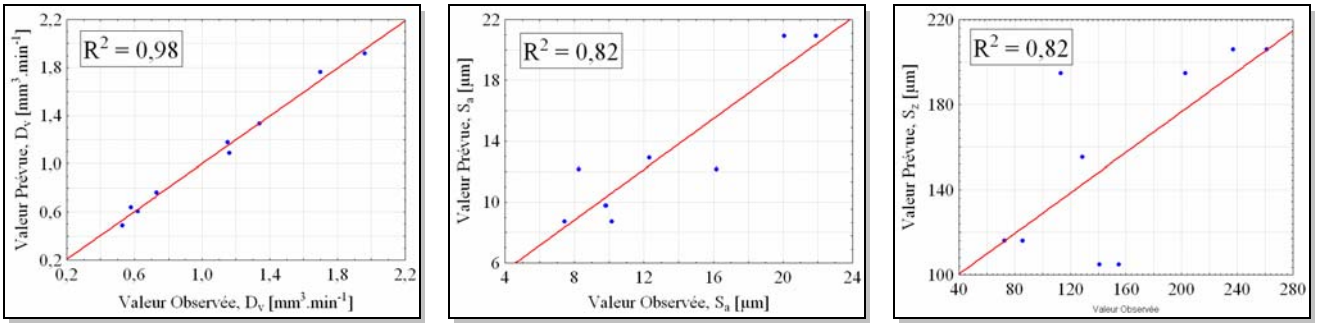
$$S_a = 12{,}846 + 1{,}936\ x_1 - 3{,}643\ x_2 - 2{,}448\ x_1x_2 \qquad \textbf{(I.12)}$$

$$S_z = 151{,}163 - 44{,}950\ x_2 - 39{,}925\ x_1x_2 \qquad \textbf{(I.13)}$$

Ces modèles, d'après le critère de Fisher (Tableau I.20), sont valides pour un niveau de confiance de 95%. Les corrélations entre les valeurs mesurées et celles estimées à l'aide des modèles développés sont présentées dans la Figure I.25.

Tableau I.20 – Résultats du test de Fisher

Matériau	Fonction objectif	Critère statistique de Fisher	
		Valeur critique	Valeur calculée
TA6V	D_v	$F_{0.05,3;2} = 19{,}16$	$F_{calc} = 9{,}11$
	S_a	$F_{0.05,4;2} = 19{,}25$	$F_{calc} = 7{,}06$
	S_z	$F_{0.05,5;2} = 19{,}30$	$F_{calc} = 4{,}22$



a) débit volumique b) rugosité S_a c) rugosité S_z

Figure I.25 – TA6V – Corrélation entre les valeurs estimées et celles mesurées

La variation du débit volumique avec les facteurs d'influence peut être déterminée en regardant le signe des coefficients de régression et la surface de réponse. On note que le débit volumique varie proportionnellement avec l'énergie des impulsions et leur fréquence (Figure I.26). En revanche la variation du débit volumique est inversement proportionnelle à la vitesse de balayage (Figure I.27).

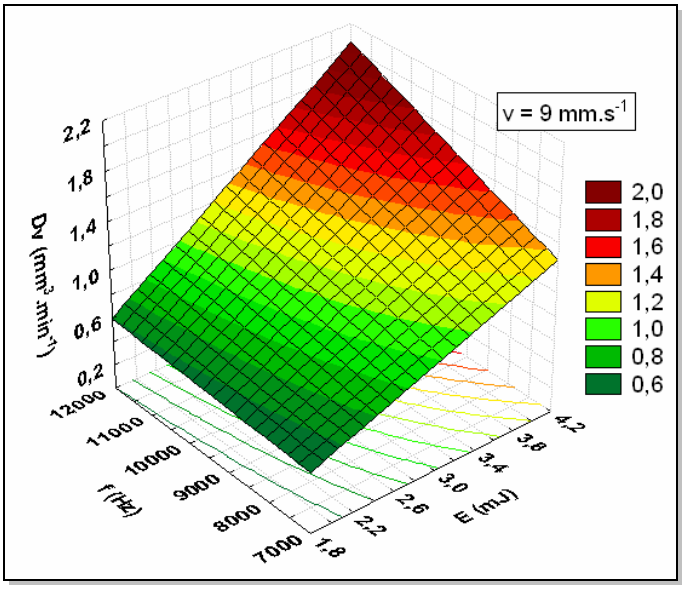
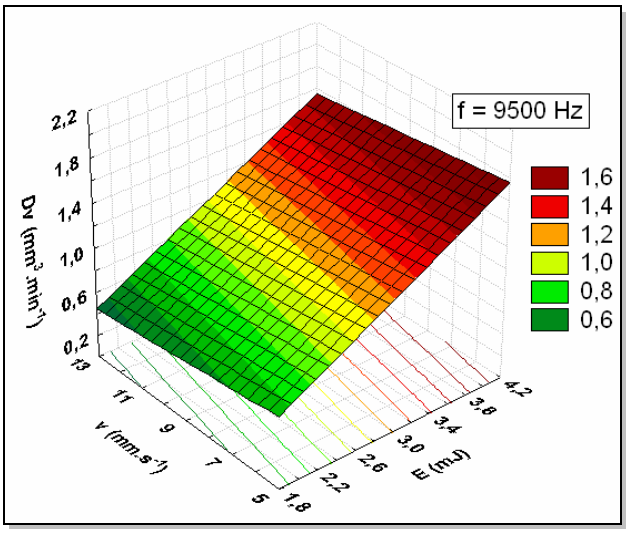
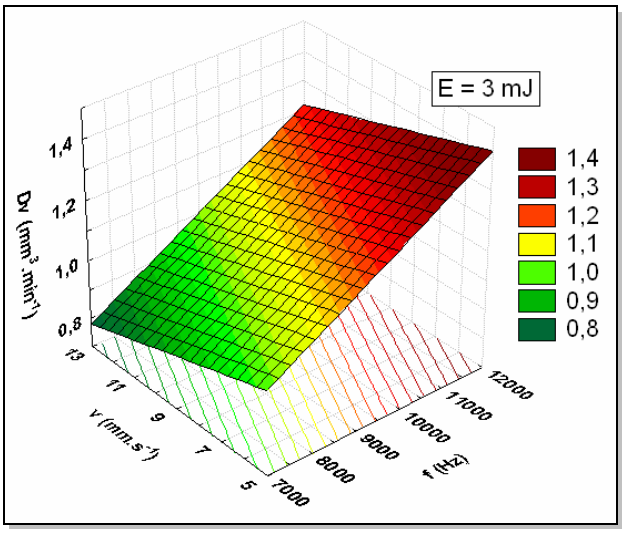


Figure I.26 – TA6V – Variation du débit volumique avec l'énergie et la fréquence



a)



b)

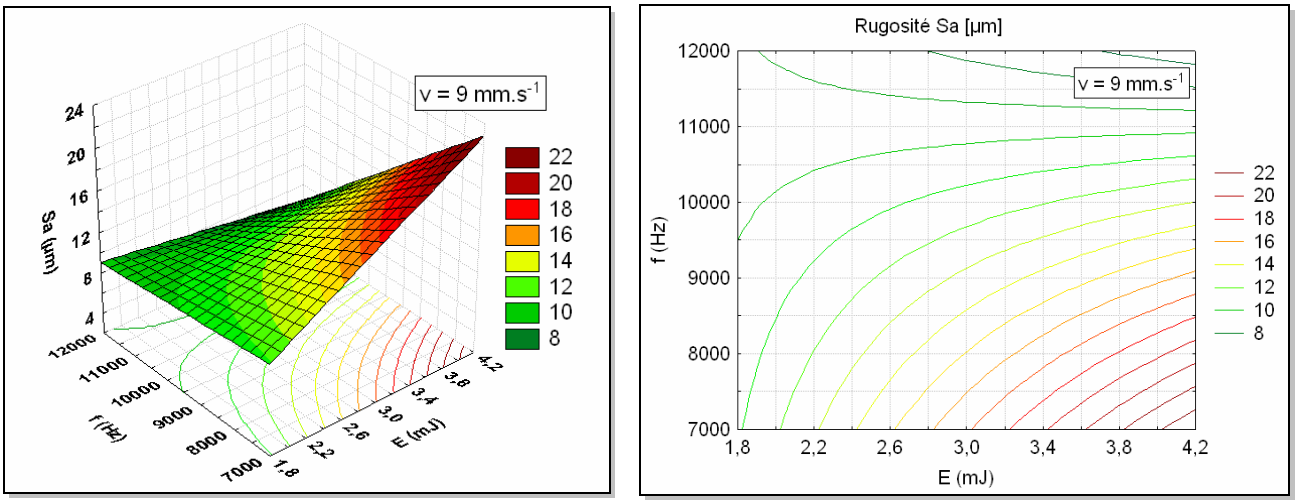
Figure I.27 – TA6V – Variation du débit volumique D_v en fonction du couple (énergie, vitesse) (a) et du couple (fréquence, vitesse) (b)

Enfin, après analyse des résultats expérimentaux et du modèle de régression on peut conclure que :

- le modèle obtenu permet une estimation de la surface de réponse avec une précision de 98% pour une probabilité de confiance de 95% ;
- le débit volumique est fortement influencé par l'énergie ;
- la variation du débit volumique avec la fréquence des impulsions est moins marquée qu'avec l'énergie des impulsions.
- l'influence de la vitesse de balayage reste mineure (Figure I.27) pour les conditions expérimentales étudiées. Le débit volumique maximal est obtenu en travaillant avec une énergie de 4 mJ, une fréquence de 11500 Hz, en utilisant une vitesse de 6 $mm.s^{-1}$ (Tableau I.9, TA6V – essai 4).

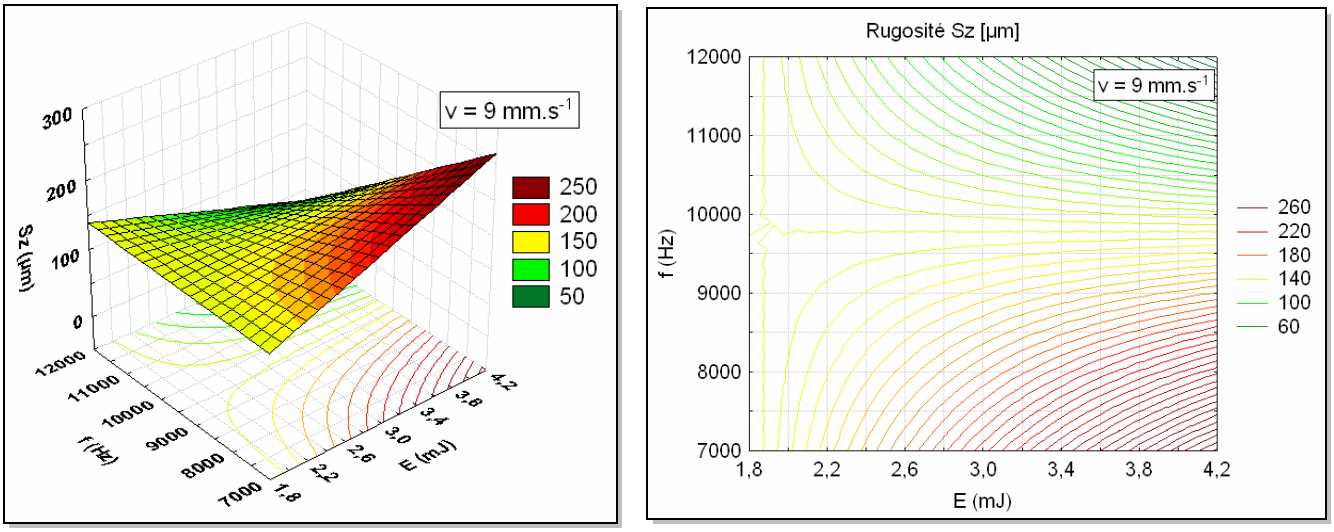
Les variations de la rugosité en fonction des facteurs d'influence significatifs peuvent être observées sur les Figure I.28 et Figure I.29. La vitesse de balayage a été maintenue à une valeur constante correspondant à la valeur du point central du plan d'expériences. On observe que :

- pour les conditions expérimentales étudiées, les modèles linéaires proposés ont une précision d'estimation assez faible (82%) pour une probabilité de confiance de 95%. Dans ce cas il est souhaitable de passer à un plan d'expériences permettant d'élaborer un modèle du deuxième degré (observation des influences quadratiques provoquées par les facteurs d'influence) ;
- les signes négatifs des effets provoqués par la fréquence, ainsi que par l'interaction de celle-ci avec l'énergie des impulsions permettent de dire que la rugosité de la surface décroît avec l'augmentation des facteurs concernés ;
- en revanche, la qualité de la surface connaît une dégradation avec la diminution de l'énergie;
- on note que, même si la fréquence des impulsions est le facteur le plus influent sur la rugosité de surface, les grandes variations sur la qualité de la surface sont enregistrées pour de grandes valeurs d'énergie par impulsion ;
- la vitesse de balayage ainsi que son interaction avec les autres facteurs d'influence n'agissent pas de façon significative sur le résultat ;
- pour obtenir une faible rugosité il faut travailler avec une grande fréquence et une grande énergie par impulsion (Tableau I.9, TA6V – essais 4).



a) Surface de réponse b) Courbes d'isoréponse

Figure I.28 – TA6V – Variation de la rugosité S_a avec l'énergie et la fréquence des impulsions



a) Surface de réponse b) Courbes d'isoréponse

Figure I.29 – TA6V – Variation de la rugosité S_z avec l'énergie et la fréquence des impulsions

En conclusion, après une synthèse de résultats, dans le cas de l'alliage de titane, la direction à suivre afin d'optimiser le processus de texturation (S_a < 5 µm pour la plus grande productivité possible) est vers l'augmentation de l'énergie et de la fréquence des impulsions.

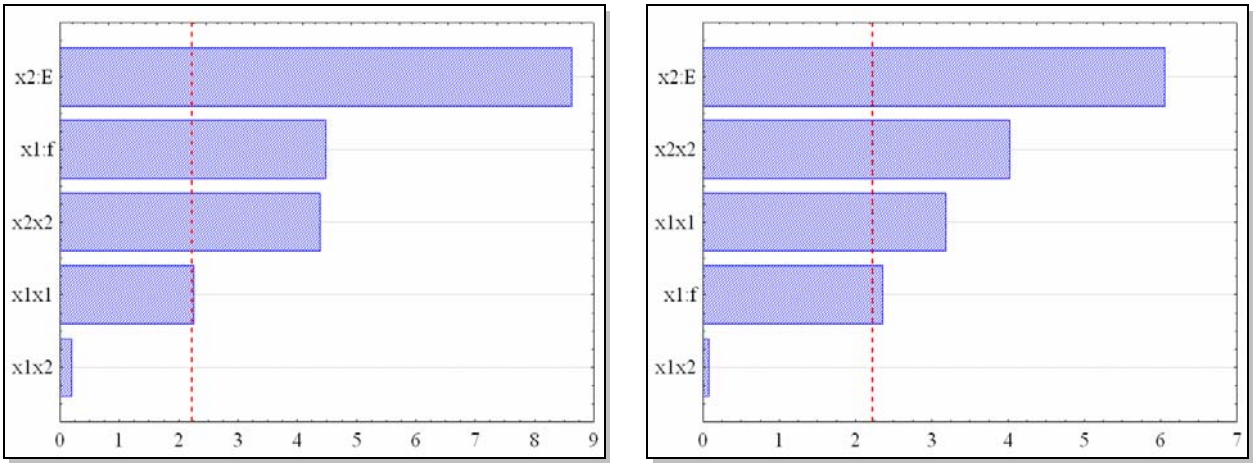
I.5.2.3.Développement des modèles quadratiques

Afin de déterminer les paramètres optimaux du processus de texturation de l'alliage de titane par faisceau laser, nous avons développé, comme dans le cas précédent, des modèles quadratiques décrivant la variation des fonctions objectifs avec les facteurs d'influence. Dans ce but, en utilisant les résultats présentés dans le Tableau I.11, nous avons calculé les effets provoqués par les facteurs sur les fonctions objectifs, ainsi que les coefficients de régression (Tableau I.21).

Tableau I.21 –Effets provoqués sur les fonctions objectifs et coefficients de régression

Fonction composé D_v/S_a						
Effets provoqués	E_T	E_1	E_2	E_{12}	E_{11}	E_{22}
	385,061	108,061	208,567	6,458	-54,587	-106,339
Coefficients régression*	b_0	b_1	b_2	b_{12}	b_{11}	b_{22}
	385,061	54,190	104,283	3,229	-27,294	-53,169
Fonction composé D_v/S_z						
Effets provoqués	E_T	E_1	E_2	E_{12}	E_{11}	E_{22}
	36,895	8,137	20,889	0,347	-10,992	-13,893
Coefficients* régression	b_0	b_1	b_2	b_{12}	b_{11}	b_{22}
	36,895	4,068	10,444	0,174	-5,496	-6,947

*La signifiance des coefficients de régression a été vérifiée à l'aide du critère de **Student** [**Nichici'96**



a) Fonction composée D_v/S_a b) Fonction composée D_v/S_z

Figure I.30 – TA6V – Amplitudes des effets provoqués sur les fonctions objectifs

L'analyse des amplitudes des effets (Figure I.30) montre que le terme linéaire de l'énergie présente la plus grande influence sur les fonctions objectifs. A part l'effet provoqué par l'interaction entre les deux facteurs d'influence, les autres termes ont une influence statistiquement significative sur la variation des fonctions objectifs étudiées. Donc, les modèles expérimentaux proposés ont les formes suivantes :

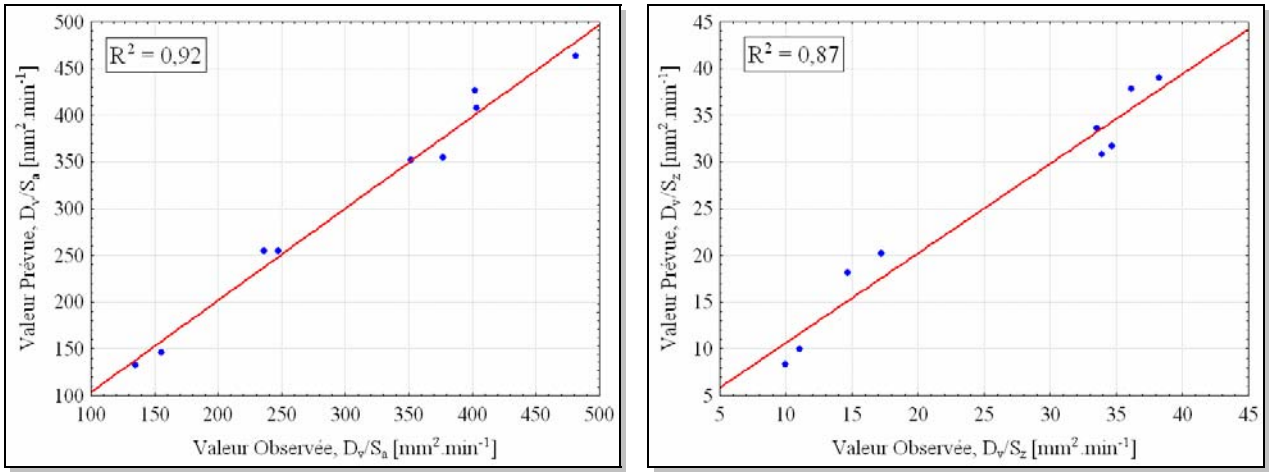
$$\frac{D_v}{S_a} = 385{,}061 + 54{,}190\ x_1 + 104{,}283\ x_2 - 27{,}294\ x_1^2 - 53{,}169\ x_2^2 \qquad \textbf{(I.14)}$$

$$\frac{D_v}{S_z} = 36{,}895 + 4{,}068\ x_1 + 10{,}445\ x_2 - 5{,}496\ x_1^2 - 6{,}947\ x_2^2 \qquad \textbf{(I.15)}$$

Après l'application du test de Fisher (Tableau I.22) on a constaté que les deux modèles proposés sont pertinents pour décrire la variation des fonctions objectifs en fonction des facteurs d'influence retenus.

Tableau I.22 – TA6V – Résultats du test de Fisher

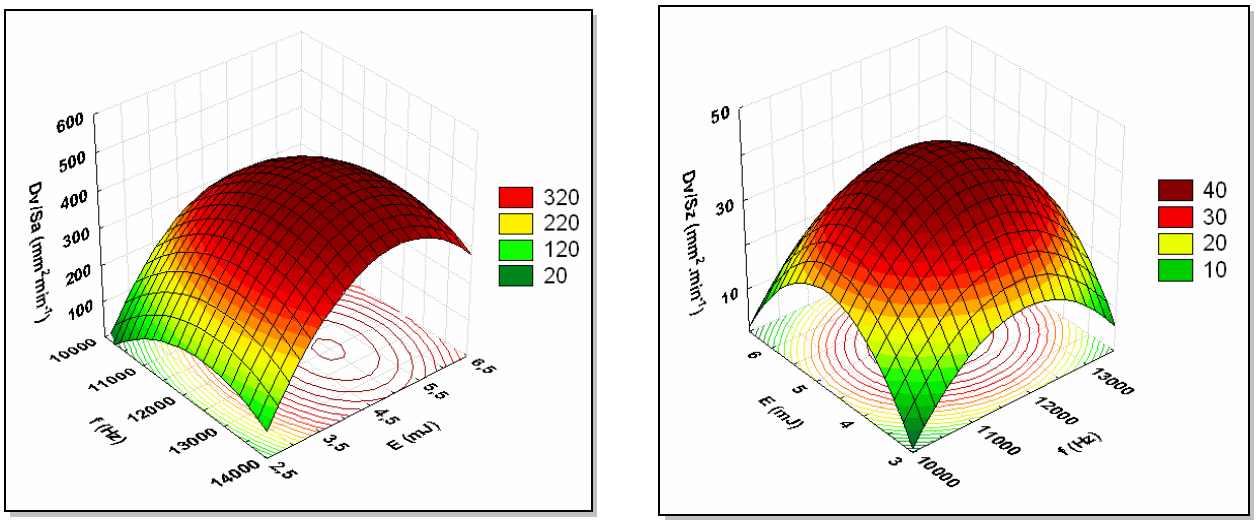
Fonction objectif	Critère statistique - Fisher	
	Valeur critique	Valeur calculée
D_v/S_a	$F_{0.05,4;7} = 4{,}12$	$F_{calc} = 0{,}34$
D_v/S_z	$F_{0.05,4;7} = 4{,}12$	$F_{calc} = 0{,}42$



a) Fonction composée D_v/S_a b) Fonction composée D_v/S_z

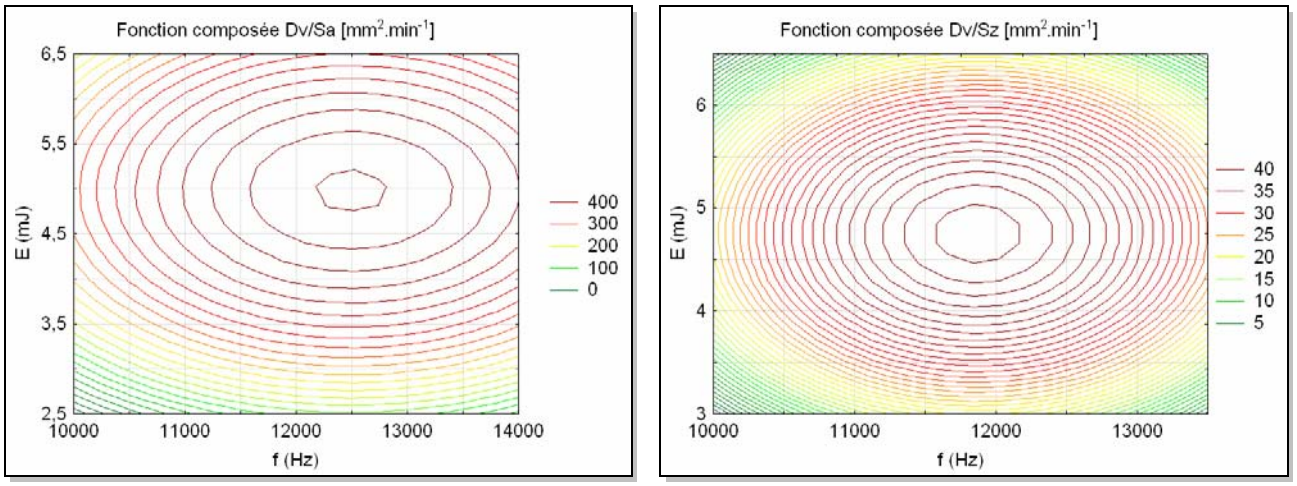
Figure I.31 – TA6V – Corrélation entre les valeurs estimées et celles mesurées

Si on s'intéresse au pourcentage de corrélation, on observe que pour une probabilité de confiance de 95%, 92% (fonction D_v/S_a) et 87% (fonction D_v/S_z) des valeurs mesurées peuvent être estimées avec les modèles proposés. Cette concordance entre les valeurs estimées à l'aide des modèles et celles mesurées est illustrée sur la Figure I.31.



a) Fonction composée D_v/S_a b) Fonction composée D_v/S_z

Figure I.32 – TA6V – Surfaces de réponse correspondant aux modèles proposés



a) Fonction composée D_v/S_a b) Fonction composée D_v/S_z

Figure I.33 – TA6V – Courbes d'isoréponse

Les surfaces de réponse associées aux modèles développés, sont illustrées dans la Figure I.32. On observe que les surfaces de réponse, pour les deux fonctions objectifs étudiées, présentent un maximum au point de coordonnées (E=5 mJ ; f = 12500 Hz) pour la

fonction D_v/S_a (Figure I.33a) et (E = 4,75 mJ ; f = 11900 Hz) pour la fonction D_v/S_z (Figure I.33b). Dans les deux cas les fonctions objectifs ont des valeurs maximales qui correspondent à un débit volumique D_v = 2,17 $mm^3.min^{-1}$ et une rugosité de S_a = 4,5 µm et S_z = 43 µm.

I.5.2.4.Conclusion

Les essais préliminaires nous ont permis d'observer que les quatre facteurs étudiés (E, f, v, it) ont une influence significative sur le débit volumique, mais, la rugosité est influence que par l'énergie par impulsion. En conséquence, nous avons choisi d'analyser, pour la modélisation expérimentale, que l'influence de trois facteurs (E, f, v) et maintenant l'interligne a une valeur constante égale à 30 µm (cette valeur permet d'obtenir un débit volumique élevé et une faible rugosité).

Les essais exploratoires, ont mis en évidence que la vitesse reste toujours un facteur influent sur le débit volumique, mais que l'effet provoqué par elle est faible par rapport aux effets provoqués par l'énergie et la fréquence des impulsions. Après l'analyse des résultats nous avons observé que la plus petite rugosité et le plus grand débit volumique sont obtenus pour les mêmes valeurs du couple (énergie, fréquence). En suite, en gardant ces valeurs comme point central (E = 4 mJ et f = 11500 Hz), nous avons développé des modèles quadratiques décrivant la variation des fonctions composées avec la variation de l'énergie et de la fréquence des impulsions.

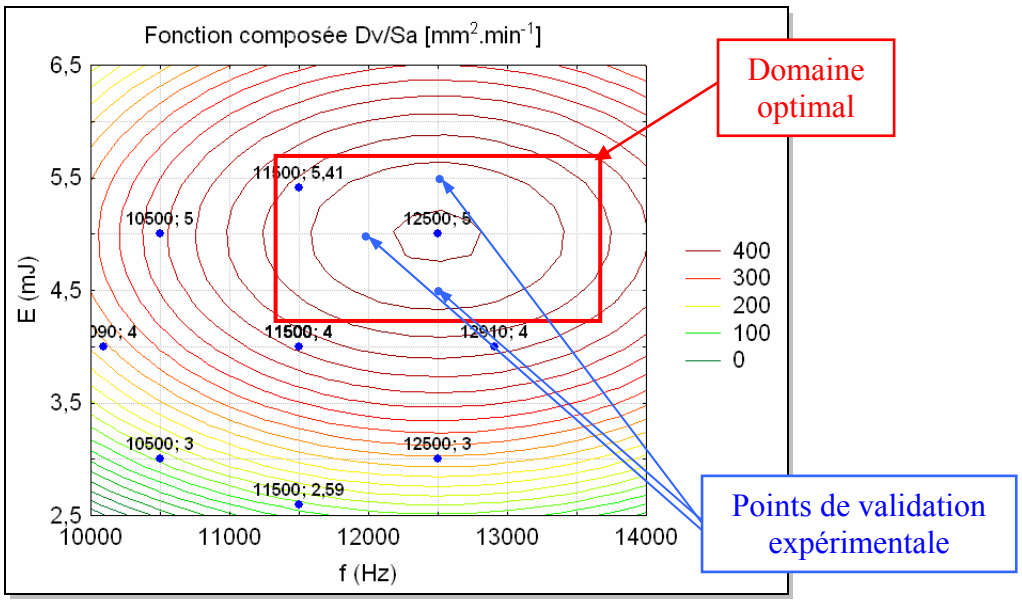
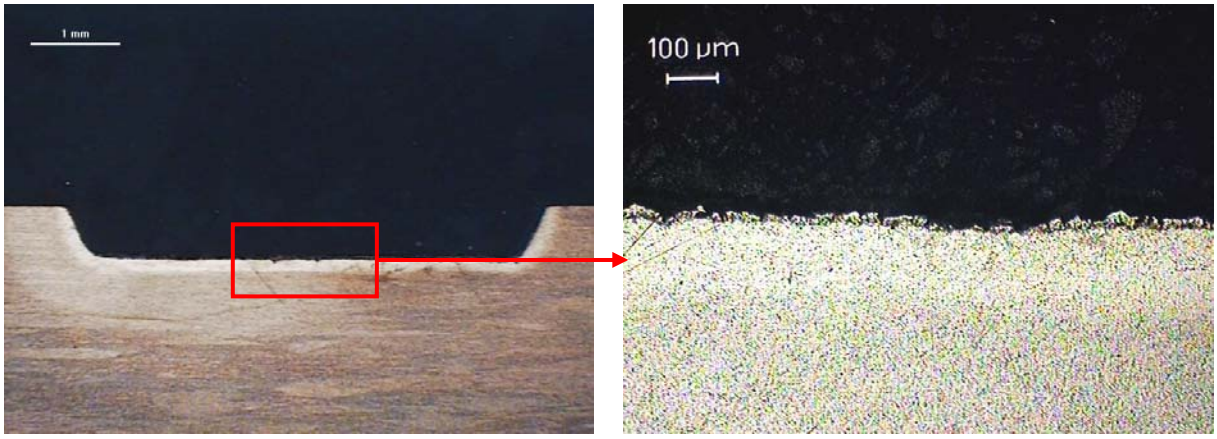


Figure I.34 – Domaine optimale de travaille - cas de l'alliage de titane TA6V

Cette étude a permis de déterminer le domaine optimal (Figure I.34) permettant d'obtenir une rugosité S_a inférieure à 5 µm, avec la plus grande productivité possible. Sur la Figure I.35 est présentée une coupe transversale d'un échantillon réalisé pour la validation expérimentale.



Paramètres opératoires :	f = 12000 Hz E = 5 mJ v = 9 mm.s^{-1} it = 30 µm	*Réponses :*	D_v = 2,32 mm^3.min^{-1} S_a = 4,5 µm S_z = 41,6 µm

Figure I.35 – TA6V – Coupes transversales

I.5.3. Alliage d'aluminium

I.5.3.1.Analyse de l'influence des facteurs sur les fonctions objectifs

En ayant comme objectif l'analyse de l'influence des facteurs sur les fonctions objectifs et l'établissement de leur signifiance, nous avons utilisé les résultats préliminaires obtenus pour l'alliage d'aluminium (Tableau I.7) afin de calculer les effets provoqués par ceux-ci sur le débit volumique et sur la rugosité de surface (Tableau I.23). Leur analyse, montre que le débit volumique présente une forte variation avec la variation de l'énergie par impulsion et de la vitesse. Avec l'augmentation de ces deux facteurs on observe une augmentation du débit volumique obtenu. Ensuite vient la fréquence des impulsions.

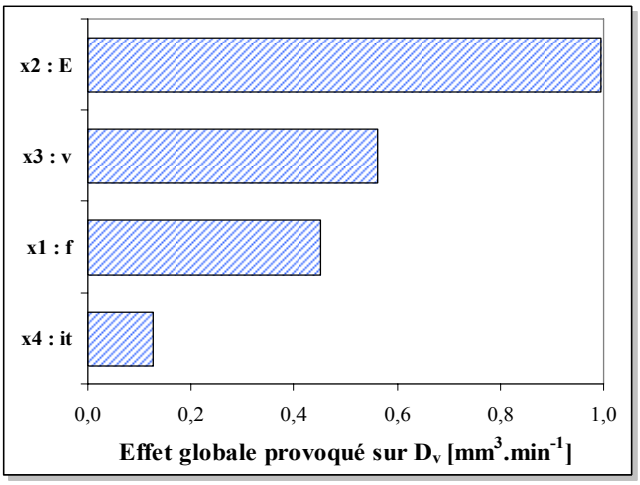
Tableau I.23 – Effets provoqués par les facteurs d'influence sur les fonctions objectifs

Facteur	Niveau variation	D_v [$mm^3.min^{-1}$]		S_a [µm]		S_z [µm]	
		Effet par niveau	Effet global	Effet par niveau	Effet global	Effet par niveau	Effet global
Fréquence	1	0,598	0.450	27,028	16,960	225,250	130,000
	2	0,885		39,940		291,050	
	3	1,048		40,542		329,550	
	4	1,003		43,987		355,250	
Energie	1	0,325	0.995	37,780	4,790	301,425	29,250
	2	0,777		40,215		308,625	
	3	1,110		38,077		310,150	
	4	1,320		35,425		280,900	
Vitesse	1	1,227	0.562	28,212	17,290	245,900	103,625
	2	0,940		37,662		272,900	
	3	0,700		45,502		332,775	
	4	0,665		40,120		349,525	
Interligne	1	0,908	0.127	37,465	7,105	294,250	43,875
	2	0,938		37,417		280,600	
	3	0,810		34,755		324,475	
	4	0,877		41,860		301,775	

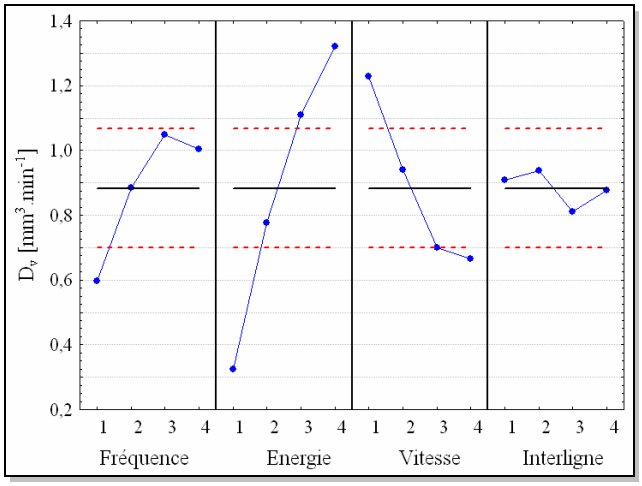
Le diagramme de hiérarchisation pour le débit volumique (Figure I.36a) met en évidence que l'énergie est le facteur le plus influent, suivi par la vitesse de balayage. On observe qu'entre la fréquence des impulsions et la vitesse de balayage on a un très petit écart concernant les effets globaux provoqués, ce qui permet de dire que ces deux variables ont presque le même poids sur la variation du débit volumique. L'interligne, quant à elle se situe en dernière place, avec un très faible effet sur la fonction objectif.

En regardant la représentation graphique des effets, pour la même fonction objectif (Figure I.36b), on observe que, pour un intervalle de confiance de 95%, la fréquence des impulsions, l'énergie et la vitesse de balayage ont une influence significative sur le débit volumique. On observe également que celui-ci augmente avec la fréquence jusqu'à ce qu'elle atteigne 3000 Hz. L'interligne n'a pas d'influence significative sur le débit volumique.

En conclusion, si on maintient la fréquence à 3000 Hz, si on choisit une énergie de 6 mJ et une vitesse de 6 $mm.s^{-1}$, on obtiendra le débit volumique maximal pour les conditions expérimentales étudiées.



a) Hiérarchisation des facteurs



b) Diagramme des effets

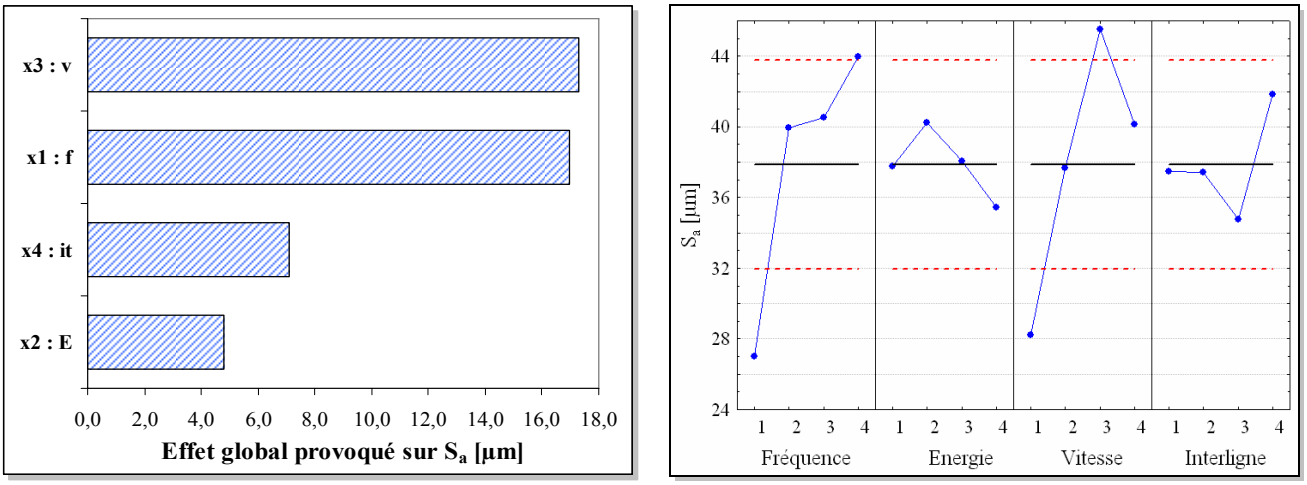
Figure I.36 – Influence des facteurs sur le débit volumique – cas de l'AA6056

Concernant la rugosité de la surface (S_a, S_z), on observe une dégradation de celle-ci avec l'augmentation de la fréquence des impulsions et de la vitesse de balayage. On enregistre également une dégradation de la surface avec l'augmentation de l'interligne. En ce qui concerne l'énergie des impulsions, elle modifie la rugosité de la surface en commençant par une augmentation et en poursuivant par une diminution de cette fonction objectif. L'effet reste, malgré tout, modeste.

Les figures I.37a et I.38a montrent que la fréquence des impulsions et la vitesse de balayage sont les facteurs qui agissent le plus sur la rugosité de surface. Si on regarde la rugosité moyenne (S_a) on observe que l'écart entre fréquence et vitesse de balayage est très petit, nous permettant de considérer qu'elles ont le même effet. Le décalage entre ces deux est plus marqué en analysant la rugosité maximale de la surface (S_z). On observe que le facteur prédominant est la fréquence des impulsions suivie par la vitesse. Concernant les deux autres facteurs leur action est moins marquée.

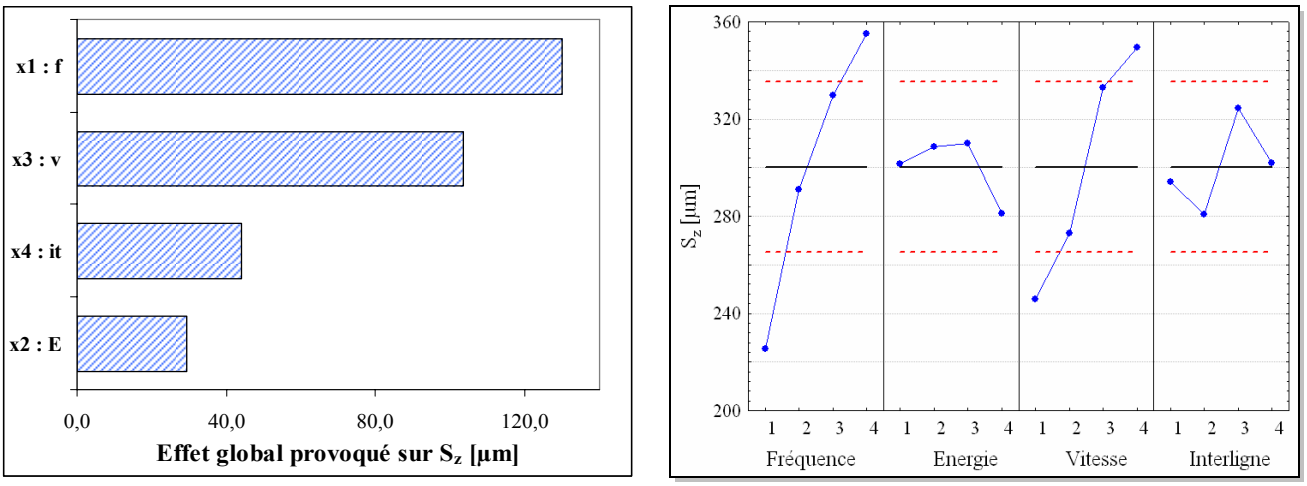
Les diagrammes des effets (Figure I.37b et Figure I.38b) montrent les mêmes tendances pour les deux fonctions objectifs. Pour un intervalle de confiance de 95% (ligne rouge pointillée) seules la fréquence des impulsions et la vitesse ont une influence significative sur la rugosité de la surface. Les effets provoqués par les autres facteurs (énergie et interligne) ne sont pas significatifs. On observe que la plus petite rugosité est obtenue avec les fréquences et les vitesse les plus faibles.

Enfin, une bonne qualité de surface est obtenue en choisissant une fréquence de 1000 Hz, une énergie de 6 mJ et en travaillant avec une vitesse de 6 $mm.s^{-1}$.



a) Hiérarchisation des facteurs b) Diagramme des effets

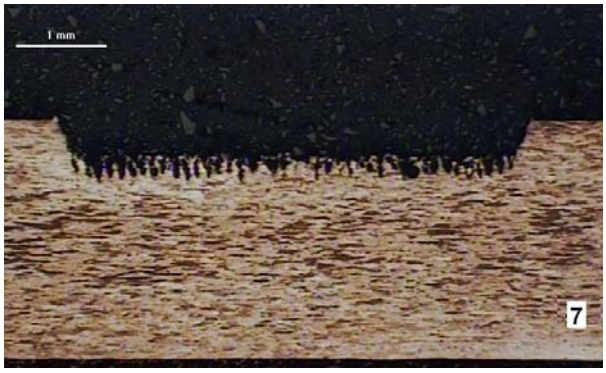
Figure I.37 – Influence des facteurs sur la rugosité S_a – cas de l'AA6056

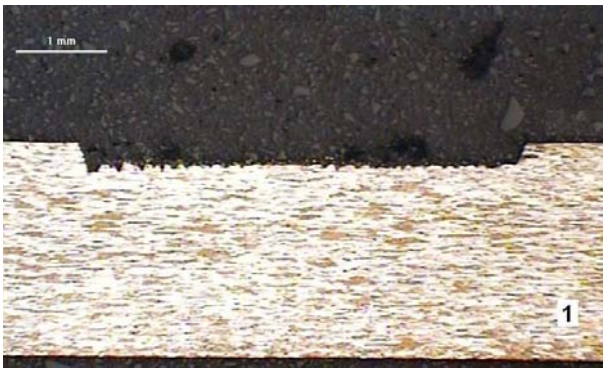


a) Hiérarchisation des facteurs b) Diagramme des effets

Figure I.38 – Influence des facteurs sur la rugosité S_z – cas de l'AA6056

La synthèse des résultats préliminaires montre que l'alliage d'aluminium se comporte différemment des deux autres matériaux étudiés. Ici, il faut faire un choix entre obtenir une faible rugosité et obtenir un grand débit (Figure I.39). Le meilleur compromis entre le débit volumique et la rugosité, pour les conditions expérimentales étudiées, est obtenu pour la combinaison des facteurs correspondant à l'essai 11 du Tableau I.7 (Figure I.40).

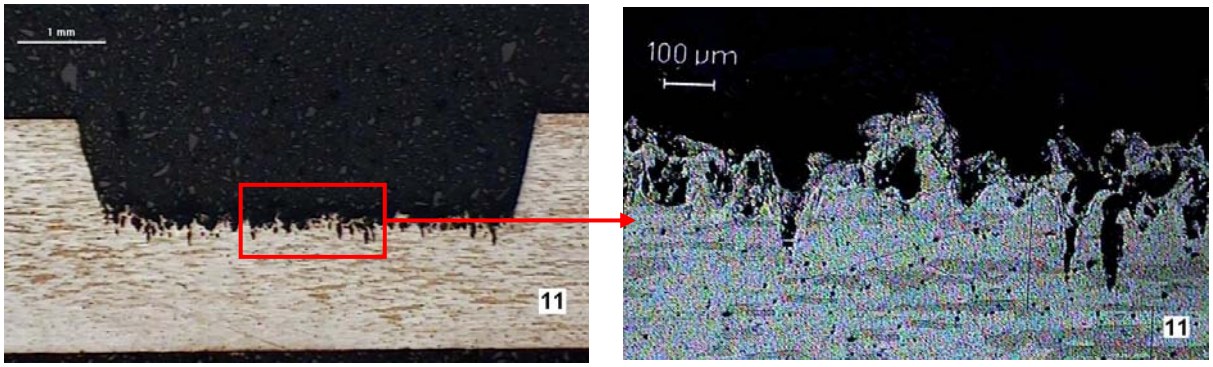




$D_v = 1{,}01\ mm^3.min^{-1}$; $S_a = 45{,}2\ \mu m$ — $D_v = 0{,}47\ mm^3.min^{-1}$; $S_a = 20{,}13\ \mu m$

f = 2000Hz; E = 5mj; v = 15mm.s^{-1}; it = 50µm — f = 4000Hz; E = 3mj; v = 15mm.s^{-1}; it = 70µm

Figure I.39 – Coupes transversales des échantillons 7 et 1 – cas de l'AA6056



f = 3000Hz ; E = 5mJ ; v = 6 mm.s^{-1} ; it = 90 µm $\Rightarrow$ $D_v = 1{,}51\ mm^3.min^{-1}$ et $S_a = 31{,}95\mu m$

Figure I.40 - Coupes transversales de l'échantillon 11 – cas de l'AA6056

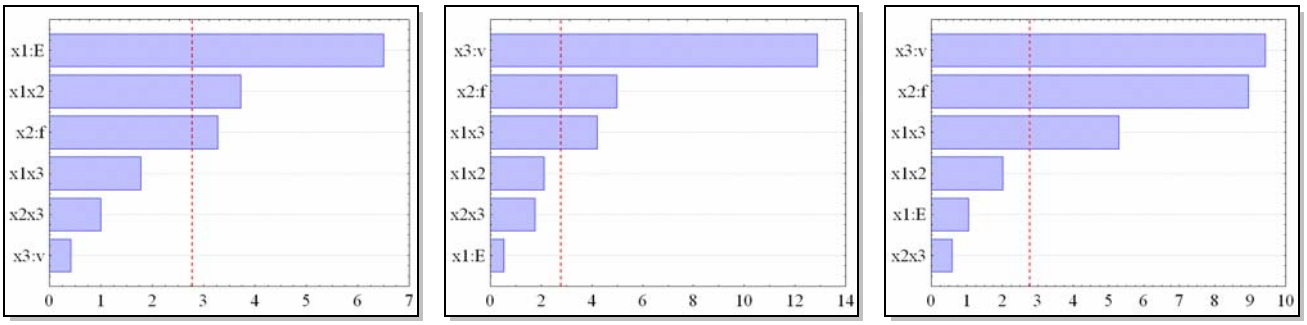
I.5.3.2.Développement du modèle linéaire

En tenant compte de la difficulté d'obtenir en même temps une rugosité inférieure à 5 µm et une grande productivité, il est nécessaire d'étudier le comportement linéaire des fonctions objectifs par rapport aux facteurs d'influence significative. Dans ce but nous avons développées des modèles linaires en utilisant les résultats obtenus pendant les essais exploratoires et présentés dans le Tableau I.9.

L'analyse de l'amplitude des effets provoqués, présentés sous forme d'histogrammes de Pareto (Figure I.41), montre que l'énergie par impulsion reste le facteur le plus influent pour le débit volumique dans le cas de la texturation de l'alliage d'aluminium (Figure I.41a). En revanche la fréquence devient le troisième facteur influent. C'est l'interaction entre l'énergie et la fréquence des impulsions qui prend la deuxième place. Le faible écart entre les

effets provoqués par la fréquence et son interaction avec l'énergie permet de dire que ces deux « facteurs » ont la même influence sur le débit volumique

Dans le cas de la rugosité de surface (Figure I.41b et c), on observe que la hiérarchie observée lors des essais préliminaires est conservée. La vitesse de balayage reste le facteur le plus influent suivie par la fréquence et par l'interaction entre l'énergie des impulsions et la vitesse.



a) débit volumique b) rugosité S_a c) rugosité S_z

Figure I.41 – AA6056 – Histogrammes de Pareto standardisés

Tableau I.24 – Coefficients de régression

Matériau	Fonction objectif	Coefficients de régression*						
		b_0	b_1	b_2	b_3	b_{12}	b_{13}	b_{23}
AA6056	D_v	0,834	0,251	0,126	-0,016	0,144	-0,069	-0,039
	S_a	43,162	0,565	5,358	13,853	-2,260	4,515	-1,893
	S_z	265,149	7,666	65,621	69,134	-14,779	38,774	4,354

* La signifiance des coefficients de régression a été vérifiée à l'aide du critère de **Student** [Nichici'96]

Ainsi, en utilisant les coefficients de régressions calculés à l'aide de la méthode des moindres carrés (Tableau I.24) et en ne tenant compte que des facteurs et des interactions dont les effets sont significatifs (cf. ligne pointillée - Figure I.41) il est possible d'écrire les équations du modèle linéaire (équations I.16, I.17 et I.18) décrivant les variations des fonctions objectifs avec les facteurs d'influence.

$$D_v = 0{,}833 + 0{,}251\ x_1 + 0{,}126\ x_2 + 0{,}143\ x_1 x_2 \qquad \textbf{(I.16)}$$

$$S_a = 43{,}161 + 5{,}357\ x_2 + 13{,}852\ x_3 + 4{,}515\ x_1 x_3 \qquad \textbf{(I.17)}$$

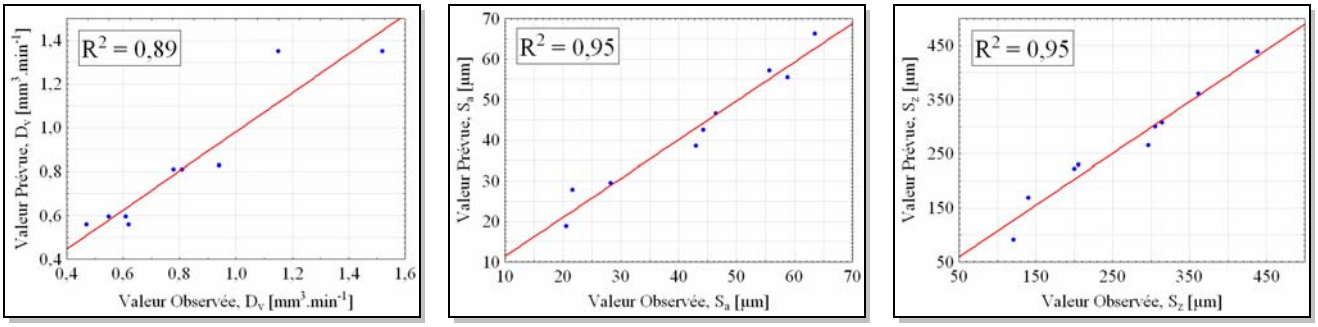
$$S_z = 256{,}149 + 65{,}621\, x_2 + 69{,}133\, x_3 + 38{,}773\, x_1 x_3 \qquad \textbf{(I.18)}$$

avec x_1 = énergie par impulsion, x_2 = fréquence des impulsions, x_3 = vitesse.

Tableau I.25 – Résultats du test de Fisher

Matériau	Fonction objectif	Critère statistique de Fisher	
		Valeur critique	Valeur calculée
AA6056	D_v	$F_{0.05,4;2}$ = 19,25	F_{calc} = 7,01
	S_a	$F_{0.05,4;2}$ = 19,25	F_{calc} = 14,19
	S_z	$F_{0.05,4;2}$ = 19,25	F_{calc} = 1,78

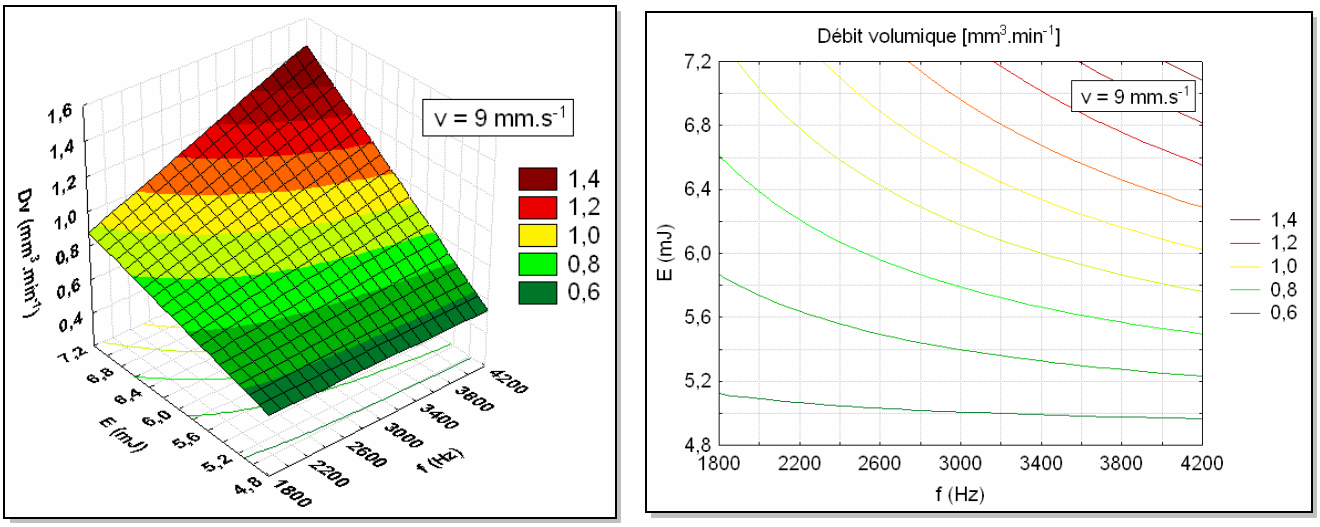
L'analyse des résultats obtenus, après application du test de Fisher, montre que les modèles sont valides pour un niveau de confiance de 95%. La Figure I.42 illustre les corrélations entre les valeurs mesurées et celles estimées à l'aide des modèles développés. Le pourcentage de corrélation (R^2) est satisfaisant pour le niveau de confiance choisi.



a) débit volumique b) rugosité S_a c) rugosité S_z

Figure I.42 – AA6056 – Corrélation entre les valeurs estimées et celles mesurées

La variation du débit volumique avec les facteurs d'influence peut être observée en regardant la surface de réponse (Figure I.43). On note que le débit volumique varie proportionnellement avec l'énergie et la fréquence des impulsions. Pour une énergie faible, le débit présente une petite variation avec l'augmentation de la fréquence. En revanche plus on augmente l'énergie plus on enregistre une augmentation du débit volumique avec une augmentation de la fréquence. Ce comportement est du à la forte interaction entre l'énergie et la fréquence des impulsions.



a) Surface de réponse b) Courbes d'isoréponse

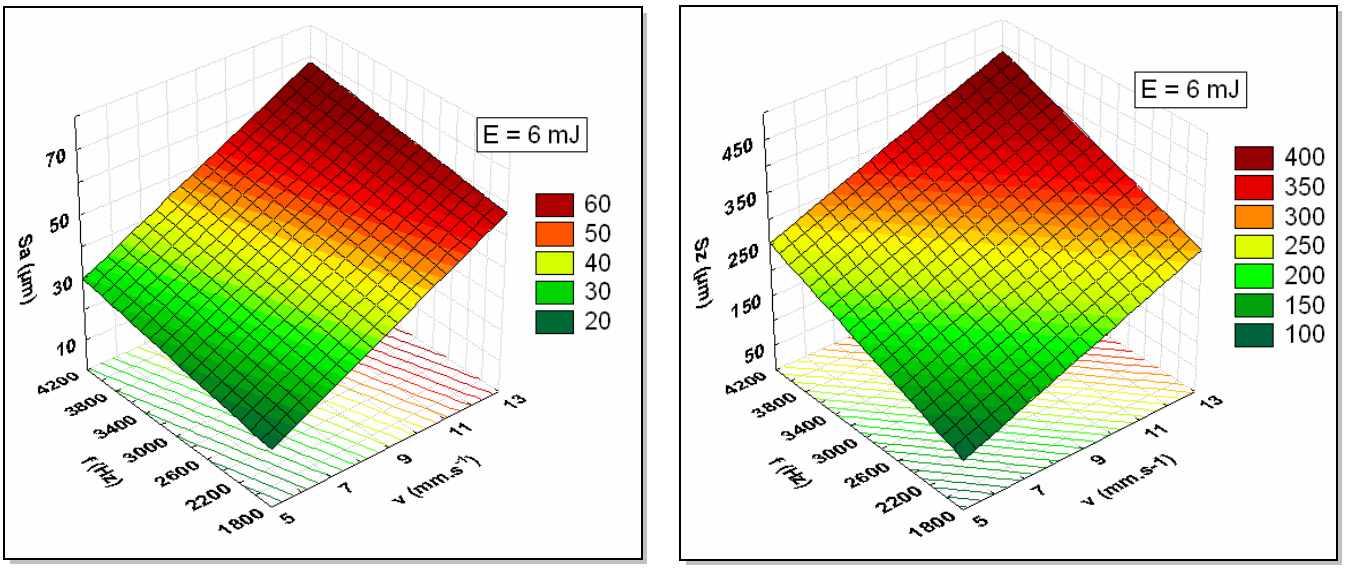
Figure I.43 – AA6056 – Variation du débit volumique avec l'énergie et la fréquence

Les variations de la rugosité en fonction des facteurs d'influence significatifs peuvent être observées sur les Figure I.44 et Figure I.45. Après leur analyse, ainsi que celle des autres résultats, on peut formuler les remarques suivantes :

- on observe que la rugosité de la surface varie proportionnellement avec la vitesse et la fréquence des impulsions ;
- on note qu'à énergie fixée, la rugosité minimale est obtenue en travaillant avec une faible vitesse et une petite fréquence.
- l'influence de l'énergie est perçue seulement à travers son interaction avec les autres facteurs. Il faut dire que même dans ce cas, son influence reste faible relativement à l'influence générée par les autre facteurs ;
- l'interaction entre la vitesse de balayage et la fréquence des impulsions n'a pas une influence significative sur les fonctions objectifs.

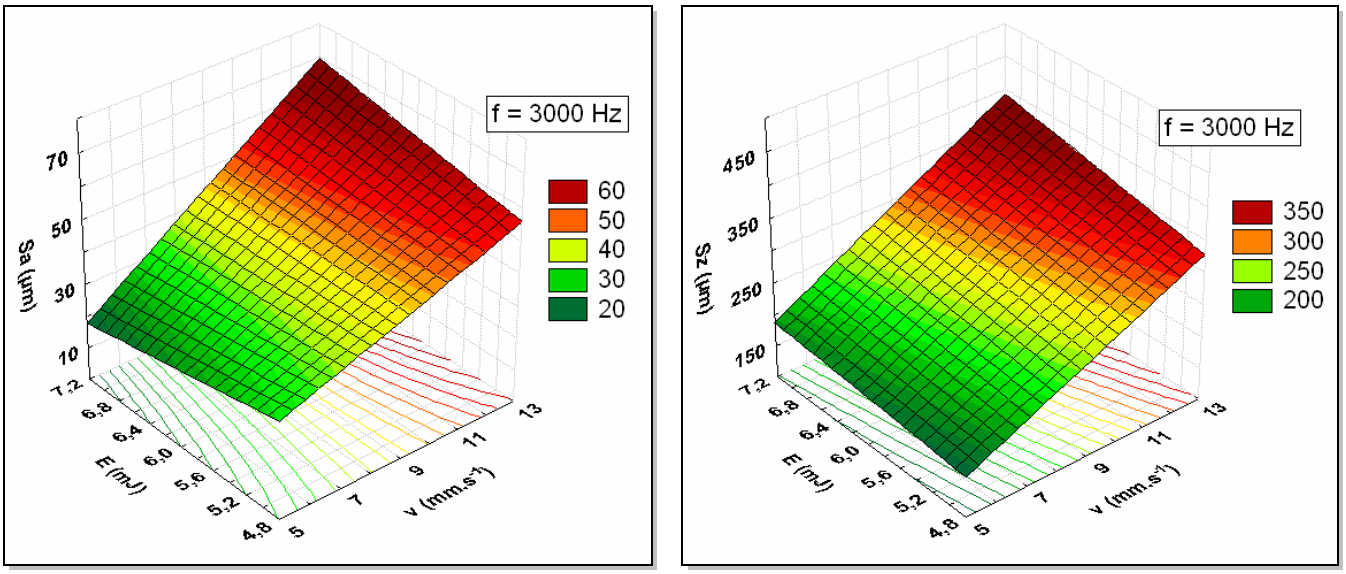
Après cette étude on peut conclure que, pour les conditions expérimentales étudiées, le débit volumique maximal est obtenu en travaillant avec une énergie de 7 mJ, une fréquence de 4000 Hz en utilisant une vitesse de 6 mm.s^{-1} (Tableau I.9, AA6056 – essais 4). Mais, afin d'obtenir une bonne qualité de surface (faible rugosité) il faut travailler avec une faible fréquence des impulsions (Tableau I.9, AA6056 – essais 2) ce qui est contradictoire avec l'obtention d'un grand débit volumique. Cet inconvénient peut être contourné en baissant la vitesse de balayage du faisceau laser. En conséquence, la productivité du processus de

texturation décroît. Donc, à la lumière de ces résultats, dans le cas de l'alliage d'aluminium, nous ne pouvons pas déterminer une direction à suivre afin d'optimiser le processus de texturation par faisceau laser.



a) Rugosité S_a b) Rugosité S_z

Figure I.44 – AA6056 – Variations de la rugosité de surface avec la vitesse et la fréquence des impulsions



a) Rugosité S_a b) Rugosité S_z

Figure I.45 – AA6056 – Variations de la rugosité de surface avec la vitesse et l'énergie par impulsion

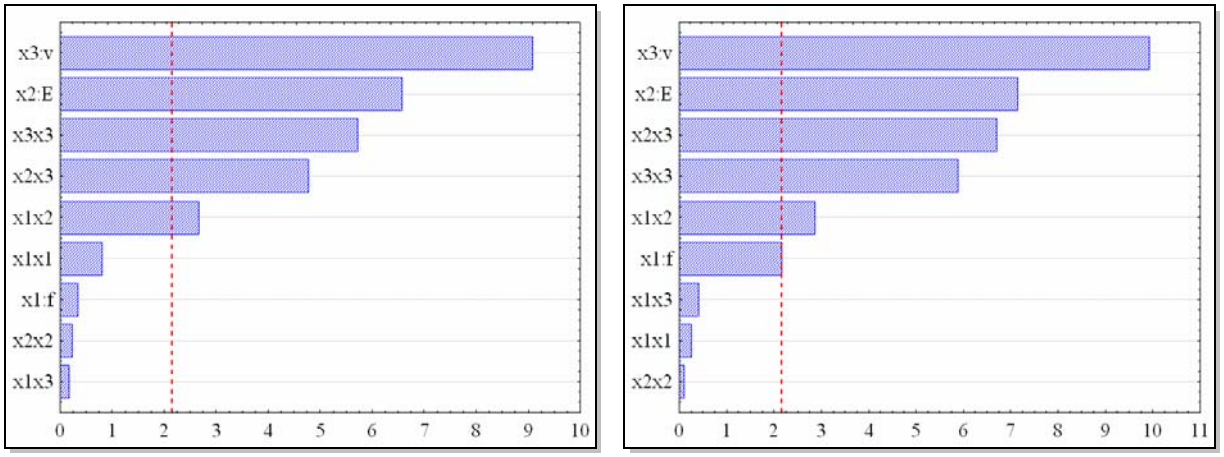
L'objectif de la partie suivante sera donc, de quantifier les interactions entre les facteurs d'influence afin d'arriver au meilleurs compromis possible entre productivité et rugosité de surface. L'existence de fortes interactions de l'énergie avec les deux autres facteurs étudiés est mise en évidence sur les figures I.43 et I.45a par la courbure des surfaces de réponse. Ceci empêche d'identifier dans quelle direction se situe l'optimum. De toute façon les directions que nous pourrions suivre sortent du domaine d'exploitation de cette source laser ou aboutissent à la détérioration d'une des fonctions objectif.

I.5.3.3.Développement des modèles quadratiques

Dans le but de trouver les valeurs des facteurs d'influence nous permettant d'avoir le meilleur compromis entre le débit volumique et la rugosité de surface (la plus faible rugosité pour un débit volumique $D_v > 1$ $mm^3.min^{-1}$), nous avons développés des modèles quadratiques décrivant la variation des fonctions composées avec les paramètres opératoires. Afin d'atteindre cet objectif, on a déterminé les effets provoqués (Tableau I.26) par les facteurs sur les fonctions objectifs en utilisant les résultats présentés dans le Tableau I.12.

Tableau I.26 – Effets provoqués sur les fonctions objectifs et les coefficients de régression

Fonction composée D_v/S_a										
Effets provoquées	E_T	E_1	E_2	E_3	E_{12}	E_{13}	E_{23}	E_{11}	E_{22}	E_{33}
	18,59	0,70	13,67	-18,85	7,26	0,45	-12,96	-1,53	0,47	10,99
Coefficients régression	b_0	b_1	b_2	b_3	b_{12}	b_{13}	b_{23}	b_{11}	b_{22}	b_{33}
	18,59	0,35	6,83	-9,43	3,63	0,23	-6,48	-0,76	0,23	5,49
Fonction composé D_v/S_z										
Effets provoquées	E_T	E_1	E_2	E_3	E_{12}	E_{13}	E_{23}	E_{11}	E_{22}	E_{33}
	3,015	-0,562	1,854	-2,575	0,979	0,140	-2,271	0,064	0,028	1,413
Coefficients régression	b_0	b_1	b_2	b_3	b_{12}	b_{13}	b_{23}	b_{11}	b_{22}	b_{33}
	3,015	-0,280	0,927	-1,287	0,489	0,070	-1,135	0,032	0,014	0,070



a) Fonction composée D_v/S_a b) Fonction composée D_v/S_a

Figure I.46 – AA6056 – Amplitudes des effets provoqués sur les fonctions objectifs

En analysant les histogrammes de Pareto (Figure I.46) on observe que, pour les fonctions composées, la vitesse reste le facteur le plus influent et qu'il est suivi par l'énergie des impulsions. On observe une modification de situation. Si la fréquence présente une influence significative sur le débit volumique et sur la rugosité de la surface, dans le cas des fonctions composées, l'effet provoqué par son terme linéaire « f » est petit mais, son influence est retrouvée dans l'interaction avec l'énergie par impulsion. On observe également que, l'influence provoquée par l'interaction entre la vitesse et l'énergie des impulsions devient plus forte que dans le cas précédent (essais exploratoires).

Aussi, en ne tenant compte que des facteurs et des interactions qui ont une influence significative sur les fonctions objectifs, les modèles de régression proposés ont les formes présentées par les équations (I.19) et (I.20).

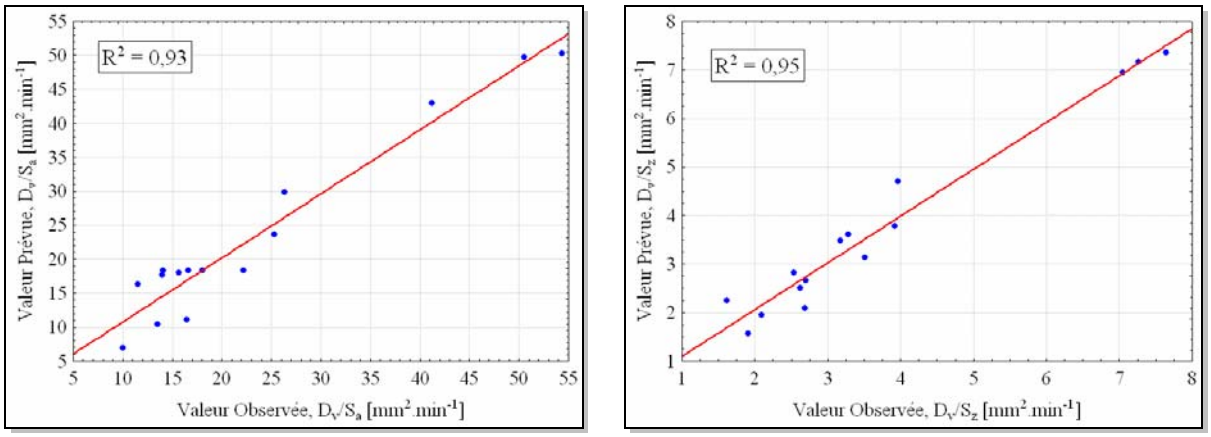
$$\frac{D_v}{S_a} = 18{,}594 + 6{,}833\ x_2 - 9{,}426\ x_3 + 3{,}628\ x_1x - 6{,}478\ x_2x_3 + 5{,}494\ x_3^2 \qquad \textbf{(I.19)}$$

$$\frac{D_v}{S_z} = 3{,}015 - 0{,}280\ x_1 + 0{,}927\ x_2 - 1{,}287\ x_3 + 0{,}489\ x_1x_2 - 1{,}135\ x_2x_3 + 0{,}706\ x_3^2 \qquad \textbf{(I.20)}$$

Les modèles ont été validés à l'aide du même test de Fisher (Tableau I.27) et leur précision d'estimation, pour un niveau de confiance de 95%, est de 93% (D_v/S_a) et 95% (D_v/S_z) (Figure I.47). Les surfaces de réponse correspondant aux modèles proposés et les courbes d'isoréponse sont présentées sur les figures I.48 et I.49.

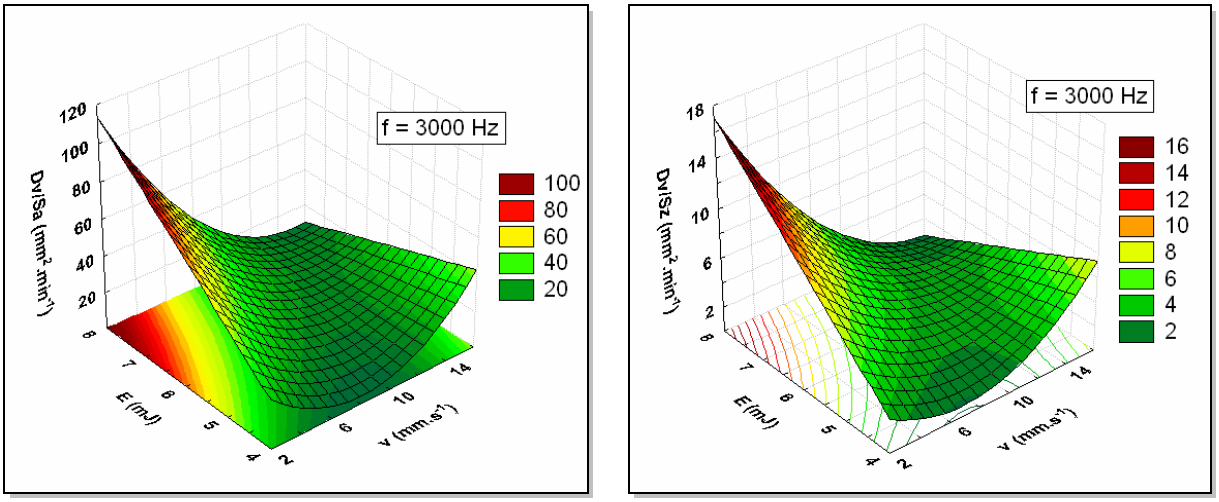
Tableau I.27 – AA6056 – Résultats du test de Fisher

Fonction objectif	Critère statistique - Fisher	
	Valeur critique	Valeur calculée
D_v/S_a	$F_{0.05,4;7} = 3,39$	$F_{calc} = 2,33$
D_v/S_z	$F_{0.05,4;7} = 3,44$	$F_{calc} = 1,49$



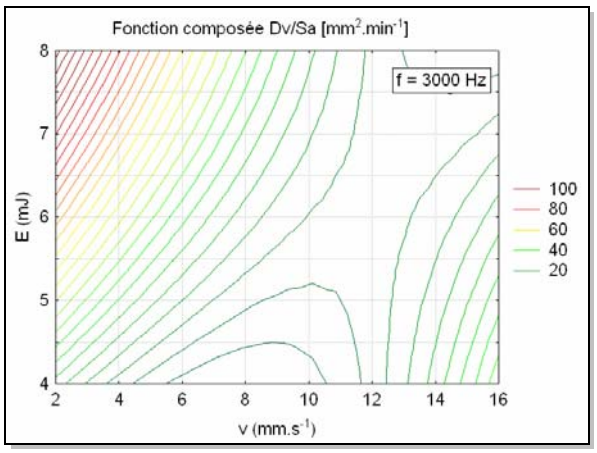
a) Fonction composée D_v/S_a b) Fonction composée D_v/S_z

Figure I.47 – AA6056 – Corrélation entre les valeurs mesurées et celles estimées

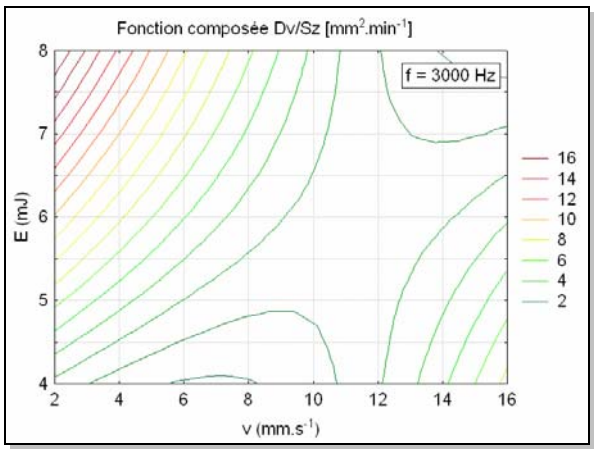


a) Fonction composée D_v/S_a b) Fonction composée D_v/S_z

Figure I.48 – AA6056 – Surfaces de réponse correspondant aux modèles proposés



a) Fonction composée D_v/S_a



b) Fonction composée D_v/S_z

Figure I.49 – AA6056 – Courbes d'isoréponses

Après analyse des résultats, on peut conclure que dans le cas de la texturation de l'alliage d'aluminium par faisceau laser :

- la vitesse de balayage et l'énergie par impulsion sont les éléments de première importance pour maximiser les fonctions objectifs ;
- l'influence de la fréquence de l'impulsion est observée seulement par le biais de son interaction avec l'énergie ;
- la forme complexe de la surface de réponse (Figure I.48) est typique de la forte interaction qui existe entre la vitesse et l'énergie par impulsion ;
- on note que les valeurs des fonctions augmentent lorsque la vitesse décroit et que l'énergie par impulsion augmente. Cette tendance peut être expliquée, en première approche, par le fait que plus on apporte de l'énergie plus on vaporise de la matière ;
- les tendances enregistrées pendant les essais exploratoires sont conservées et, du fait de la forte interaction entre la vitesse et l'énergie par impulsion, les surfaces de réponse ne présentent pas de maximum. Dans ce cas, afin d'obtenir la plus petite rugosité tout en ayant un débit volumique important, il faut travailler avec une faible vitesse ($v = 2 – 4$ mm.s^{-1}) et une grande énergie ($E > 8$mJ) tout en restant dans le domaine de fréquence compris entre 1000 et 3000 Hz. Dans ces conditions il est possible d'obtenir un débit volumique de 1,10 mm^3.min^{-1} et une rugosité S_a voisine de 15 µm.

I.5.3.4.Conclusion

L'étude préliminaire de quatre facteurs (E, f, v, it) sur le processus de texturation par faisceau laser de l'alliage d'aluminium, a révélé que hors l'interligne, tout les autres ont une influence significative sur le débit volumique. La rugosité est influencée significativement par la fréquence et la vitesse de balayage. Nous avons observé que nous nous ne pouvons pas obtenir en même temps un débit volumique grand et une faible rugosité, dans les conditions préliminaires explorés.

Par la suite, nous avons conçu un plan d'expérience factoriel complet en prenant comme point central, le meilleur compromis entre une « faible » rugosité et un débit volumique élevé obtenu pendant les essais préliminaires. Le but a été d'analyser l'évolution des fonctions objectifs (D_v, S_a, S_z) avec les facteurs d'influence déterminés comme étant significatives pendant les essais préliminaire. Les résultats ont montre que il y a une très grande interaction entre l'énergie par impulsion est deux autres facteurs, nous empêchant d'identifier dans quelle direction se situe l'optimum.

En conséquence, afin d'arriver au meilleurs compromis possible entre productivité et rugosité de surface, par la suite nous avons développés des modèles quadratiques. Le but a été de quantifier les interactions entre les facteurs d'influence et d'analyser leur influence sur la variation des fonctions composées. Les résultats montrent que le domaine ou nous pourrions avoir une faible rugosité pour un débit volumique supérieur à 1 $mm^3.min^{-1}$, sorte du domaine d'exploitation de cette source laser (Figure I.50).

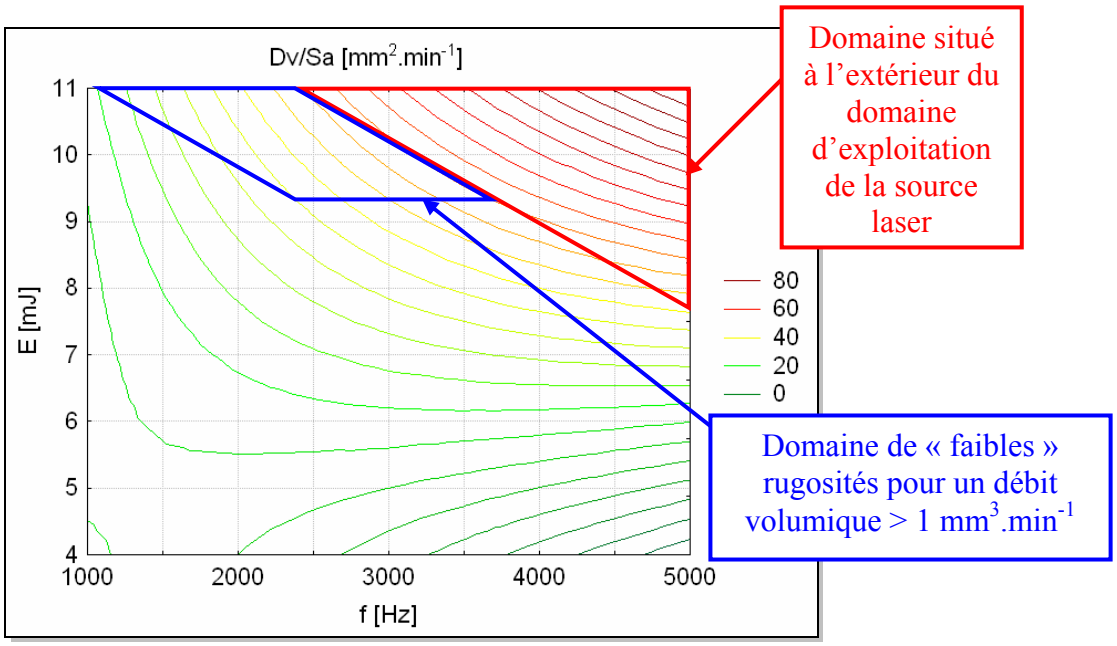
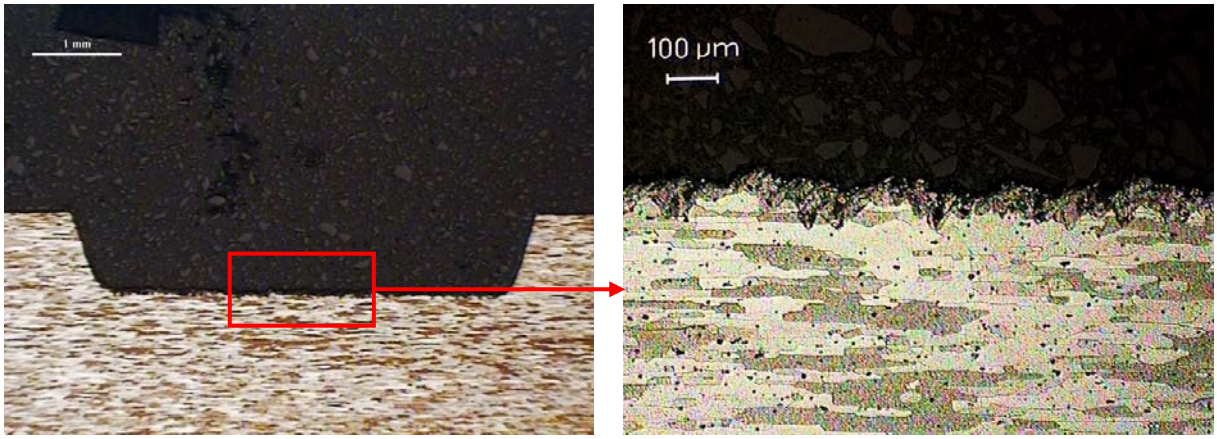


Figure I.50 – Domaine de travaille - cas de l'alliage d'aluminium AA6056

En conclusion, dans le cas de la texturation de l'alliage d'aluminium par faisceau laser, la plus petite rugosité pour un débit volumique supérieur à 1 $mm^3.min^{-1}$ à été obtenue pour les paramètres opératoires présentés dans la figure ci-dessous (Figure I.51)



Paramètres opératoires :

f = 2000 Hz
E = 10 mJ
v = 4 $mm.s^{-1}$
it = 30 µm

Réponses :

D_v = 1,10 $mm^3.min^{-1}$
S_a = 12,5 µm
S_z = 68,3 µm

Figure I.51 – AA6056 – Coupes transversales

I.6. Conclusions

L'approche statistique a permis de mettre en évidence les facteurs influents sur le processus de texturation par faisceau laser. En utilisant une méthode expérimentale moderne, on a réalisé des recherches sur l'influence des facteurs sur la productivité du processus (débit volumique) et sur la qualité de la surface obtenue (rugosité).

En partant d'essais préliminaires de hiérarchisation et en passant par des essais exploratoires on a déterminé des couples de facteurs qui permettent d'obtenir les meilleures valeurs pour les fonctions objectifs étudiées (D_v, S_a, S_z, D_v/S_a, D_v/S_z). L'utilisation de l'approche statistique a permis de faire un tri entre les facteurs ayant une influence significative et ceux non significatifs sur le processus de texturation par faisceau laser.

L'analyse des résultats montre que le débit volumique est fortement influencé par l'énergie et par la fréquence des impulsions. Plus on apporte d'énergie et plus la fréquence et élevée, plus le débit volumique croît. Cette tendance est observée pour les trois matériaux à condition que, dans le cas de l'aluminium on reste dans le domaine de fréquences compris entre 1000 et 3000Hz. On note que la vitesse de balayage n'a pas d'influence significative sur le débit volumique.

En ce qui concerne la rugosité de la surface on remarque une différence entre les trois matériaux. Alors que pour l'acier inoxydable et pour l'alliage de titane on observe une décroissance de la rugosité avec l'augmentation de la fréquence, pour l'alliage d'aluminium on enregistre une croissance de cette rugosité. On peut observer que, si pour l'alliage d'aluminium la rugosité est fortement influencée par la vitesse de balayage, pour les deux autres matériaux elle n'a pas d'influence significative.

Afin de minimiser la rugosité tout en gardant un débit volumique élevé on a fait appel à un plan composite centré. Ainsi on a pu déterminer des conditions de travail et des couples de facteurs permettant d'atteindre notre objectif.

L'analyse des résultats montre que dans le cas de l'acier inoxydable, pour obtenir une grande productivité avec une bonne qualité de surface, il faut travailler avec :

- une fréquence f = 10,5 kHz ;
- une énergie E = 5 mJ ;

en utilisant une vitesse de balayage constante de 9 $mm.s^{-1}$ et un interligne de 30 µm.

En travaillant avec les mêmes vitesse et interligne, sur un alliage de titane, une bonne qualité de la surface et une productivité élevées sont obtenues pour :

- une fréquence f = 12 kHz ;
- une énergie E = 5 mJ ;

En revanche il ne semble pas possible d'obtenir, à la fois une bonne qualité de surface et une bonne productivité sur l'alliage d'aluminium. Il faut faire un compromis entre les deux. Ainsi, l'analyse des résultats montre qu'on peut obtenir un débit volumique importante (1,10 $mm^3.min^{-1}$) si on se contente d'une qualité moyenne de la surface caractérisée par sa rugosité S_a = 15µm.

A ce stade, nous pourrons affirmer que notre objectif a été atteint. Il s'agissait de mettre en évidence les actions des facteurs d'influence sur la qualité et la productivité, et d'optimiser le processus de texturation de surface métallique par laser.

Si nous comparons les résultats obtenus dans le processus de texturation par faisceau laser avec les résultats obtenus par d'autres méthodes de texturation (Tableau I.28) on peut dire qu'il est possible de choisir le laser pour réaliser des textures de surface nécessitant une grande finesse et semblables à des textures telles que le cuir ou le bois.

Tableau I.28 – Caractéristiques du processus de texturation de surface obtenues par d'autres méthodes [Arino'04], [Balasubramaniam'02], [Kalpakjian'03]

Procédé	Débit volumique	Rugosité	Observations
Attaque chimique	-	S_a = 4 – 30µm	Vitesse d'attaque entre 0,025 – 0,1 $mm.min^{-1}$
Electroérosion	1 $cm^3.min^{-1}$	R_a = 10 – 30µm	Seulement matériaux conducteurs
	1-4 $mm^3.min^{-1}$	R_a = 0,8 – 1,6 µm	
Sablage (jet abrasif)	Faible	R_a = 30 µm	Jet peu résolu
Laser*	1-2,3 $mm^3.min^{-1}$	S_a = 4 – 15 µm	Pour tout les matériaux opaques à la longueur d'onde du laser

*les résultats obtenus dans cette étude et en fonction du matériau usiné

Cette première étape étant franchie, nous allons nous intéresser à la modélisation des mécanismes thermo-physiques se produisant lors de l'interaction du faisceau laser avec les surfaces métalliques.

Ensuite une mise en relation des résultats acquis par le biais des deux méthodes nous permettra de mieux maîtriser le procédé de texturation.

II. Modélisation des phénomènes thermique 1D de l'interaction laser-matière et corrélation de celle-ci avec la modélisation expérimentale

II.1. Introduction

Dans le chapitre précédent nous avons mis en évidence, en utilisant la méthode des plans d'expériences, l'influence des paramètres de traitement laser sur le processus de texturation. Cette méthode nous a permis d'optimiser les performances du procédé. La modélisation expérimentale permet de mettre en évidence les liens entre les facteurs d'influence et les fonctions objectifs. Elle ne permet pas d'analyser les phénomènes physiques intervenant lors du processus. Dans la suite de cette étude nous allons analyser la complexité des phénomènes physiques mis en jeu lors de l'interaction faisceau laser-matière, avec comme but d'en effectuer une modélisation numérique. L'objectif des chapitres II et III est de présenter une modélisation de l'action d'un impact laser lors d'une séquence de chauffage et de refroidissement. Un modèle thermique simple unidimensionnel (chapitre II) permet de mettre en évidence les grandeurs physiques importantes et de comprendre certains résultats expérimentaux. Dans le chapitre suivant (chapitre III) nous montrerons l'importance de la prise en compte de la dynamique du métal liquide.

Donc ce chapitre présente une modélisation des phénomènes thermiques 1D pour différentes combinaisons des facteurs d'influence utilisés dans la modélisation expérimentale. Les résultats permettent de mieux comprendre le comportement des trois matériaux et d'expliquer la différence de comportement de l'alliage d'aluminium par rapport aux deux autres.

Durant tout ce travail, la résolution des équations physiques (équations aux dérivées partielles) est obtenue par la Méthode des Eléments Finis (FEM : Finite Element Method). Celle-ci permet de discrétiser en sous-ensemble un objet ou une partie d'un objet dont on veut étudier certaines de ses propriétés. Ces sous-ensembles sont appelés éléments et sont

connectés entre eux par des nœuds. La discrétisation, dans ce cas, porte le nom de maillage. Ainsi notre objet est représenté par des fonctions définies sur chaque élément. Ces fonctions locales ont l'avantage d'être plus simples que celles que l'on pourrait éventuellement utiliser pour représenter la totalité de l'objet. Ce sont en particulier des polynômes ou des fonctions harmoniques.

Afin d'atteindre notre objectif, nous utilisons le logiciel COMSOL Multiphysics© [Comsol'04], [Comsol'05]. Celui-ci est basé sur les équations aux dérivées partielles (EDP) et offre une interface avec tous les outils nécessaires à l'implémentation et à la résolution des modèles multi physiques. La génération du maillage est automatique et il peut être adaptable (éléments variables en dimension). Ceci conduit à une excellente précision numérique. En revanche cette méthode nécessite plus de temps de calcul que la méthode des différences finies.

II.2. Etat de l'art de la modélisation numérique

L'usinage laser utilise un faisceau focalisé sur la pièce. Le résultat de son interaction avec une surface métallique est l'apparition d'un phénomène de chauffage pouvant conduire à la fusion voir la vaporisation et puis, peut-être à la ré-solidification d'une partie de l'élément chauffé. La compréhension de l'évolution temporelle du champ thermique, pendant l'interaction laser – matière, constitue un des facteurs les plus importants pour l'assurance d'une qualité désirée du processus d'usinage. La bonne détermination du champ thermique représente un aspect majeur des modèles pour le processus.

Un modèle de champ thermique à trois dimensions pour l'usinage laser a été développé pour la première fois avec une source gaussienne par Mazumder et Steen en 1980 [Mazumder'80]. Avec ce modèle, il est possible d'obtenir le profil de température et celui de la fusion pour une pièce de longueur infinie mais avec une épaisseur et une largeur finies. Un autre modèle [Shen'00] donnant la profondeur du bain fondu et l'évolution de la température en fonction du temps, a été développé en considérant que les phénomènes de chauffage et fusion sont des processus linéaires, et que les paramètres du matériau sont indépendants de la température. Avec ce modèle, on peut résoudre le phénomène de transfert thermique

unidimensionnel par conduction pour une pièce semi infinie, permettant de connaître l'évolution temporelle de la profondeur du bain fondu et la distribution de la température.

Le premier modèle unidimensionnel prenant en compte la vaporisation d'un matériau irradié a été proposé dans les années 70 par Ready [Ready'71]. En 1976, Von Allmen [Von Allmen'76] a établit un autre mécanisme d'enlèvement du matériau : les vapeurs formées créent une pression de recul qui aide à l'éjection du matériau fondu. Cette théorie d'enlèvement de la matière par la pression de recul a permis d'établir un ordre de grandeur de la vitesse de perçage avec des impulsions laser d'une durée l'ordre de la micro à la milliseconde. En 1995 [Anisimov'95] a proposé un modèle donnant un résultat plus exact du mouvement du front liquide, qui est, en général, traité du point de vue du « problème de Stefan ». A partir de ce modèle, a été développé un modèle à deux dimensions du phénomène de vaporisation, qui peut prédire le champ de chaleur dans la zone d'irradiation et qui suppose que le bain fondu ne se déplace pas. Cette hypothèse est valide si l'intensité absorbée est suffisante pour réaliser la vaporisation sans matière fondue résiduelle, ou si la durée d'impulsion est très courte [Semak'97a]. Pour une intensité faible ou pour une durée d'impulsion longue, la pression de recul a une très grande influence sur le processus de mise en mouvement du bain fondu. En 1997, Semak et Matsunawa [Semak'97b] ont déterminé que pour des densités de puissance comprises entre 5 et 10 $MW.cm^{-2}$ et pour une durée d'interaction plus grande que la valeur d'excitation des électrons du matériau, l'éjection du bain fondu est principalement due à la pression de recul. De plus, ces considérations thermiques incluent des simulations du profil du bain fondu en utilisant les conditions de Stefan et des modèles physiques quantitatifs prenant en compte les enthalpies de transformation. Pour des problèmes avec de multiples phases, en 2003 Verhoeven [Verhoeven'03] a développé un modèle plus performant afin d'analyser l'interaction faisceau laser-matière.

Dans le cas de l'usinage laser, d'autres phénomènes, comme la formation du plasma, ajoutent aux phénomènes thermiques. Cette formation a une très grande influence sur l'absorption du faisceau laser par les matériaux [Herziger'86a]. En étudiant, la cinétique du plasma et son influence sur l'absorption, il a été montré que le maximum d'efficacité et la qualité optimale de la surface usinée ne peuvent être obtenus que dans une gamme étroite d'intensités du faisceau laser [Herziger'86b]. Un modèle fondamental de formation du plasma a été proposé par Finke en 1990 [Finke'90] en considérant que le plasma formé a un degré d'ionisation faible et que le transfert d'énergie se réalise principalement sous l'action de l'énergie cinétique et d'ionisation.

Dans la majorité des investigations analytiques et numériques, le faisceau laser est considéré de section circulaire avec une distribution gaussienne de l'intensité. L'influence des caractéristiques du faisceau laser dans la région de focalisation ont été étudiées par Olsen et Swope en 1992 [Olson'92]. Les études on été réalisées du point de vue de la divergence du faisceau et du changement de dimension du faisceau dans la zone focale.

Une catégorie spéciale de procédés laser utilise des impulsions laser très courtes, de l'ordre de quelques nanosecondes. Quand une impulsion laser très courte est utilisée pour usiner un matériau, la théorie de Fourier n'est plus exacte. Dans ce cas, on a fait appel à la théorie cinétique électronique pour réaliser la modélisation du profil de températures [Yilbas'99]. Les équations de non équilibre pour le transport d'énergie, du champ thermique et de l'analyse thermomécanique doivent être résolues à un niveau microscopique à cause de la collision entre atomes [Yilbas'01]. En ce qui concerne l'usinage des matériaux avec un faisceau laser de grande puissance et de durée d'impulsion de l'ordre de la nanoseconde, on a observé que le processus d'interaction se déroule avec une phase d'évaporation explosive. En effet, la température de la cible peut arriver très vite à une valeur proche de la température de vaporisation. Ce comportement a été étudié à l'aide de la simulation numérique par Xu et al. en 1999, en utilisant le modèle unidimensionnel en conduction thermique [Xu'99].

II.3. Phénomènes induits lors de l'interaction faisceau laser-matière

L'interaction laser matière est un processus très complexe et ce n'est que dans quelques cas que le faisceau laser peut être considéré comme une simple source de chaleur. Les phénomènes se produisant pendant le processus d'interaction laser matière sont l'objet d'une forte préoccupation pour les chercheurs, depuis l'apparition des lasers.

L'absorption, le chauffage, la fusion, la vaporisation, l'effet « piston », la formation du plasma, la convection Maragoni, l'instabilité Kevin-Helmholtz sont quelques aspects de l'interaction faisceau laser matière [Schaaf'02]. Tous ces aspects peuvent avoir des influences très importantes dans la mise en œuvre de l'usinage des matériaux métalliques par faisceau laser.

En général les mécanismes qui ont lieu pendant l'interaction faisceau laser matière se basent sur la transformation de l'énergie absorbée en chaleur, qui est ensuite dissipée dans le

matériau par conduction thermique et pouvant conduire à une fusion locale. Dans certains cas un phénomène de combustion lié à un apport d'oxygène aide le processus par la réduction de la viscosité et des tensions superficielles du métal liquide.

Les phénomènes physiques induits lors de l'interaction faisceau laser-matière sont principalement influencés par les caractéristiques du faisceau laser utilisé et par les caractéristiques physiques des matériaux traités. En analysant tous les facteurs ayant une influence sur le processus d'usinage par laser [Nichici'01], on peut dire que l'absorptivité des matériaux présente une influence sur la quantité d'énergie absorbée et sur le déroulement des phénomènes thermiques (chauffage, fusion, vaporisation, etc.). Des études ont montré que le facteur d'absorption augmente avec la longueur d'onde et qu'il est proportionnel à la résistivité électrique du matériau étudié. Toutefois le facteur d'absorption ne dépend pas seulement de la longueur d'onde, mais aussi de l'angle d'incidence faisceau laser-matière (angle de Brewster), de la rugosité de surface et de la température du matériau. La plupart des matériaux présentent une augmentation de l'absorptivité avec la température.

La quantité d'énergie absorbée dans le matériau dépend également de la durée d'impulsion et de la diffusivité thermique du matériau. Une diffusivité thermique faible induit un dépôt d'énergie en surface du matériau conduisant à des phénomènes de fusion et vaporisation en surface, le reste du matériau restant froid.

Les éjections de matière (vapeur, micro voir nanogouttelettes, électron, ions), qui se produisent lors de l'irradiation d'une surface par un faisceau laser, jouent un rôle majeur sur le processus d'usinage des matériaux : modification possible de l'indice de réfraction par les vapeurs, diffusion du faisceau par les nanogouttelettes, transfert local d'énergie suite à des interactions avec les champs présents dans le plasma, etc.

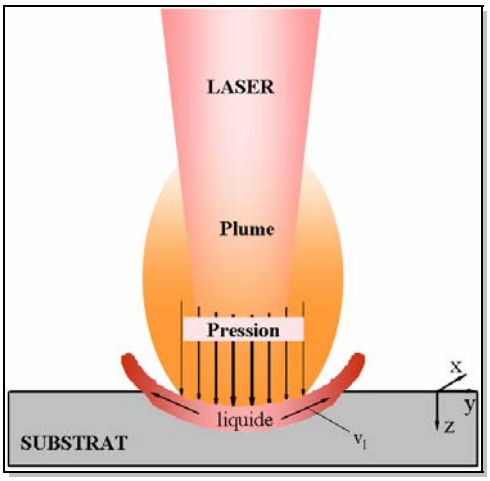


Figure II.1 - La présentation schématique du mécanisme du piston

Les phénomènes de transport du matériau liquide, par évaporation ou par les mouvements hydrodynamiques dépendent des gradients de température et de pression dans la zone concernée. L'éjection du matériau fondu sous un régime d'écoulement hydrodynamique est influencée par la surpression (pression de recul) créée par le plasma. La différence de pression créée entre la pression atmosphérique et la pression de recul agit comme un piston sur le bain fondu et génère le mouvement du liquide du centre vers les bords. Ce phénomène est présenté de façon schématique sur la Figure II.1.

En conclusion les phénomènes physiques ayant lieu durant l'usinage par laser sont très complexes et doivent tous être étudiés pour une bonne compréhension du processus étudié. En général les phénomènes physiques qui ont lieu sont les mêmes, mais ils dépendent des caractéristiques du faisceau laser et des propriétés thermiques et physiques du matériau traité.

II.4. Etudes préliminaire sur l'interaction faisceau laser matière

II.4.1. Mise en œuvre d'un modèle thermique 1D

II.4.1.1.Modèle 1D : Flux constant

Dans un premier temps, nous avons mis en œuvre un modèle unidimensionnel (Figure II.2) soumis à un flux constant. Nous avons considéré un transfert thermique instationnaire décrit par l'équation II.1:

$$\rho Cp \frac{\partial T}{\partial t} + \vec{\nabla} \cdot (-k \vec{\nabla} T) = 0 \qquad \textbf{(II.1)}$$

Le dépôt d'énergie se réalise sous la forme d'un flux surfacique φ_0 avec une distribution constante en surface (équation II.2). La distribution temporelle de l'énergie, fournie par la machine laser utilisée lors d'une impulsion, varie d'après une fonction lognormale (cf. annexe II). Dans le but d'obtenir un modèle simple et convergent, nous avons

considéré une distribution temporelle constante de la puissance avec une valeur de l'énergie par impulsion égale à celle obtenue expérimentalement.

$$\varphi_0 = \frac{P_c}{\pi R^2} \qquad \textbf{(II.2)}$$

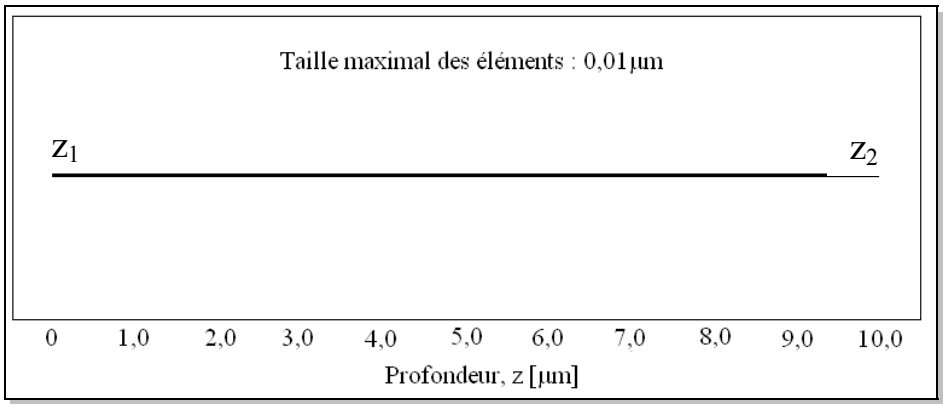


Figure II.2 – Géométrie du modèle unidimensionnel

La quantité d'énergie absorbée φ par le matériau dépend de son facteur d'absorption au rayonnement laser Nd :YAG.

$$\varphi = \alpha \cdot \varphi_0 \qquad \textbf{(II.3)}$$

avec α le facteur d'absorption, P_c la puissance crête du laser et R le rayon du faisceau laser focalisé sur la pièce. Pour nos études nous avons considéré que le facteur d'absorption ne varie pas avec la température de la surface.

A l'instant initial (t = 0) nous avons considéré que la pièce présente une température initiale T_0 = 300 K. La géométrie est un segment dont il faut imposer les conditions aux limites :

- la face inférieure ($z = z_2$) a pour condition limite $T = T_0$;

- pendant la phase d'irradiation, la face supérieure ($z = z_1$) est irradiée par le flux laser surfacique φ_0 tant que $0 < \tau \leq \tau_{laser}$. A partir de la fin de l'impulsion ($\tau > \tau_{laser}$), le

refroidissement de la pièce se réalise par convection et rayonnement avec l'extérieur (de température T_0) (équation II.4).

$$-\vec{n}(-k\vec{\nabla}T) = \left| \begin{array}{ll} \varphi + h_{air}(T_0 - T) + \varepsilon\sigma_{SB}(T_0^4 - T^4) & si \quad 0 \le \tau \le \tau_{laser} \\ h_{air}(T_0 - T) + \varepsilon\sigma_{SB}(T_0^4 - T^4) & si \quad \tau > \tau_{laser} \end{array} \right. \qquad \textbf{(II.4)}$$

avec h_{air} le coefficient d'échange convectif, ε l'émissivité du matériau et σ_{SB} la constante de Stefan-Boltzmann ($\sigma_{SB} = 5{,}67.10^{-8}$ $W.m^{-2}.K^{-4}$).

La prise en compte du changement de phases et des propriétés physiques des matériaux à l'état solide et liquide peut être faite en utilisant soit une fonction Heavyside, soit une fonction d'interpolation. L'utilisation de la fonction d'interpolation est intéressante dans le cas où on connaît plusieurs valeurs de l'évolution des propriétés physiques des matériaux avec la température. Cependant nous disposons de peu d'informations sur les propriétés physiques considérées (une valeur à l'état solide et une valeur à l'état liquide). L'utilisation de la fonction Heavyside devient intéressante, mais entraîne des instabilités numériques. Nous avons utilisé une fonction d'Heavyside lissée (deux fois derivable), notée *flc2hs* (Figure II.3). La syntaxe utilisée, dans le cas de la variation de la propriété physique « *x* » avec la température, est la suivante :

$$x_s + (x_l - x_s) \cdot flc2hs(T - T_f, \Delta T) \qquad \textbf{(II.5)}$$

où x_s et x_l sont respectivement les valeurs de la propriété physique « *x* » à l'état solide et à l'état liquide, T_f la température de fusion du matériau.

Le terme ΔT définit la demi-largeur de l'intervalle sur lequel la fonction change de valeur (Figure II.3). La fonction *flc2hs* vaut ainsi zéro lorsque $|T - T_f| > \Delta T$. La transition est lissée lorsque $|T - T_f| < \Delta T$ et la fonction *flc2hs* prend la valeur 1, émulant ainsi le changement de la propriété physique.

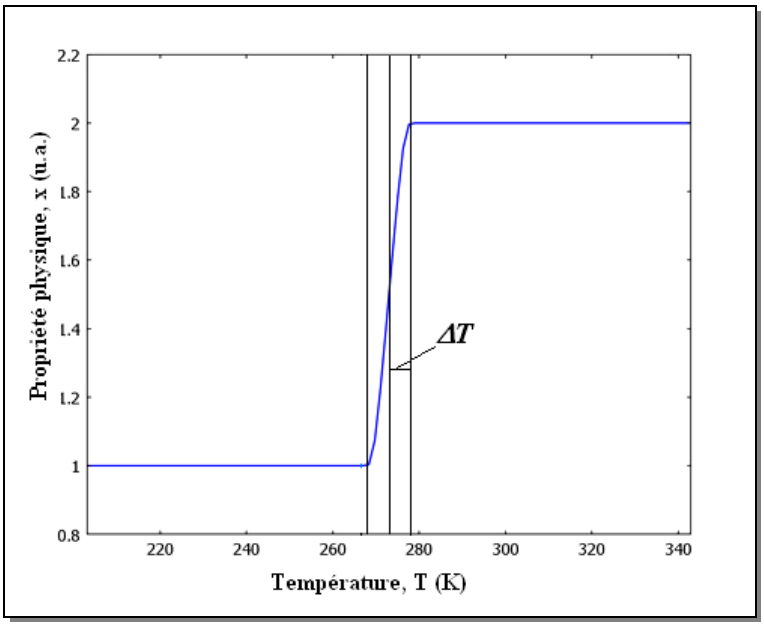


Figure II.3 – Evolution de la propriété physique « *x* » avec la fonction *flc2hs*

La prise en compte des chaleurs latentes (fusion et/ou vaporisation) est réalisée par l'introduction d'un terme supplémentaire *D* dans le modèle (équation II.6).

$$\rho(Cp + D \cdot L_f)\frac{\partial T}{\partial t} + \vec{\nabla} \cdot (-k\vec{\nabla}T) = 0 \qquad \textbf{(II.6)}$$

Le terme supplémentaire *D*, dans ce cas est décrit par une fonction gaussienne normalisée (équation II.7) autour de la température de transition solide – liquide ou liquide – vapeur.

$$D = \frac{exp\left(-\frac{(T - T_{trans})^2}{\delta T^2}\right)}{\sqrt{\pi \delta T^2}} \qquad \textbf{(II.7)}$$

Avec δT la demi-largeur (Figure II.4). La valeur de ce paramètre joue un rôle important dans le résultat et sur le temps de calcul. Plus il est petit, plus la convergence du calcul est difficile à atteindre. Généralement on commence par des valeurs importantes pour trouver des critères de convergence puis on affine au maximum ce paramètre tout en ajustant le maillage qui doit devenir plus fin.

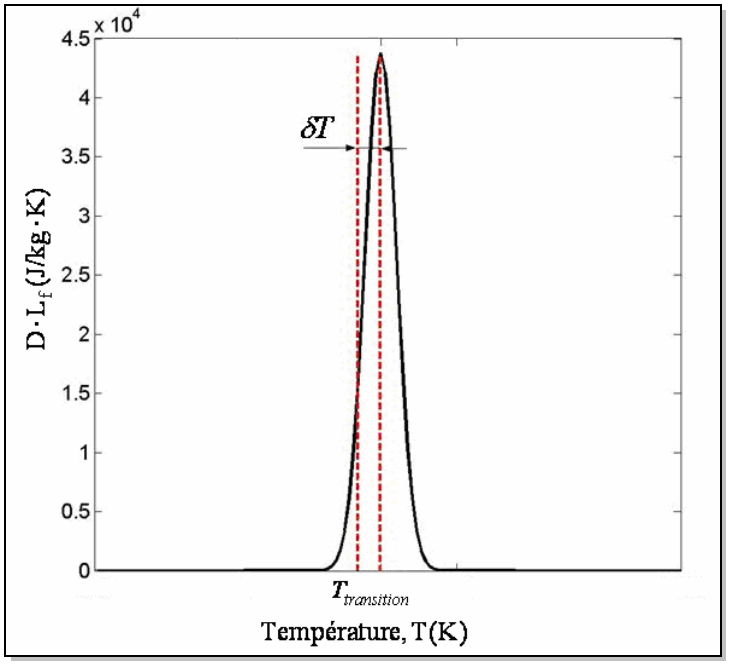


Figure II.4 – Prise en compte de la chaleur latente de fusion

Nous avons effectué des simulations numériques pour les trois matériaux en utilisant les paramètres laser présentés dans le Tableau II.1. La Figure II.5 présente l'évolution de la température en surface en fonction du temps. La Figure II.6 présente la distribution de la température en profondeur à la fin de l'impulsion. Nous notons que le graphique ne permet pas d'observer la rupture de pente dans la zone de solidification pour les alliages 304L et TA6V et la rupture de pente dans la zone de vaporisation dans le cas de l'alliage AA6056. Ceci s'explique par le fait que, le tracé dépend de l'échantillonnage des points enregistrés pendant la simulation numérique.

Tableau II.1 – Paramètres laser – flux constant

Paramètre laser	**Valeurs**
Puissance moyenne, P_m [W]	16
Puissance crête, P_c [W]	6.10^4
Densité de puissance, φ_0 [$W.m^{-2}$]	$7,6.10^{11}$
Energie par impulsion, E [J]	11.10^{-3}
Fréquence des impulsions, f [Hz]	1500
Durée d'impulsion, τ_{laser} [s]	180.10^{-9}
Diamètre du faisceau laser focalisé, d [m]	320.10^{-6}

Tableau II.2 – Résultats obtenus après la modélisation numérique 1D – flux constant

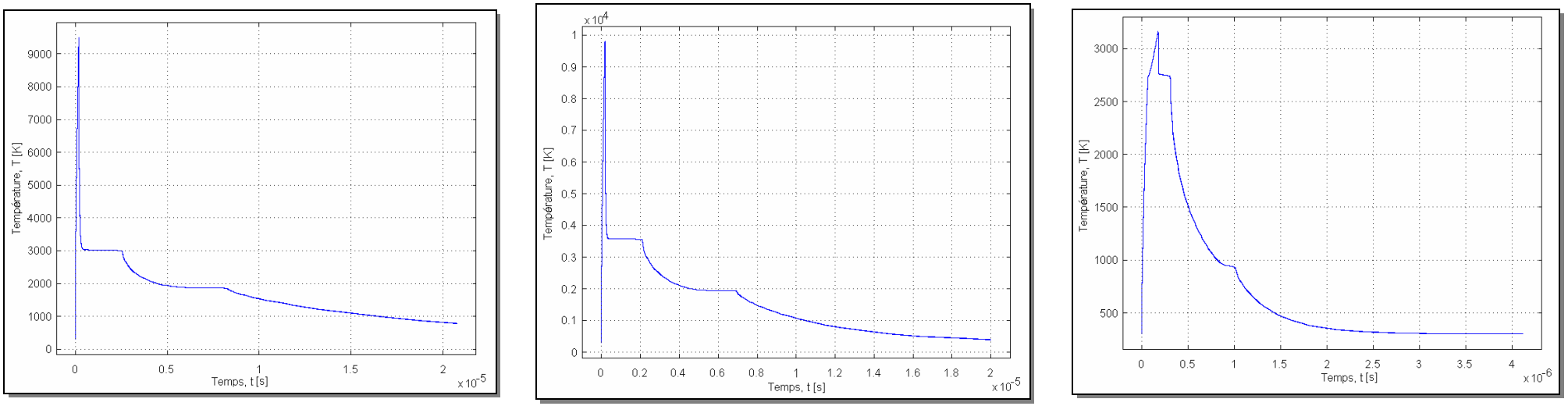
Analyse du	Paramètres analysés	Matériau					
		304L		TA6V		AA6056	
		T_f [K]	T_v [K]	T_f [K]	T_v [K]	T_f [K]	T_v [K]
		1859	3007	1933	3558	933	2740
Chauffage	durée pour atteindre la fusion, τ_f [ns]	1,4		1,2		7,9	
	durée pour atteindre la vaporisation, τ_v [ns]	7		9		72	
	température maximale en surface, T_s [K]	9505		9840		3160	
Profil à $\tau = \tau_{laser}$*	profondeur de l'isotherme de vaporisation, p_v [µm]	0,6		0,83		0,26	
	profondeur de l'isotherme de fusion, p_f [µm]	1,06		1,83		3,05	
	profondeur de l'isotherme à 350K, p_{350K} [µm]	2,75		4,4		9,2	

*τ_{laser} = 180 ns

L'analyse des résultats (Tableau II.2) montre que pour une premier approche le choix d'un modèle 1D est correct afin d'estimer les effets thermiques générés lors de l'interaction faisceau laser-matériau. L'analyse des grandeurs pour les phénomènes thermiques permet de formuler les conclusions suivantes :

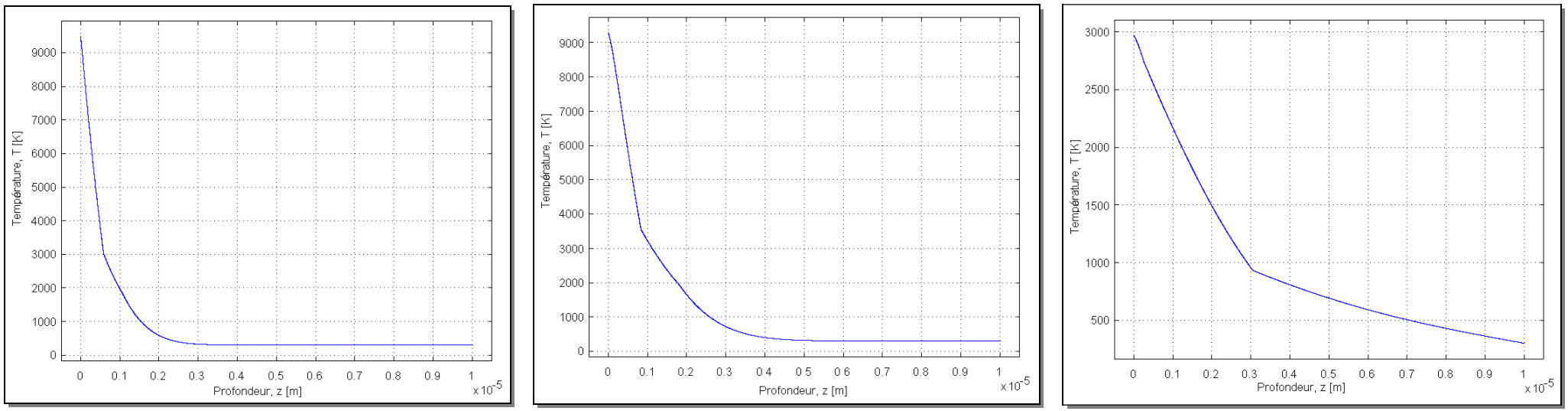
- les profondeurs de pénétration thermique et de la couche de liquide sont faibles comparées au diamètre du faisceau laser focalisé (320 µm). Ceci justifie l'utilisation d'un modèle unidimensionnel pour l'étude du phénomène thermique en profondeur ;
- la température de surface est supérieure à la température de vaporisation pour les trois matériaux. On a donc vaporisation du matériau en surface pour les paramètres laser étudiés ;
- enfin, lors de la modélisation numérique de la phase de chauffage et de refroidissement, on peut se limiter à une pièce d'une dizaine de micromètres d'épaisseur.

Mais ce modèle ne tient pas compte du fait que les vapeurs s'échappent, d'où les grandes températures enregistrées en surface.



a) 304L b) TA6V c) AA6056

Figure II.5 – Evolution de la température en fonction du temps : chauffage et refroidissement



a) 304L b) TA6V c) AA6056

Figure II.6 – Distribution de la température en profondeur à $\tau = \tau_{laser}$

II.4.1.2.Modèle thermique1D : Flux constant, température de surface limitée

Le calcul précédent donne des ordres de grandeur, cependant il ne tient pas compte du fait que la vapeur s'échappe pour former la plume. Donc dans le prochain modèle nous allons considérer que la surface reste à la température de vaporisation. Ceci signifie que nous nous plaçons dans le référentiel lié à la surface réelle de l'isotherme de vaporisation. Dans cette condition nous avons imposé une nouvelle condition limite en surface ($z = z_1$) : on applique le flux constant jusqu'à atteindre la température de vaporisation, puis on considère que la matière s'échappe. Une partie du flux permet de maintenir la surface à T_v et le reste du flux correspond à la vaporisation de la matière.

Afin de maintenir la surface à la température T_v, nous mettons une condition limite d'échange par convection et rayonnement avec un milieu à la température T_v jusqu'à la fin d'impulsion. Le refroidissement se réalise par convection et rayonnement avec un milieu à la température T_0 (équation II.8)

$$-\vec{n}(-k\vec{\nabla}T) = \begin{cases} \varphi + h_{air}(T_0 - T) + \varepsilon\sigma_{SB}(T_0^4 - T^4) & si \quad \left| \begin{array}{l} 0 \le \tau \le \tau_{laser} \\ T < T_v \end{array} \right. \\ h_{air}(T_v - T) + \varepsilon\sigma_{SB}(T_v^4 - T^4) & si \quad \left| \begin{array}{l} 0 \le \tau \le \tau_{laser} \\ T \ge T_v \end{array} \right. \\ h_{air}(T_0 - T) + \varepsilon\sigma_{SB}(T_0^4 - T^4) & si \quad \tau > \tau_{laser} \end{cases} \qquad \textbf{(II.8)}$$

En utilisant la nouvelle condition nous avons réalisé une simulation numérique pour les mêmes paramètres laser (Tableau II.1). Les résultats ainsi obtenus sont regroupés dans le tableau II.5 et les profils de température sont présentés dans les figures II.7 et II.8. Comme dans le cas précédent, nous notons le même problème concernant la non-représentation nette de la rupture de pente dans la zone de changement de phase, liée à l'échantillonnage des points enregistrés pendant la simulation numérique

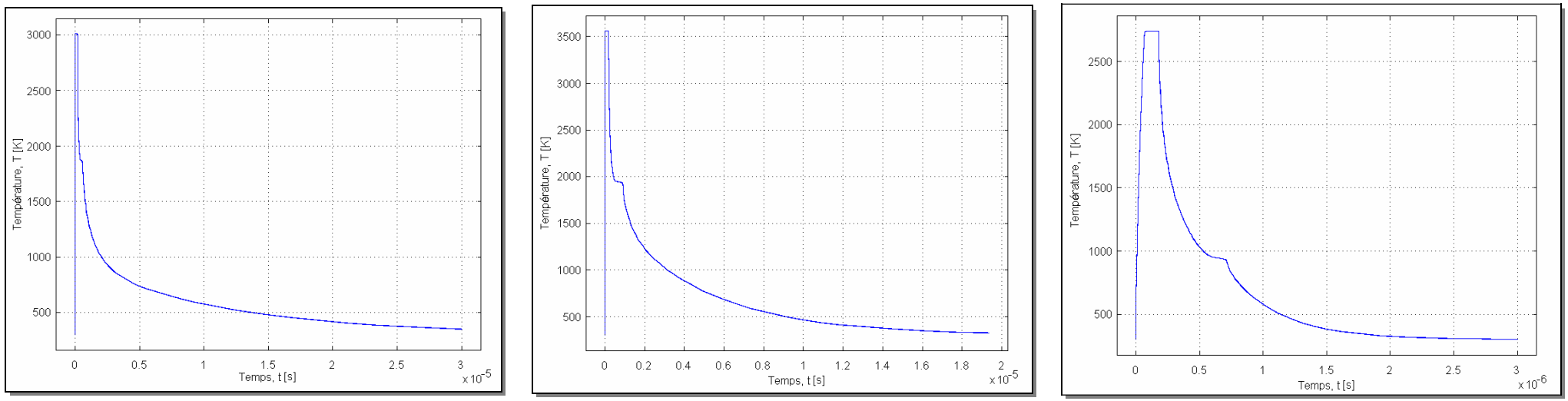
On observe que pour l'acier inoxydable et pour l'alliage de titane la surface arrive très vite à la température de vaporisation (quelques ns) alors que l'alliage d'aluminium a besoin de 8 fois plus de temps pour arriver à la même température. En revanche, on observe que l'alliage d'aluminium, revient à la température initiale T_0 en surface, de 9 à 17 fois plus vite que les deux autres matériaux. En comparant ces valeurs avec la période des impulsions (667 µs) on peut conclure que la surface refroidit complètement entre deux impulsions.

Concernant l'épaisseur du liquide, on observe que pour l'alliage d'aluminium, elle est 2 à 3 fois plus grande que pour les autres matériaux. Ces résultats peuvent être expliqués par l'analyse des propriétés thermiques des matériaux (tableau I.4) et, surtout, par le grand écart entre la température de fusion et la température de vaporisation enregistrée pour l'alliage d'aluminium (voir Tableau II.3). Une fois de plus, le comportement différent de l'alliage d'aluminium sous l'action d'un faisceau laser, par rapport aux deux autres matériaux, est mis en évidence.

Tableau II.3 – Résultats obtenus après la modélisation numérique 1D – flux constant, puis T_v

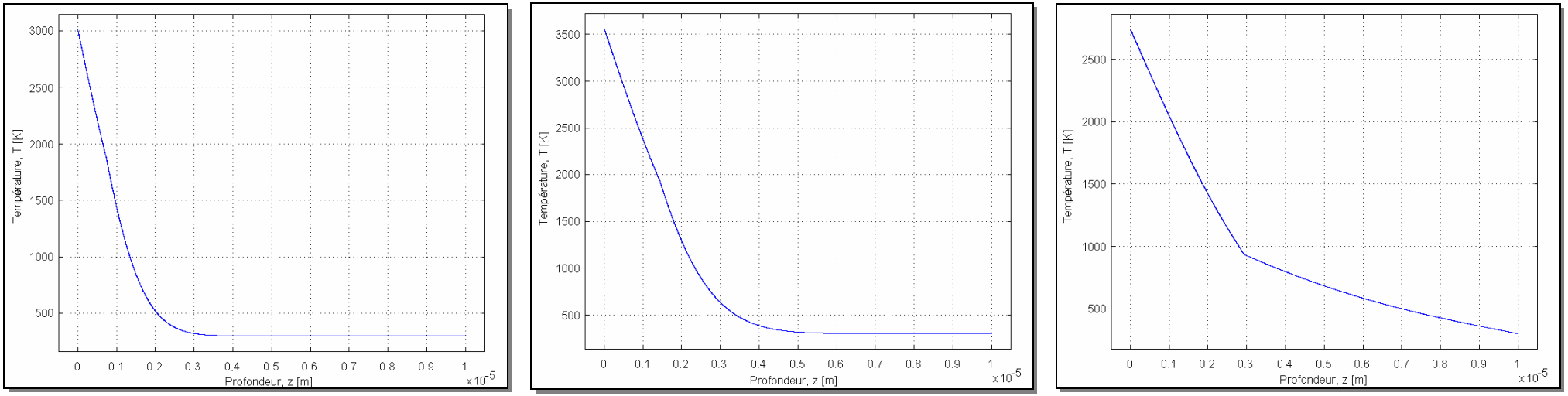
Analyse du	**Paramètres analysés**	**Matériau**					
		304L		**TA6V**		**AA6056**	
		T_f [K]	T_v [K]	T_f [K]	T_v [K]	T_f [K]	T_v [K]
		1859	3007	1933	3558	933	2740
Chauffage	durée pour atteindre la fusion, τ_f [ns]	1,4		1,3		8,0	
	durée pour atteindre la vaporisation, τ_v [ns]	8,0		9,0		70,0	
Profil à $\tau = \tau_{laser}$*	profondeur de l'isotherme de fusion, p_f [µm]	1,0		1,4		3,0	
	profondeur de l'isotherme à 350K, p_{350K} [µm]	2,7		4,5		9,2	
Refroidissement	temps nécessaire à la solidification en surface, τ_s [µs]	0,5		0,8		0,7	
	temps nécessaire pour arriver à la température de 350K, τ_{350k} [µs]	30,0		16,0		1,7	

*τ_{laser} = 180 ns



a) 304L b) TA6V c) AA6056

Figure II.7 – Evolution de la température en surface en fonction du temps



a) 304L b) TA6V c) AA6056

Figure II.8 – Distribution de la température en profondeur à $\tau = \tau_{laser}$

II.4.2. Transfert énergétique à la plume

Dans le paragraphe précédent, nous avons considéré que lorsque l'on atteint la vaporisation, la surface reste à la température de vaporisation. Aussi, à partir de cet instant une partie de l'énergie du faisceau maintient la surface à la température de vaporisation, et le reste permet la vaporisation de la matière et son éjection. Afin de déterminer cette quantité d'énergie qui part dans la plume, nous comparons le champ de température à la fin de l'impulsion laser au champ thermique initial. A l'aide de la relation de la calorimétrie, nous pouvons déterminer l'énergie acquise par chaque maille du système. Les points ayant une température supérieure à la température de fusion ont subi, durant l'histoire thermique, un changement de phase, il faut donc tenir compte de la chaleur latente de fusion. On peut ainsi calculer l'énergie acquise par chaque maille du système, puis l'énergie acquise par le système (énergie par unité de surface puisque nous sommes dans un modèle à 1 dimension). En comparant ceci avec l'énergie théoriquement absorbée par le matériau, on obtient l'énergie transférée au plume. En prenant en compte la chaleur latente de vaporisation, on peut calculer la quantité de matière vaporisée et la vitesse moyenne du front de vaporisation.

Afin de calculer la quantité d'énergie acquise par le système on utilise le fichier de la distribution de température en profondeur à la fin d'impulsion (Figure II.9). Le calcul d'énergie est fait à l'aide de la relation de la calorimétrie en tenant compte du changement de phase (isotherme de fusion).

On obtient ainsi l'énergie acquis (par unité de surface) par le système : $E_{systéme}$. On calcule ensuite l'énergie (par unité de surface) théoriquement absorbée par le matériau :

$$E_{absorbée} = \alpha \cdot \varphi_0 \cdot \tau_{laser} \qquad \textbf{(II.9)}$$

En faisant la différence entre, d'une part, l'énergie théoriquement absorbée et, d'autre part, l'énergie acquise par le système et les pertes par convection et rayonnement on obtient la quantité d'énergie transférée à la plume :

$$E_{plasma} = E_{absorbée} - E_{systéme} - E_{perte(convection/rayonnement)} \qquad \textbf{(II.10)}$$

$$E_{perte} = h\left(T - T_0\right) + \varepsilon\,\sigma\left(T^4 - T_0^4\right) \qquad \textbf{(II.11)}$$

En utilisant l'équation III.11 on calcule la quantité de matière vaporisée et la vitesse du front de vaporisation, ainsi que la quantité de

$$E_{plasma} = \rho_l \cdot \Delta z_v \cdot L_v \qquad \textbf{(II.12)}$$

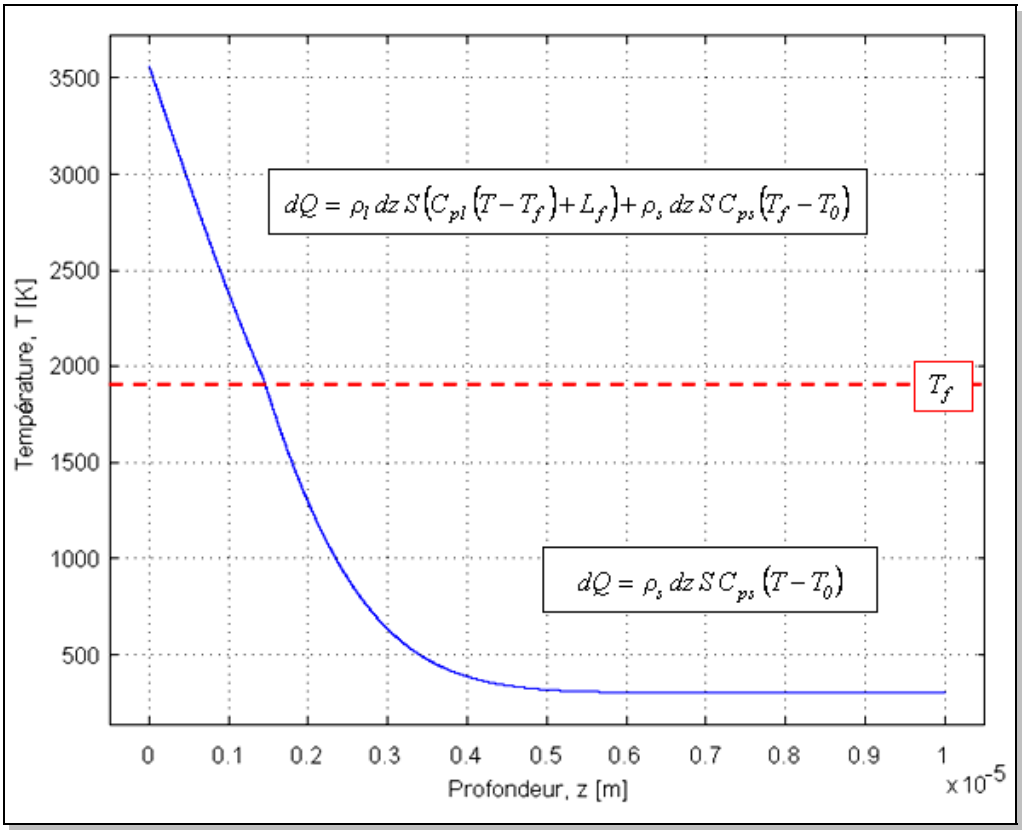


Figure II.9 – Calcul de l'énergie acquise par le système – profil de température à $\tau = \tau_{laser}$

En utilisant la démarche présentée ci-dessus nous avons calculé les différentes énergies, l'épaisseur de matériau vaporisé ainsi que la vitesse moyenne d'avancée du front de vaporisation. Les résultats ainsi obtenus sont centralisés dans le Tableau II.4. Nous observons que la perte d'énergie par convection et rayonnement est très faible par rapport aux autres énergies. Donc, dans le cas d'une seule impulsion laser, elles peuvent être négligées.

Tableau II.4 - Les énergies engendrées et la quantité de matière vaporisée

Matériau	$E_{absorbée}$ [J.m^{-2}]	E_{system}		E_{plasma}		E_{perte} [J.m^{-2}]	Δz_v [µm]	v_v [m/s]
		[J.m^{-2}]	%	[J.m^{-2}]	%			
304L	48195	11242	23,3	36953	76,7	0,64	0,94	5,24
TA6V	55080	14650	26,6	40430	73,4	1,96	1,12	6,23
AA6056	27540	18564	67,4	8976	32,6	0,97	0,35	1,93

Les résultats donnent un ordre de grandeur de l'énergie transférée au plume et de la vitesse de déplacement du front de vaporisation similaire à celui du modèle analytique de Semak [Semak'97a] basé sur le bilan énergétique dans une zone d'interaction laser-métal.

II.4.3. Estimation de la pression de recul

Semak a développé un modèle analytique simple permettant de montrer le rôle de la pression de recul dans la dynamique du perçage (Figure II.10).

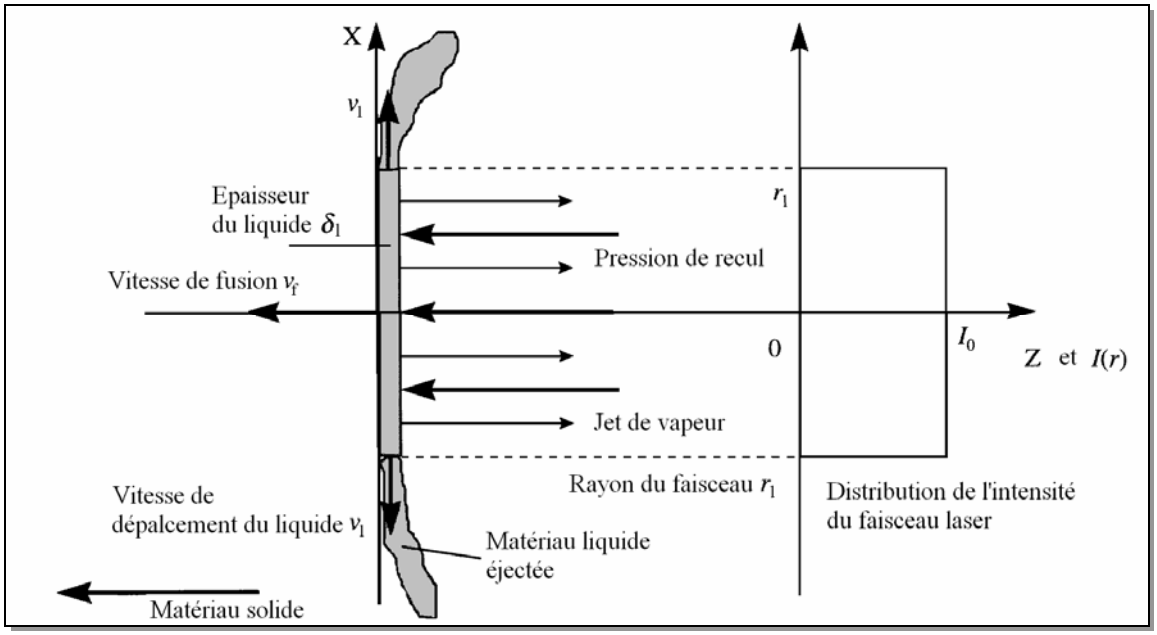


Figure II.10 – Influence de la pression de recul sur le liquide [Semak'97a]

Ce modèle est basé sur un bilan de masse et un bilan énergétique dans la zone d'interaction laser-métal. Il considère que, dans la zone d'interaction, une couche de liquide

(d'épaisseur δ_l) est formée entre l'isotherme de vaporisation soumis à une pression de recul due à la vaporisation de matière et l'isotherme de fusion. L'isotherme de vaporisation se déplace à une vitesse v_v. L'isotherme de fusion se déplace à une vitesse v_f. Le liquide s'évacue sur le bord avec une vitesse v_l.

La pression de recul est proportionnelle à la pression de vapeur saturée qui dépend de la température de surface T_s.

$$P_r = A P_s = A B_0 \frac{exp\left(-\frac{U}{T_s}\right)}{\sqrt{T_s}} \qquad \textbf{(II.13)}$$

avec $U = (M_a.L_v)/(N_a.k_b)$, M_a est la masse atomique, L_v est la chaleur latente de vaporisation, N_a est le nombre d'Avogadro, k_b est la constante de Boltzmann. A = 0,55 est un coefficient numérique et $B_0 = 4.10^{12}$ est la constante de vaporisation du TA6V.

Il obtient une relation entre la densité de flux absorbé, la température de surface T_s, la pression de recul P_r et les différentes vitesses v_v, v_f et v_l. Après résolution par une méthode itérative, nous obtenons la valeur de la température de surface et de la pression de recul.

Ce modèle est basé sur un régime permanent de perçage, contrairement à notre processus, mais il a l'avantage d'être simple et pertinent.

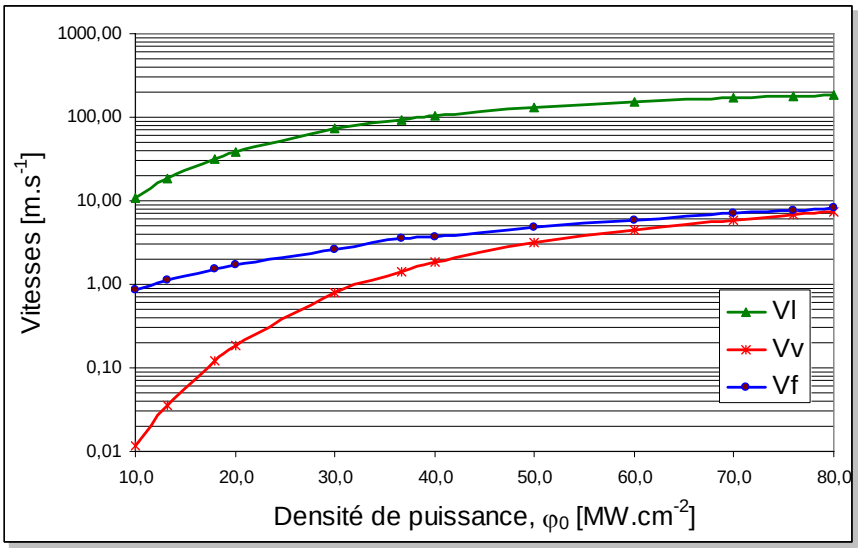


Figure II.11 – Evolution des paramètres de vitesse en fonction de la densité de puissance – cas du TA6V

Les figures II.11, II.12 et II.13 présentent l'évolution de ces différentes grandeurs en fonction de la densité de puissance laser. On constate que la température de surface évolue avec la densité de puissance incidente. Dans la gamme énergétique utilisée dans notre étude, la vitesse de déplacement du front de fusion est plus importante que la vitesse de déplacement du front de vaporisation. On a donc formation d'une couche de liquide, qui s'épaissit. La vitesse du fluide est beaucoup plus importante que les deux autres termes de vitesse.

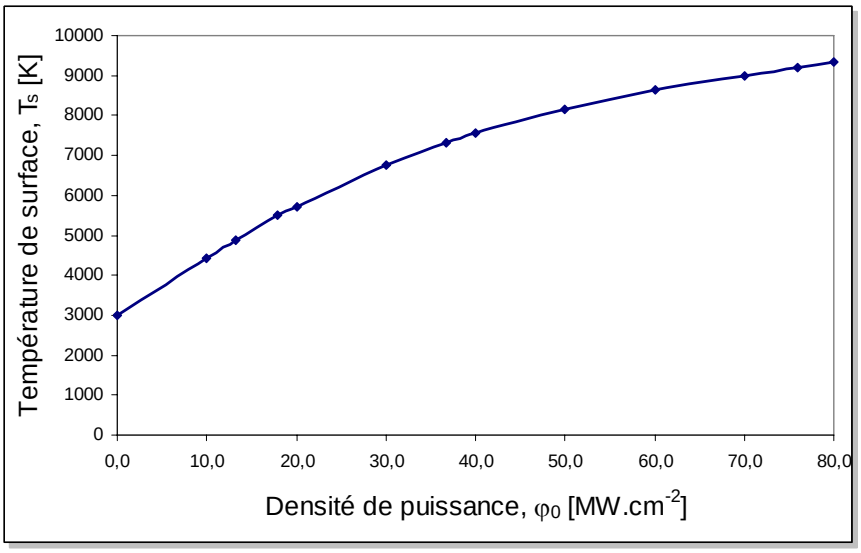


Figure II.12 - Evolution de la température de surface en fonction de la densité de puissance – cas du TA6V

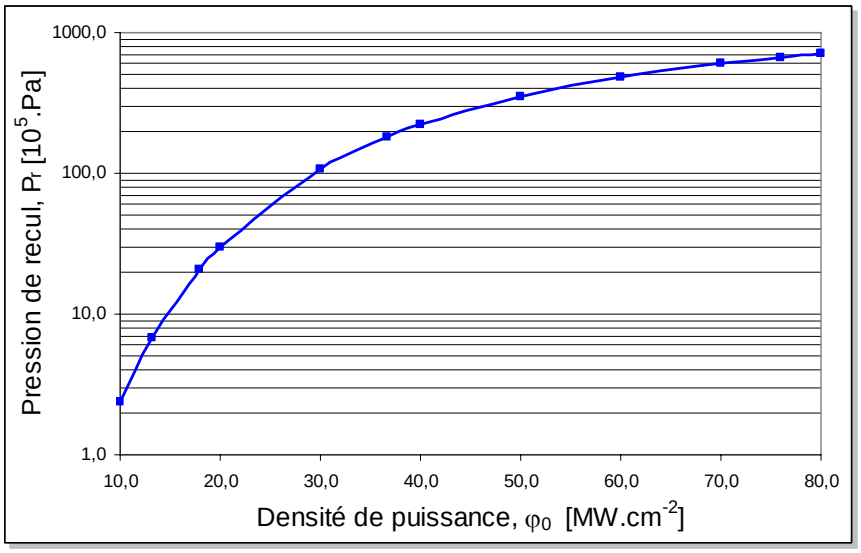


Figure II.13 - Evolution de la pression de recul en fonction de la densité de puissance – cas du TA6V

Les résultats de la simulation (Tableau II.4) donnent un ordre de grandeur de la vitesse de déplacement du front de vaporisation similaire au résultat obtenu par ce modèle. Cependant notre modèle thermique unidimensionnel ne permet pas d'analyser le mouvement du liquide vers les bords. L'influence du mouvement de liquide sur la quantité de matière enlevée sera étudiée dans le chapitre suivant.

II.4.4. Discussions sur la condition limite de la zone irradié

D'après la Figure II.12, la température de vaporisation évolue avec la pression. On peut donc s'interroger sur la condition limite devront être appliquée au niveau de la surface irradiée lorsque la température dépasse la température de vaporisation T_v (définie à la pression atmosphérique). Plusieurs hypothèses peuvent être utilisées pour la modélisation :

- on peut imposer la limite de température en surface T_v. A partir de cette température, une partie de l'énergie contribue au changement de phase, provoquant une pression de recul, qui elle même agit sur la couche de métal fondu. La zone irradié et très petit et le gradient de pression très grand, ce qui peut justifier, à l'échelle macroscopique, une température de vaporisation proche de la pression de milieu ambiant. Nous avons choisi dans la suite de ce travail ce point de vue ;

- on peut utiliser un modèle utilisant toujours une condition de flux, impliquant une élévation de la température de surface. la pression de recul étant liée à la température de surface par la relation II.12, on a une augmentation de la pression de recul. Dans ce cas on fait l'hypothèse que la quantité de matière vaporisée est négligeable, donc toute l'énergie est transférée au matériau (conduction et mouvement du liquide). Cependant, pour les densités de puissance les plus importantes, nous allons atteindre des températures de surface très élevées et donc de pressions de recul bien supérieurs aux valeurs obtenus sur la Figure II.13.

Une alternative serait de déterminer la température de surface $T_v = f(\varphi_0)$ (Figure II.12) et la pression de recul (Figure II.13) en utilisant le modèle simple de Semak. Puis, comme nous l'avons fait dans ce travail, de limiter la température de surface à la température T_v calculée.

II.5. Premières corrélations issues des modélisations numérique et expérimentale

II.5.1. Analyse des résultats du calcul numérique

Lors de la modélisation expérimentale nous avons observé des comportements différents entre les matériaux. Même si la modélisation expérimentale donne des informations sur l'évolution du processus de texturation en fonction des paramètres laser, elle ne nous permet pas de comprendre les phénomènes physiques induits par l'interaction faisceau laser – matériaux. Pour mieux comprendre ces comportements nous avons réalisé des simulations numériques en utilisant un modèle thermique 1D avec prise en compte de l'échappement de vapeur. Les simulations ont été réalise pour les paramètres laser utilisés lors de la modélisation expérimentale. Les paramètres lasers et les résultats obtenus par la modélisation des phénomènes thermiques 1D sont présentés dans les tableaux II.7, II.8 et II.9.

Tableau II.5 – 304L - Résultats obtenus avec la modélisation des phénomènes thermiques 1D

Paramètres laser					**Simulation numériques**				**Equations analytique**	
E (mJ)	f (Hz)	τ_{laser} (ns)	P_c (kW)	φ_0 ($MW.cm^{-2}$)	τ_f (ns)	τ_v (ns)	τ_s (µs)	δ_l (µm)	h_z (µm)	P_r (10^5.Pa)
3	3500	283	11	13,2	44,8	220	0,57	0,88	0,03	3,7
	5500	266	11	14,0	42,5	190	0,55	0,82	0,03	4,7
	7500	275	11	13,5	44,1	210	0,57	0,73	0,03	4,1
	9500	274	11	13,6	42,3	200	0,55	0,82	0,03	4,2
4	3500	282	14	17,7	25,4	120	0,65	0,91	0,12	11,0
	5500	245	16	20,2	18,8	90	0,55	0,86	0,12	17,9
	7500	248	16	20,0	18,5	100	0,56	0,88	0,12	17,3
	9500	277	15	17,9	26,0	120	0,63	0,91	0,11	11,5
5	3500	251	20	24,8	16,0	70	0,61	0,90	0,22	37,4
	5500	224	22	27,7	13,0	50	0,55	0,76	0,24	55,1
	7500	238	21	26,1	12,3	60	0,55	0,88	0,23	44,7
	9500	246	20	25,3	12,0	60	0,57	0,89	0,23	40,1
6	3500	220	27	33,9	7,0	40	0,53	0,94	0,35	108,0
	5500	203	30	36,6	6,0	30	0,50	0,82	0,36	139,0
	7500	216	28	34,5	9,0	40	0,53	0,85	0,36	115,0
	9500	211	28	35,2	8,8	30	0,50	0,85	0,36	122,0

Tableau II.6 – TA6V – Résultats obtenus avec la modélisation des phénomènes thermiques 1D

Paramètres laser					Simulation numériques				Equations analytique	
E (mJ)	f (Hz)	τ_{laser} (ns)	P_c (kW)	φ_0 ($MW.cm^{-2}$)	τ_f (ns)	τ_v (ns)	τ_s (µs)	δ_l (µm)	h_z (µm)	P_r (10^5.Pa)
3	3500	283	11	13,2	35,0	279	1,5	0,7	0,014	6,3
	5500	266	11	14,0	32,0	250	1,5	0,7	0,013	7,8
	7500	275	11	13,5	34,0	260	1,51	0,73	0,012	6,8
	9500	274	11	13,6	34,0	260	1,51	0,7	0,012	7,0
4	3500	282	14	17,7	20,0	160	1,77	0,85	0,095	18,5
	5500	245	16	20,2	15,2	120	1,67	0,8	0,115	29,5
	7500	248	16	20,0	15,6	120	1,67	0,8	0,114	28,5
	9500	277	15	17,9	19,5	150	1,74	0,85	0,096	19,2
5	3500	251	20	24,8	10,5	80	1,76	0,85	0,234	59,9
	5500	224	22	27,7	8,2	70	1,68	0,8	0,255	86,1
	7500	238	21	26,1	9,3	80	1,74	0,8	0,241	70,9
	9500	246	20	25,3	10,0	80	1,78	0,85	0,236	64,0
6	3500	220	27	33,9	5,5	50	1,74	0,8	0,387	159,0
	5500	203	30	36,6	4,9	40	1,63	0,7	0,403	190,0
	7500	216	28	34,5	5,5	50	1,69	0,75	0,393	167,0
	9500	211	28	35,2	5,1	40	1,66	0,75	0,395	177,0

Tableau II.7 – AA6056 - Résultats obtenu avec la modélisation des phénomènes thermiques 1D

Paramètres laser					Simulation numériques				Equations analytique	
E (mJ)	f (Hz)	τ_{laser} (ns)	P_c (kW)	φ_0 ($MW.cm^{-2}$)	τ_f (ns)	τ_v^* (ns)	τ_s (µs)	δ_l (µm)	h_z (µm)	P_r (10^5.Pa)
3	1000	273	11	13,7	249	4000	0,06	0,27	0,041	0,2
	2000	290	10	12,9	290	4000	0,00	0,29	0,046	0,1
	3000	283	11	13,2	268	4000	0,05	0,29	0,042	0,2
	4000	281	11	13,3	265	4000	0,04	0,28	0,042	0,2
4	1000	233	17	21,4	102	1020	1,10	0,30	0,043	1,0
	2000	244	16	20,4	112	1180	1,05	0,30	0,046	0,9
	3000	237	17	21,0	105	1080	1,08	0,30	0,043	1,0
	4000	239	17	20,8	106	1100	1,05	0,30	0,046	0,9
5	1000	198	25	31,4	47	420	1,89	0,36	0,040	4,5
	2000	208	24	29,9	51	460	1,84	0,36	0,044	3,7
	3000	221	23	28,1	58	520	1,83	0,38	0,045	2,9
	4000	228	22	27,3	62	560	1,81	0,38	0,049	2,7
6	1000	193	31	38,7	31	280	2,47	0,46	0,044	9,9
	2000	206	29	36,2	35	310	2,43	0,46	0,047	7,7
	3000	215	28	34,7	38	340	2,42	0,46	0,049	6,6
	4000	214	28	34,9	38	340	2,42	0,47	0,052	6,7

*la durée d'interaction nécessaire pour atteindre la vaporisation étant supérieurs à la durée d'impulsion effective, le calcul a inclus une durée d'impulsion artificielle de 10 µs

L'analyse des résultats montre que si l'énergie par impulsion reste constante, la densité de puissance incidente varie peu avec la variation de la fréquence. On constate également, que le temps nécessaire à la solidification est constant.

On observe que lorsque la densité de puissance incidente augmente, les durées d'irradiation nécessaires pour atteindre la fusion (τ_f) et la vaporisation (τ_v) en surface diminuent. Les figures II. 14 et II.15 présentent l'évolution de la durée τ nécessaire pour atteindre la fusion (τ_f) et la vaporisation (τ_v) en fonction de la densité de puissance φ_0. On constate que τ est quasiment inversement proportionnel au carré de φ_0. Cette remarque s'explique facilement à l'aide du modèle unidimensionnel du mur semi-infini soumis à un flux constant. La température à l'instant τ, à une profondeur z, est :

$$T(z,\tau) - T_0 = \frac{2\,\alpha\,\varphi_0}{k}\sqrt{D\cdot\tau}\;ierfc\left(\frac{z}{2\sqrt{D\cdot\tau}}\right) \qquad \textbf{(II.14)}$$

La température de surface est alors:

$$T(0,\tau) - T_0 = \frac{2\,\alpha\,\varphi_0}{k}\sqrt{\frac{D\cdot\tau}{\pi}} \qquad \textbf{(II.15)}$$

avec $T(0,\tau) = T_v$ à un terme de changement de phase près. Le premier terme étant constant, on peut en déduire une relation entre la densité de puissance φ_0 et le temps τ nécessaire pour atteindre la fusion ou la vaporisation. On constate que τ est inversement proportionnel à $(\varphi_0)^2$:

$$\tau = \frac{\pi}{D}\left(\frac{k\left(T_v - T_0\right)}{2\,\alpha\,\varphi_0}\right)^2 \qquad \textbf{(II.16)}$$

Lorsque la température de surface atteint celle de vaporisation, nous considérons qu'une limite est atteinte : $T(0,\tau) = T_v$. On peut alors utiliser le modèle unidimensionnel du mur semi-infini soumis à une température de surface constante. La température à l'instant τ et à une profondeur z est :

$$T(z,\tau) - T_0 = \left(T_s - T_0\right).\,erfc\left(\frac{z}{2\sqrt{D\cdot\tau}}\right) \qquad \textbf{(II.17)}$$

Cependant à la différence de ce modèle où on considère la pièce comme étant initialement à une température uniforme T_0, la simulation nous permet de tenir compte d'un champ de la température créé lors de la phase de chauffage initial.

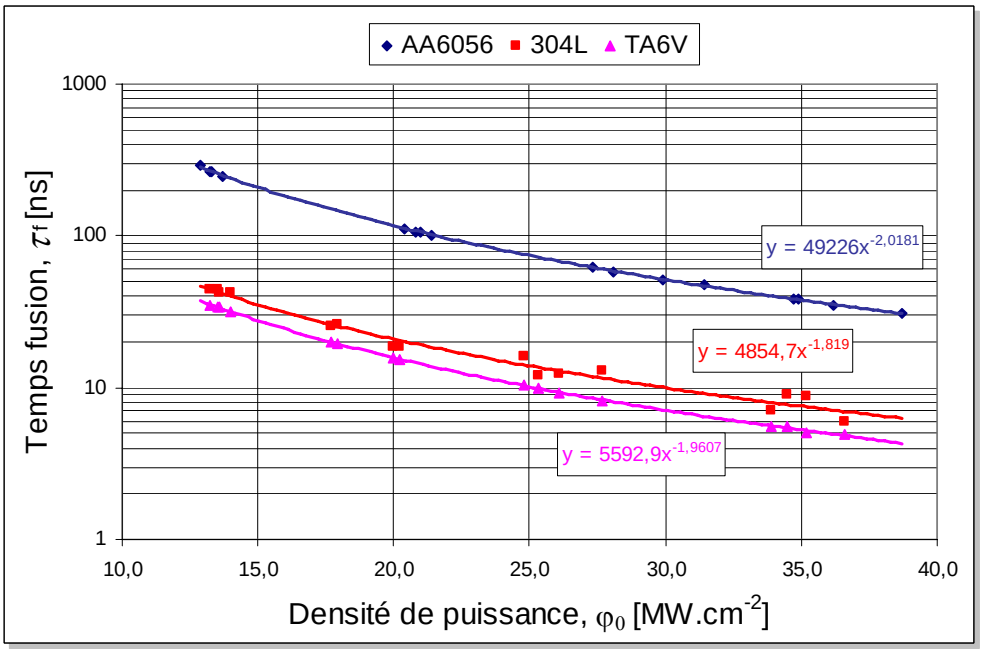


Figure II.14 – Durée nécessaire pour atteindre la fusion en fonction de la densité de puissance incidente (cf. tableaux II.7, II.8 et II.9)

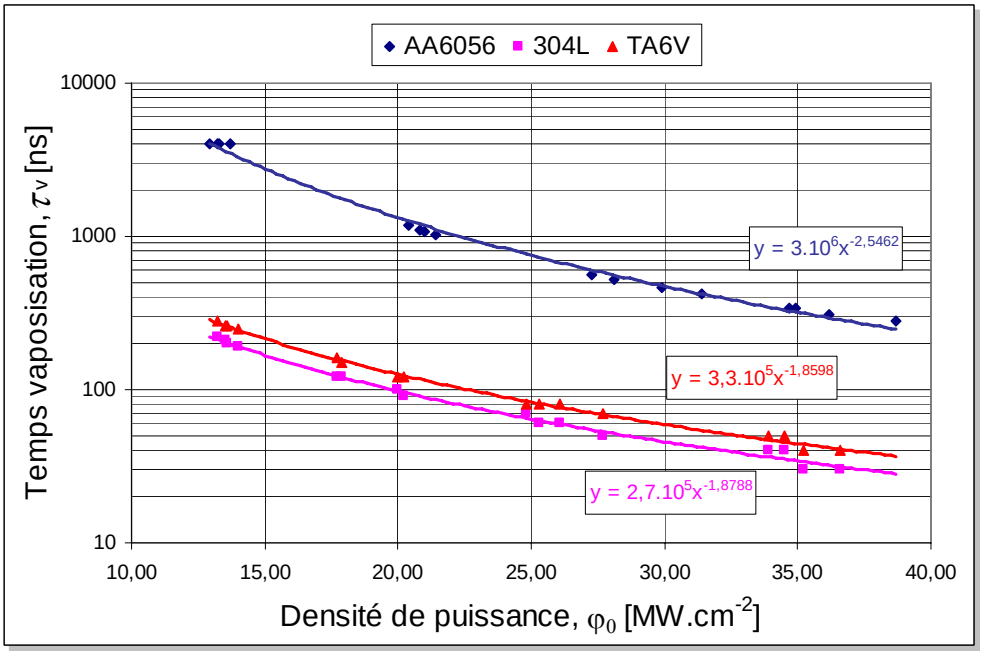


Figure II.15 - Durée nécessaire pour atteindre la vaporisation en fonction de la densité de puissance incidente (cf. tableaux II.7, II.8 et II.9)

On remarque que l'épaisseur maximale de liquide (δ_l) varie peu pour la gamme de paramètres étudiés dans le cas de l'acier inoxydable (0,9 µm) et de l'alliage de titane (1,6 µm) et que la quantité de matière vaporisée est proportionnelle à la racine carrée de la durée de l'impulsion laser (Figure II.16). En revanche dans le cas de l'alliage d'aluminium on observe une inversions de situation : l'épaisseur du liquide (δ_l) varie proportionnellement avec l'augmentation de la densité de puissance et que la profondeur du cratère (h_z) formé par vaporisation reste constante à une valeur autour de 0,05 µm (Figure II.17).

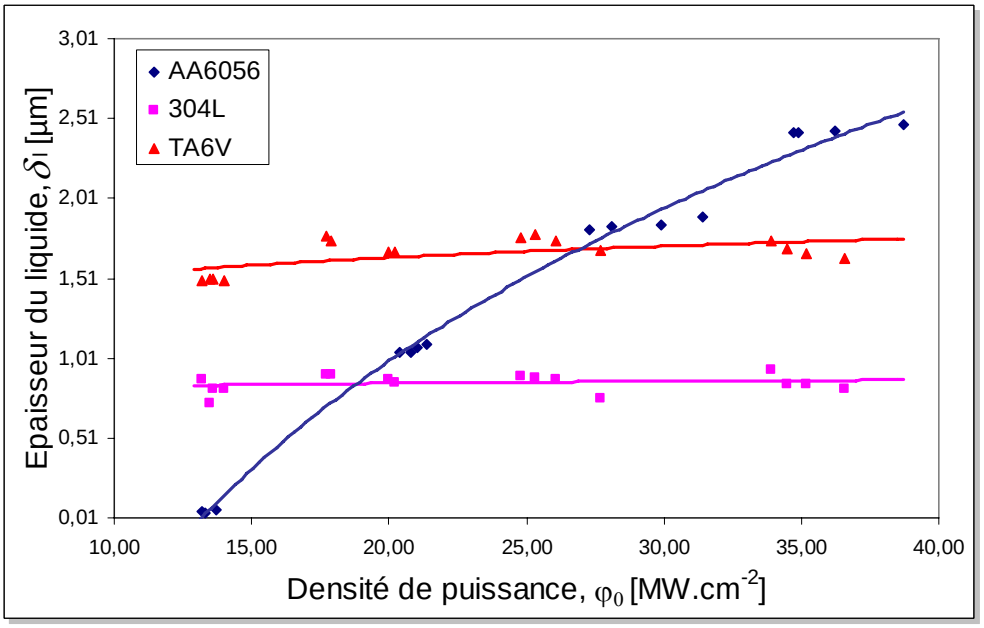


Figure II.16 – Evolution de l'épaisseur de liquide en fonction de la densité de puissance incidente (cf. tableaux II.7, II.8 et II.9)

Ceci peut être explique à l'aide du modèle analytique à flux constant (équation II.16) ou à température de surface constant (équation II.17). On peut déterminer la profondeur de l'isotherme de fusion à la fin de l'impulsion laser:

$$ierfc\left(\frac{\delta_l}{2\sqrt{D\cdot\tau_{laser}}}\right)=\frac{k\left(T_f-T_0\right)}{2\,\alpha\,\varphi_0\sqrt{D\,\tau_{laser}}} \qquad \textbf{(II.18)}$$

$$erfc\left(\frac{\delta_l}{2\sqrt{D\cdot\tau_{laser}}}\right)=\frac{T_f-T_0}{T_s-T_0} \qquad \textbf{(II.19)}$$

- dans cas où on atteint très rapidement la vaporisation (équation II.17) on se situe dans le cas de la température constante, on constante que l'épaisseur de la couche liquide δ_l est proportionnelle à la racine carrée de la durée d'impulsion τ_{laser} ;
- dans le cas contraire (équation II.16), l'épaisseur de la couche de liquide dépend de la densité de puissance incidente et de la durée d'impulsion (cas de l'alliage d'aluminium).

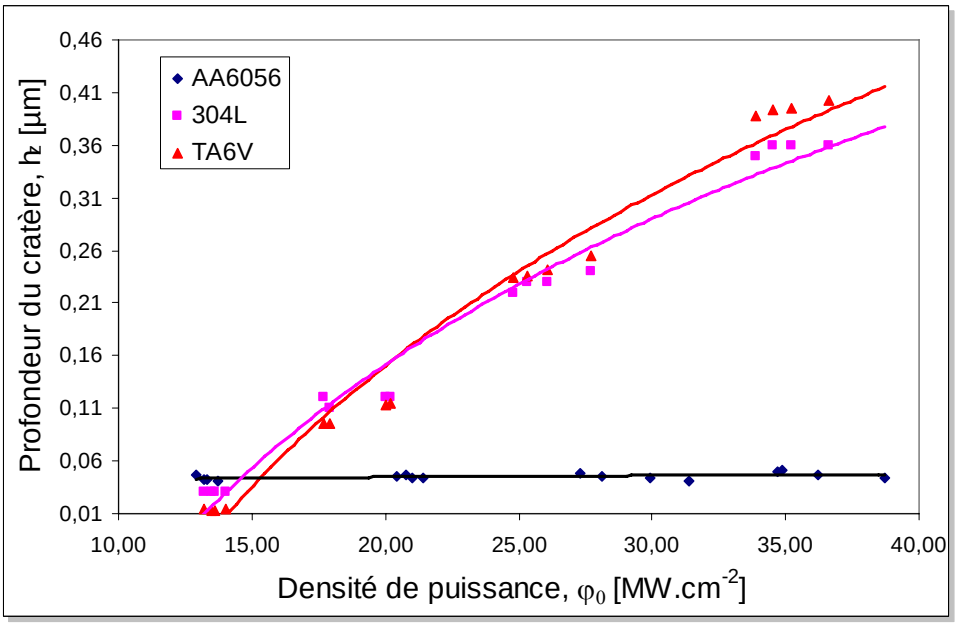


Figure II.17 - Evolution de la profondeur du cratère en fonction de la densité de puissance incidente (cf. tableaux II.7, II.8 et II.9)

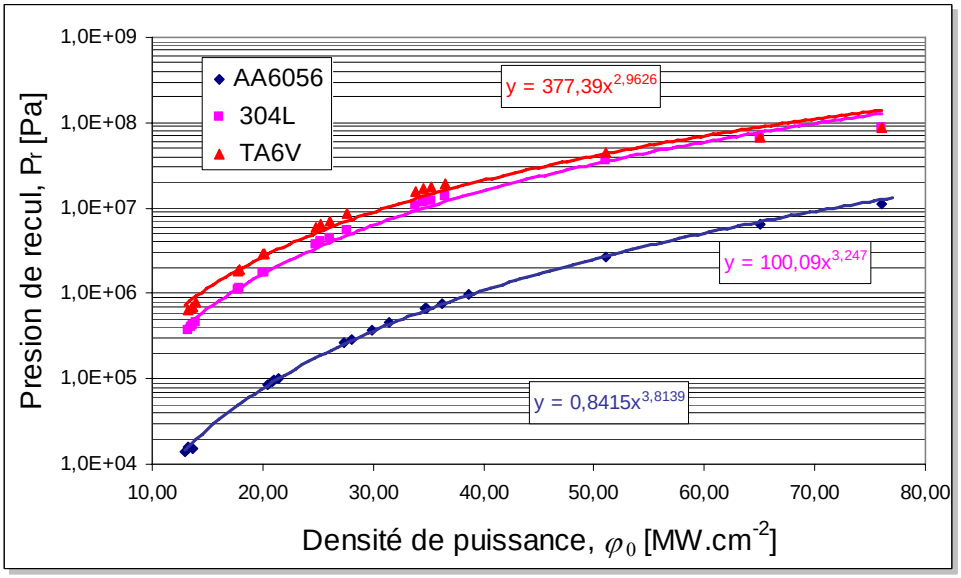


Figure II.18 – Evolution de la pression de recul en fonction de la densité de puissance incidente (cf. tableaux II.7, II.8 et II.9)

La Figure II.18 présente l'évolution de la pression de recul avec la densité de puissance incidente. On constate une fois de plus le comportement similaire des alliages 304L et TA6V. On observe que dans le cas de l'alliage d'aluminium, pour de faibles densités de puissance le modèle donne une valeur de pression de recul inferieure à la pression atmosphérique. En réalité nous nous trouvons dans le cas où nous n'avons pas atteint la température de vaporisation. Les forces de la pression de recul engendrent un déplacement de la couche de liquide.

II.5.2. Analyse comparative entre les résultats issus des modélisations numérique et expérimentale

Dans les tableaux II.10 à II.12 les résultats de simulations sont présentés pour des situations caractéristiques issues de la modélisation expérimentale : (1) débit volumique petit; (3) grande rugosité de la surface grand ; (2) compromis entre un débit volumique élevé et une rugosité faible.

Tableau II.8 – 304L – Résultats obtenus avec les modélisations expérimentale et numérique

		Essai		
		1	2	3
Paramètres opératoires	Energie par impulsion, E [mJ]	3	5	5
	Fréquence, f [Hz]	3500	9500	5500
	Densité de puissance incidente, φ_0 [MW.cm^{-2}]	13	25	28
	Durée d'impulsion, τ_{laser} [ns]	283	246	224
Résultats expériment aux	Débit volumique, D_v [mm^3.min^{-1}]	0,45	1,54	1,26
	Rugosité de surface, S_a [µm]	23,88	9,86	60,40
	Fonction composée, D_v/S_a [mm^2.min^{-1}]	18,84	156,18	20,86
Résultats simulation numérique	Durée pour atteindre la fusion, τ_f [ns]	44,8	12,0	11,0
	Durée pour atteindre la vaporisation, τ_v [ns]	220	60	50
	Profondeur de l'isotherme de fusion, p_l [µm]	0,88	0,89	0,76
	Profondeur de l'isotherme de vaporisation, p_v [µm]	0,03	0,23	0,24
	Pression de recul, P_r [10^5 Pa]	3,73	40,1	55,1

Tableau II.9 – TA6V – Résultats obtenus avec les modélisations expérimentale et numérique

		Numéro de l'essai		
		1	2	3
Paramètres opératoires	Energie par impulsion, E [mJ]	3	4	6
	Fréquence, f [Hz]	3500	9500	5500
	Densité de puissance incidente, φ_0 [MW.cm^{-2}]	13	18	37
	Durée d'impulsion, τ_{laser} [ns]	283	277	203
Résultats expériment aux	Débit volumique, D_v [mm^3.min^{-1}]	0,70	1,75	1,72
	Rugosité de surface, S_a [µm]	47,93	15,11	70,76
	Fonction composée, D_v/S_a [mm^2.min^{-1}]	14,60	115,8	24,31
Résultats simulation numérique	Durée pour atteindre la fusion, τ_f [ns]	35,0	19,5	4,9
	Durée pour atteindre la vaporisation, τ_v [ns]	279	150	40
	Profondeur de l'isotherme de fusion, p_l [µm]	1,5	1,74	1,63
	Profondeur de l'isotherme de vaporisation, p_v [µm]	0,014	0,096	0,403
	Pression de recul, P_r [10^5 Pa]	6,28	19,2	190

Tableau II.10 – AA6056 – Résultats obtenus avec la modélisation expérimentale et numérique

		Numéro de l'essai		
		1	2	3
Paramètres opératoires	Energie par impulsion, E [mJ]	3	5	6
	Fréquence, f [Hz]	1000	2000	4000
	Densité de puissance incidente, φ_0 [MW.cm^{-2}]	13	20	35
	Durée d'impulsion, τ_{laser} [ns]	281	239	214
Résultats expériment aux	Débit volumique, D_v [mm^3.min^{-1}]	0,47	1,01	1,93
	Rugosité de surface, S_a [µm]	20,13	45,20	33,0
	Fonction composée, D_v/S_a [mm^2.min^{-1}]	1,25	12,57	62,25
Résultats simulation numérique	Durée pour atteindre la fusion, τ_f [ns]	265	106	38.5
	Durée pour atteindre la vaporisation, τ_v [ns]	4000	1100	340
	Profondeur de l'isotherme de fusion, p_l [µm]	0,04	1,05	2,42
	Profondeur de l'isotherme de vaporisation, p_v [µm]	0,043	0,046	0,052
	Pression de recul, P_r [10^5 Pa]	0,16	0,92	6,70

II.5.2.1.Cas de l'acier inoxydable

Nous avons observé pendant la modélisation expérimentale que le débit volumique est fortement influencé par l'énergie des impulsions (cf. Figure I.19a). En analysant l'évolution de la température de surface avec la densité de puissance (Figure II.19) on remarque que:

- pour une densité de puissance correspondant à une faible énergie (Tableau II.8 – essais 1), le temps nécessaire pour atteindre la température de vaporisation est très proche de la durée d'impulsion. Ceci a comme conséquence la formation d'une pression de recul faible qui induit un faible déplacement de liquide. Dans ce cas l'enlèvement de matière se réalise uniquement par la vaporisation d'un couche très fine de liquide;
- pour une densité de puissance correspondant à une grande énergie (Tableau II.8 – essais 3), on atteint très vite la température de vaporisation. Dans ce cas la pression de recul est grande, provoquant un important déplacement du liquide et peut-être même l'éjection de matière liquide. Ceci se traduit par une augmentation de la profondeur du cratère et en conséquence par un grand débit volumique ;

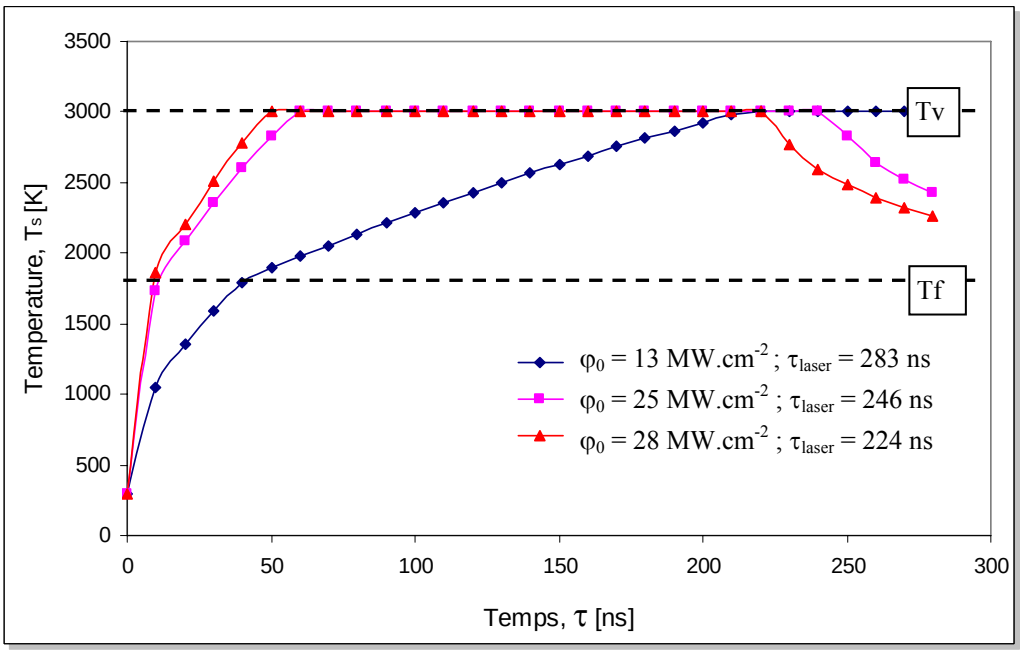
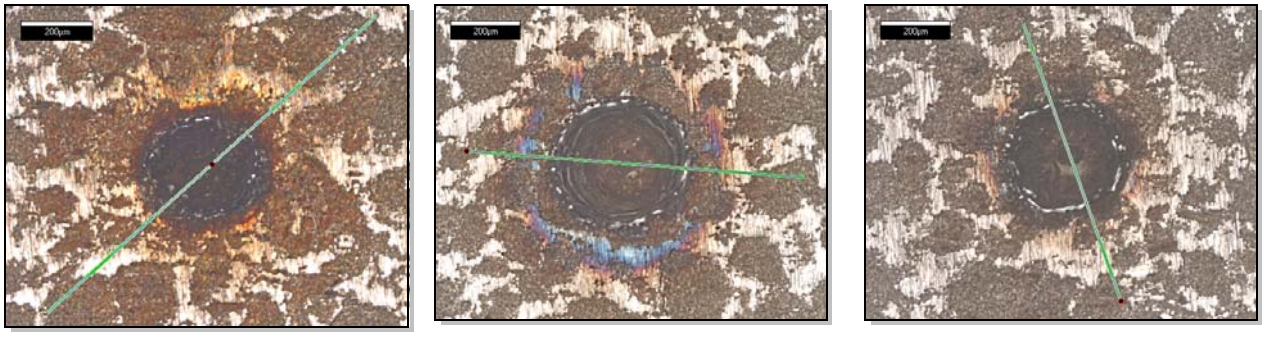


Figure II.19 – 304L – Evolution de la température de surface en fonction de la densité de puissance et du temps d'interaction

L'essai 2 correspond à un compromis entre le débit volumique est la rugosité de surface. Mais, si on compare les résultats obtenus avec la modélisation numérique aux résultats de l'essai 3, nous n'observons pas des grandes modifications. En revanche, on enregistre un

grand changement entre les résultats expérimentaux. Si on compare les paramètres opératoires entre eux, nous observons que, appart la variation de la fréquence, les autres restes presque constants. Donc, la fréquence des impulsions joue un important rôle sur la quantité de matière enlevé. Malheureusement, cette influence ne peut pas être mise évidence à l'aide du modèle précédent puisque nous étudions l'effet d'un impact unique.

Afin, d'étudier l'influence de la répétition des impacts, c'est-à-dire la fréquence des impulsions, nous avons réalisé une série d'impacts en maintenant l'énergie par impulsion à une valeur constante (5mJ) (Figure II.20). Dans chaque cas la durée d'interaction a été d'une seconde, donc le nombre d'impacts est égal à la valeur de la fréquence utilisée. Les profils des impacts générés sont présentés sur la Figure II.21.



f = 3500 Hz f = 5500 Hz f = 9500 Hz

Figure II.20 – 304L – Images obtenues à l'aide du microscope topographique

L'analyse des profils montre que la profondeur des impacts varie peu avec la variation de la fréquence. En revanche, l'analyse du diamètre de l'impact montre qu'avec une augmentation de la fréquence on enregistre une augmentation du diamètre de l'impact, et donc une augmentation du volume de matière enlevé.

En ce qui concerne la rugosité de la surface, nous avons observé pendant la modélisation expérimentale, qu'elle est influencée par l'interaction entre la fréquence des impulsions et l'énergie par impulsion (cf. figure I.26). En regardant le profil des impacts, on observe la formation de bourrelets (autour de l'impact) dûs à la solidification du liquide poussé vers les bords par l'action de la pression de recul. On constate qu'avec l'augmentation de la fréquence les bourrelets diminuent en volume. Ceci, corrélé avec un taux de recouvrement adéquat, peut déterminer une bonne rugosité de surface.

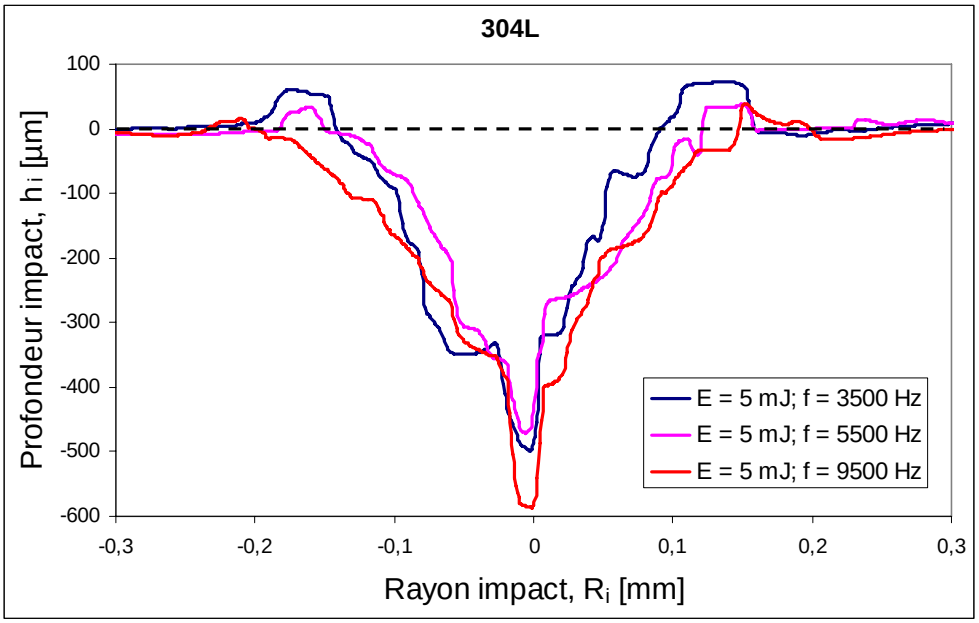


Figure II.21 – 304L - Profil des impacts

Le modèle numérique ne permet pas d'expliquer l'influence de l'énergie sur la rugosité puisque nous modélisons un impact unique. En revanche, on observe une variation proportionnelle de la rugosité avec la densité de puissance. L'augmentation de la densité de puissance conduit à l'augmentation de la pression de recul et en conséquence à l'augmentation de la quantité de matière poussée vers les bords. Ceci, corrélé avec une faible fréquence, conduit à une forte rugosité.

Le modèle thermique présenté permet de mieux comprendre l'évolution du débit volumique avec la densité de puissance incidente. Cependant, afin de mieux comprendre l'action de la pression de recul, il serait nécessaire de prendre en compte les mouvements de la couche de liquide. Ca sera l'objet du chapitre suivant.

II.5.2.2.Cas de l'alliage de titane

L'analyse des résultats présentés dans le Tableau II.9 confirme une fois de plus le comportement similaire des deux matériaux (TA6V et 304L), observé pendant la modélisation expérimentale. L'évolution de la température de surface en fonction de la densité de puissance incidente (Figure II.22) permet d'appréhender l'influence de l'énergie sur le débit volumique, observé dans le cas du TA6V pendant la modélisation expérimentale :

- on observe que, comme dans le cas de l'acier, la température de vaporisation est atteinte presque à la fin de l'impulsion dans le cas d'une faible densité de puissance (Tableau II.9 – essai 1). Ceci a comme conséquence l'apparition d'une faible pression de recul. En conséquence l'enlèvement de matière est principalement réalisé par la vaporisation d'une fine couche de liquide ;

- dans le cas d'une densité de puissance grande (Tableau II.9 – essais 3), on atteint rapidement la vaporisation. La quantité de matière enlevée par la vaporisation augment puisque la profondeur du cratère augmente. On observe également une augmentation de la pression de recul qui conduit à la conclusion que, dans ce cas, le processus de « perçage » est très violent. Ceci conduit à l'augmentation de la quantité de matière enlevé par impact, tendance observé pendant la modélisation expérimentale, mais la grande profondeur du cratère peut conduire à une mauvaise rugosité de la surface ;

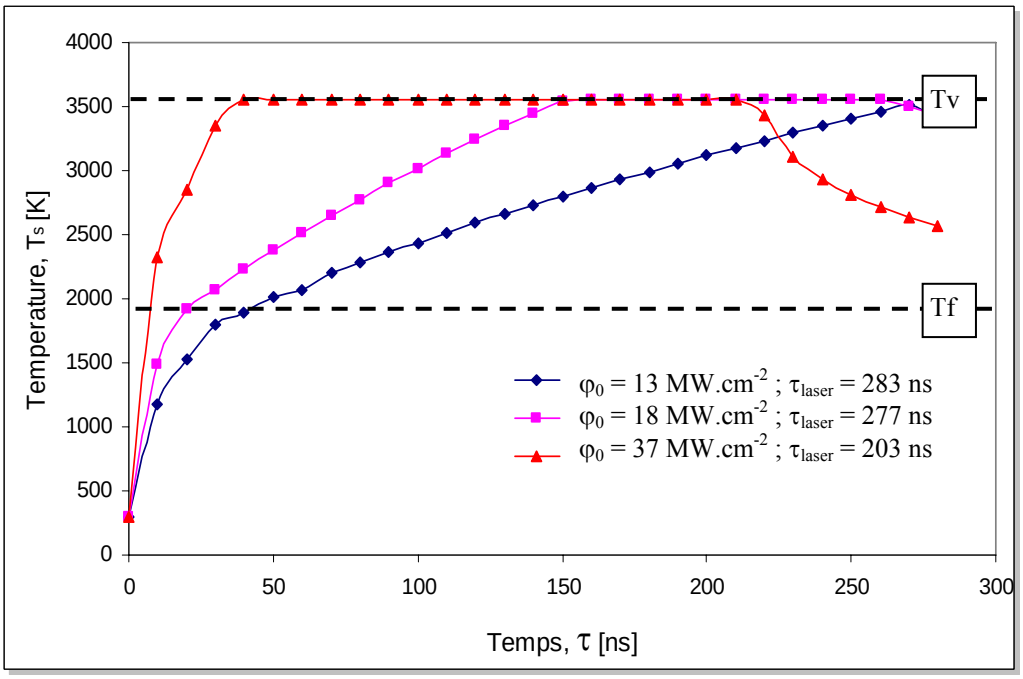
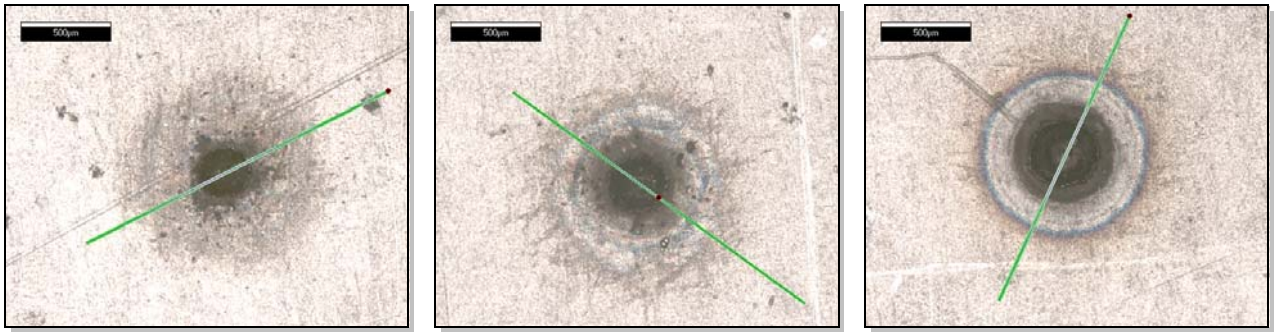


Figure II.22 – TA6V – Evolution de la température de surface en fonction de la densité de puissance et du temps d'interaction

- l'essai 2 est un compromis entre grand débit volumique et faible rugosité de surface. Il y a éjection de matière sous l'action d'une pression de recul suffisamment importante, mais les impulsions créent des impacts peu profonds, ce qui construit une surface plus régulière. Ceci, corrélé avec un taux de recouvrement acceptable, permet d'obtenir une bonne rugosité de surface.

Puisque le modèle numérique ne permet pas d'étudier l'influence de la fréquence sur le débit volumique et sur la rugosité, nous avons procédé de la même manière que pour l'acier inoxydable. Les figures Figure II.23 et Figure II.24 présentent les images des impacts et les profils.



f = 3500 Hz f = 5500 Hz f = 7500 Hz

Figure II.23 – TA6V - Images obtenues à l'aide du microscope topographique

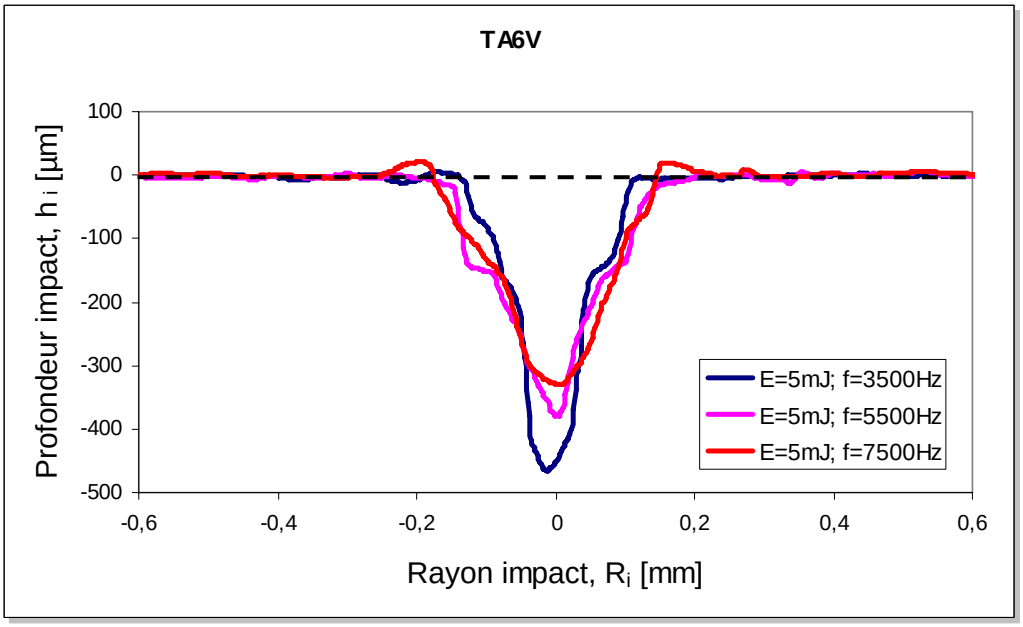


Figure II.24 – TA6V - Profil des impacts

L'analyse des profils montre qu'avec l'intensification de la répétition des impacts, la profondeur diminue. En revanche, le diamètre de l'impact augmente avec la fréquence et en conséquence on enregistre une augmentation du volume de matière enlevé.

Les résultats expérimentaux ont montré que l'augmentation de la fréquence provoque la diminution de la rugosité. Si nous regardons les profils des impacts, nous observons l'apparition de bourrelets avec l'augmentation de la fréquence. Ceci conduit à une mauvaise

rugosité, ce qui est contraire aux résultats expérimentaux. La diminution de la profondeur corrélée avec l'élargissement de l'impact pour une grande fréquence détermine un meilleur taux de recouvrement des impacts et, en conséquence, à une diminution de la rugosité.

Le fait que l'augmentation de l'énergie conduise à une augmentation de la rugosité peut être expliqué à l'aide de la densité de puissance incidente. Une augmentation de la densité de puissance conduit à l'augmentation de la pression de recul, et augment ainsi la quantité de matière poussée vers les bords. Ceci sera repris plus en détail en chapitre III.

II.5.2.3.Cas de l'alliage d'aluminium

Dans le cas de l'alliage d'aluminium nous avons observé, pendant la modélisation expérimentale, que le débit volumique est fortement influencé par l'énergie des impulsions. Cette influence peut être expliquée en analysant l'évolution de la température de surface en fonction de la densité de puissance incidente (Figure II.25).

On constate que, pour les conditions opératoires retenues avec les deux autres alliages, la surface n'atteint pas la température de vaporisation pour un seul impact. Ceci, corrélé au fait qu'entre deux impulsions les matériaux se refroidit jusqu'à la température ambiante (Figure II.26), on peut conclure que, à chaque impulsion on ne fait que fondre les matériaux et en conséquence on n'enlève pas de matière (Figure II.28a).

En revanche si nous utilisons une grande densité de puissance (> 50 $MW.cm^{-2}$), à chaque impulsion on atteint la température de vaporisation (Figure II.27) et en conséquence l'enlèvement de matière devient effective, avec mêmes phénomènes que ceux vus pour l'acier et la base titane (Figure II.28b).

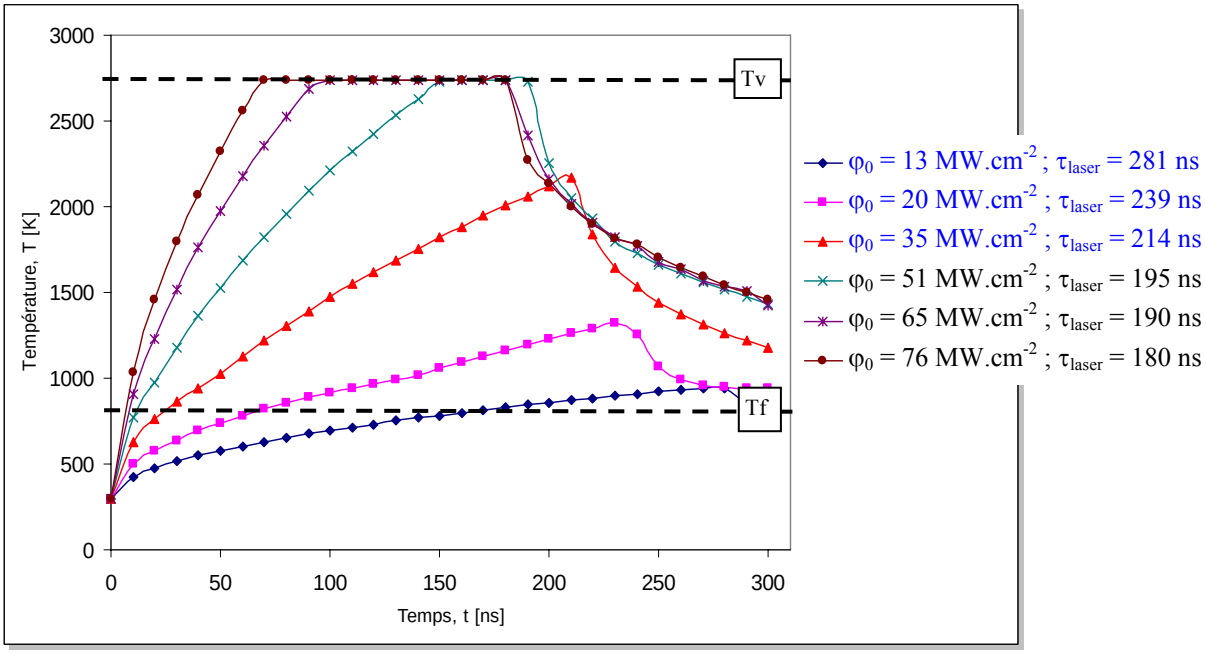


Figure II.25 – AA6056 – Evolution de la température de surface fonction de la densité de puissance incidente

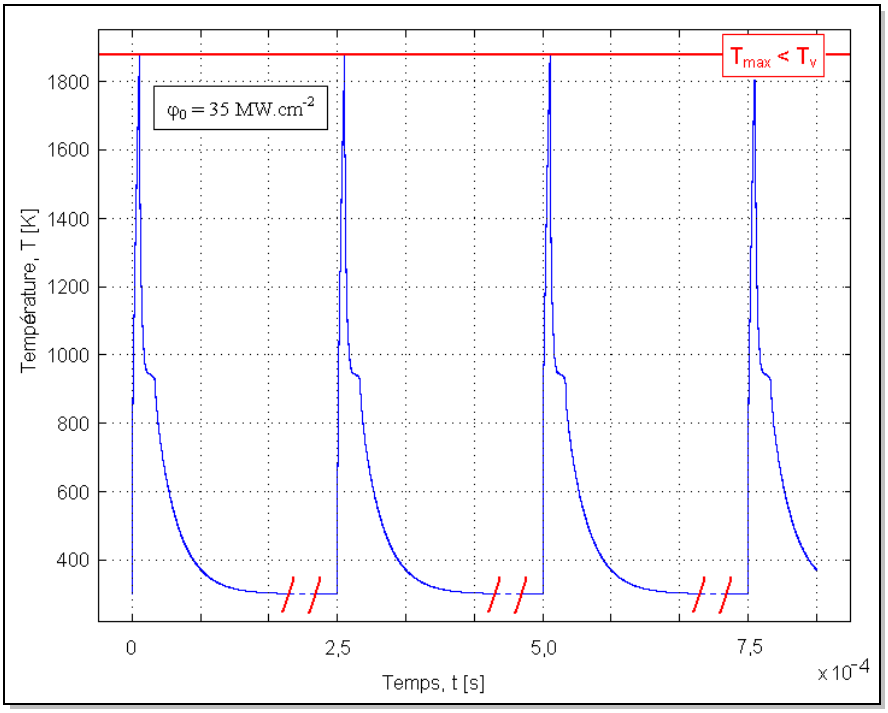


Figure II.26 – AA6056 – Evolution de la température de surface pendant un train d'impulsion (E = 6mJ ; f = 4000Hz)

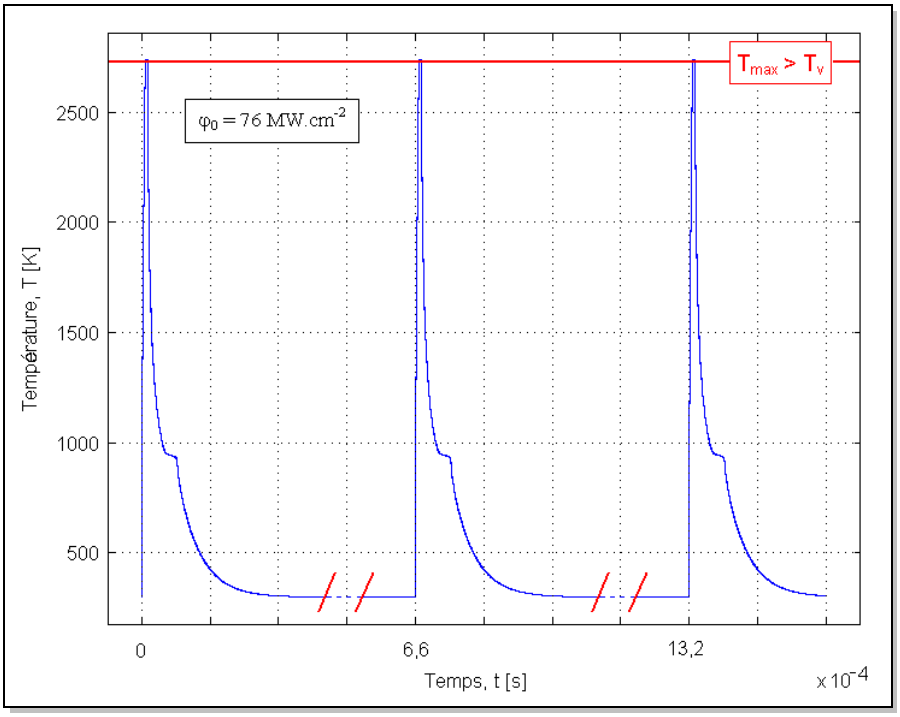
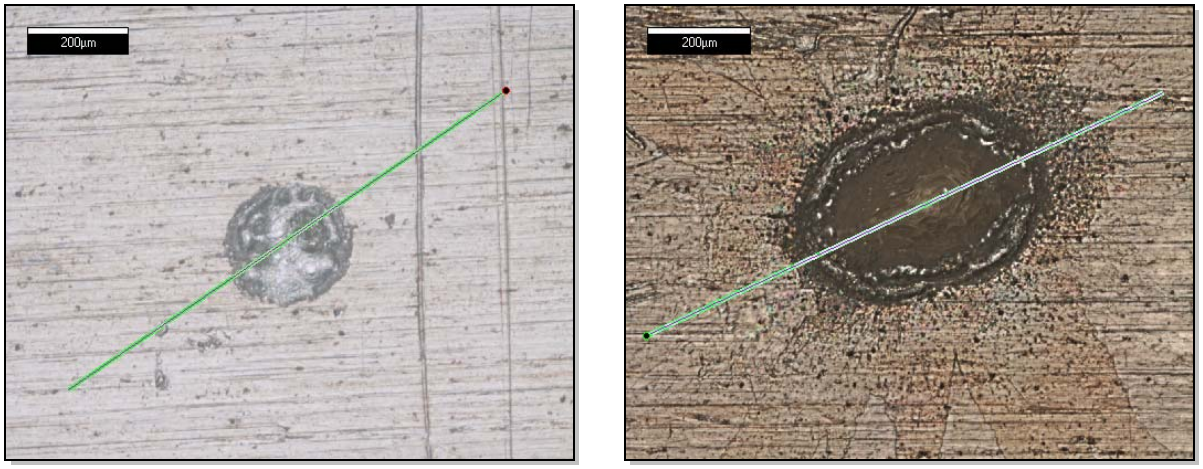


Figure II.27 – AA6056 – Evolution de la température de surface pendant un train d'impulsion (E = 11mJ ; f = 1500Hz)



(a) : E = 6 mJ ; f = 4000Hz ; (b) : E = 11 mJ ; f = 1500 Hz

Figure II.28 – AA6056 – Images obtenus à l'aide du microscope topographique

Dans la lumière de ces résultats, l'influence de la fréquence des impulsions sur le débit volumique, devient significative, seulement si nous utilisons une énergie par impulsion qui permet d'avoir le phénomène de vaporisation à chaque impact laser. De cette manière, nous enlèverons de matière par l'intermède de deux mécanismes : vaporisation et éjection de matière

liquide sur l'action de la pression de recul. Cette tendance a été observée pendant la modélisation expérimentale. En revanche, l'analyse de profils des impacts (Figure II.29) montre que, l'augmentation de l'énergie détermine la formation de bourrelets et en conséquence, la dégradation de la qualité de surface (forte rugosité). L'augmentation de l'énergie des impulsions impose une diminution de la fréquence, diminution imposée par le système laser utilisé. Le fait d'avoir une faible fréquence ne permet pas d'avoir un grand taux de recouvrement, ce qui conduit à une mauvaise rugosité. Donc, en réduisant la vitesse d'usinage on augmente le taux de recouvrement, ce qui permet d'obtenir une surface moins rugueuse. Ces résultats permettent de comprendre l'influence de la vitesse d'usinage et de la fréquence sur la rugosité de surface observée pendant la modélisation expérimentale.

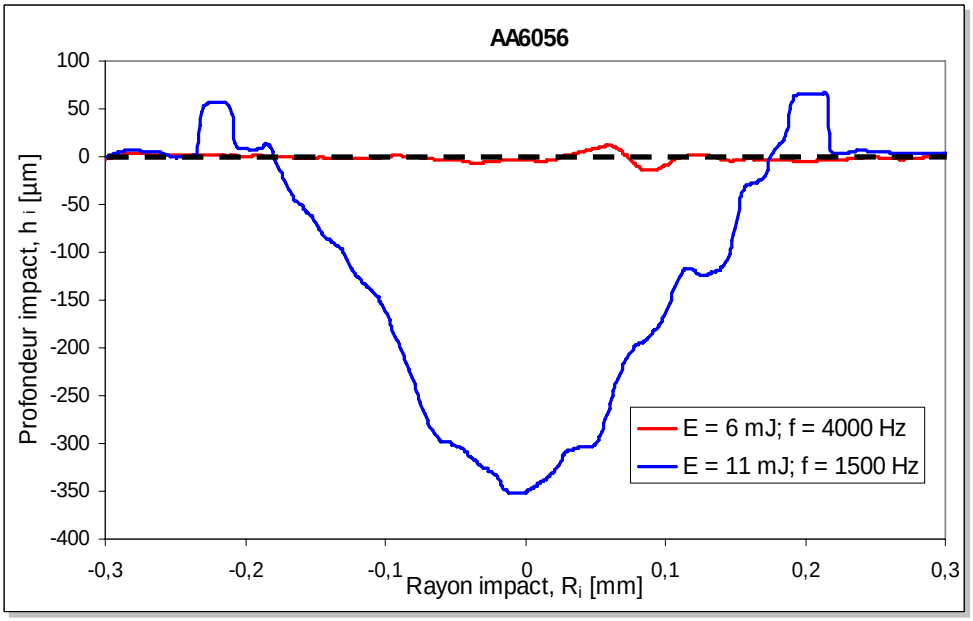


Figure II.29 – AA6056 – Profils des impacts

Afin de maximiser le débit volumique il est nécessaire de travailler avec le maximum d'énergie, ce maximum étant obtenu dans l'intervalle de fréquence compris entre 1000 et 3000 Hz (annexe 2) avec le laser utilisée. En revanche, le fait d'obtenir un grand débit volumique implique une diminution de la fréquence ce qui nécessite de baisser la vitesse. Cependant, cette démarche conduit à une baisse de la productivité. En conclusion, dans le cas de l'alliage d'aluminium il faut faire un compromis entre la productivité et la qualité de la surface obtenue.

II.6. Conclusion

L'objectif de ce chapitre a été de modéliser un tir laser du point de vue thermique. Dans une première partie nous avons fait une étude préliminaire permettant de justifier l'utilisation d'un modèle thermique unidimensionnel, étant donnée la faible profondeur de pénétration thermique comparée au diamètre de l'impact laser.

Nous avons mis en œuvre 2 modèles thermiques : (1) sans prise en compte de l'échappement des vapeurs et (2) avec prise en compte de l'échappement des vapeurs. L'analyse des résultats obtenus a montré que le deuxième modèle présente d'une manière plus claire les phénomènes thermiques induits pendant l'interaction faisceau laser – matière.

Dans une seconde partie, à l'aide du deuxième modèle, nous avons réalisé des simulations numériques pour les combinaisons des paramètres laser utilisés dans la partie I. Les résultats ainsi obtenus permettent de conclure que :

- le temps nécessaire pour atteindre la fusion et la vaporisation en surface est inversement proportionnel à la densité de puissance ;
- l'épaisseur de liquide formé pendant l'interaction (304L et TA6V) reste constante avec la densité de puissance et que pour AA6056 elle varie proportionnellement avec cette dernière ;
- la profondeur du cratère formé pendant l'interaction varie proportionnellement à la racine carrée de la durée d'impulsion pour le 304L et le TA6V et que pour AA6056 elle n'évolue pas avec la densité de puissance ;
- l'alliage AA6056 atteint la température de vaporisation uniquement pour des grandes densités de puissance supérieur à 50 $MW.cm^{-2}$ ce qui explique la différence de comportement par rapport aux deux autres matériaux.

Le modèle thermique unidimensionnel permet de mieux comprendre les résultats expérimentaux et l'hypothèse d'une couche de liquide très petite comparée à la largeur de l'impact laser et donc, d'un fort gradient de température longitudinal. Cependant il ne permet pas de tenir compte du déplacement transverse de liquide sous l'action de la pression de recul, induisant une légère déformation en surface et la formation d'un bourrelet. Cette étude fait l'objet du chapitre suivant dans lequel nous utilisons un modèle 2D permettant de tenir compte du mouvement du métal fondu repoussé vers les bords de la zone d'interaction sous l'action de la pression de recul.

III. Modélisation thermique 2D de l'interaction faisceau laser - matière avec prise en compte du déplacement du liquide

III.1. Introduction

Nous avons vu dans le chapitre précédent que l'action de la pression recul est très importante dans le phénomène d'enlèvement de la matière et sur la rugosité de la surface obtenue. Mais le modèle 1D développé ne permet pas l'analyse de l'évolution de la couche de liquide.

L'objectif de ce chapitre est donc de prendre en compte le mouvement du liquide et la déformation de la surface libre sous l'action de la pression de recul due à l'éjection des vapeurs.

Afin d'atteindre nos objectifs, dans un premier temps, nous avons développé un modèle 2D en symétrie axiale à l'aide du logiciel COMSOL – Multiphysics [Comsol'04], [Comsol'05]. Ce modèle nous permettra d'analyser le déplacement transversal du liquide, mais il ne permet pas de tenir compte de la déformation réelle de la surface. Afin de tenir compte de celle-ci nous avons développé un deuxième modèle en utilisant un maillage mobile. Dans ce dernier modèle, il est nécessaire de prendre en compte les tensions de surface qui s'opposent au déplacement du liquide. Après la fin de l'irradiation laser, cette force liée aux tensions de surface sera le moteur du retour du liquide vers sa position d'origine. Le but final est d'étudier le déplacement du liquide sur un cycle de chauffage-refroidissement, afin d'estimer si le métal liquide rejeté sur le bord de l'impact réussit à revenir à sa place initiale ou si la solidification a lieu avant le remplissage du cratère.

Le développement de ces modèles nous permettra d'un part d'étudier les mécanismes d'enlèvement de matière et, d'autre part de déterminer l'influence du déplacement de liquide sur la rugosité finale des échantillons obtenus lors de la modélisation expérimentale (cf. chapitre I).

III.2. Mouvement hydrodynamique

Les forts gradients de température et les forces mécaniques développées pendant l'interaction faisceau laser-matière, ont une action sur la couche de liquide formée durant l'irradiation laser. Leurs actions engendrent, dans la couche liquide, des phénomènes hydrodynamiques. Les mécanismes susceptibles de produire ces phénomènes sont présentés dans les paragraphes suivants.

III.2.1. Mouvement du liquide sous l'action des gradients de température

III.2.1.1.Effet thermogravitaire

Le premier mécanisme susceptible d'engendrer un mouvement dans la couche de fluide est la variation de la densité ρ du fluide avec la température, à l'origine de la force volumique (poussée d'Archimède) [Guyon'94], [Mai'03], [Mansoor'05] :

$$\rho(T) = \rho_0\left(1 - \alpha\left(T - T_f\right)\right) \qquad \textbf{(III.1)}$$

Où :

$$\alpha = -\frac{1}{\rho_0} \cdot \left.\frac{\partial \rho}{\partial T}\right|_{T=T_f} = cste \qquad \textbf{(III.2)}$$

avec α le coefficient d'expansion thermique et ρ_0 la masse volumique au point de fusion du matériau.

Cette dépendance de ρ avec la température est à l'origine de la convection de Rayleigh-Bénard lorsqu'un gradient de température vertical négatif existe. Ce mécanisme opère en volume, et il est présent dès que la différence de température ΔT est non nulle. En surface, le fluide est animé d'un mouvement de la zone chaude vers la zone froide. On s'attend, par ailleurs, à ce qu'il soit d'autant plus important que l'épaisseur de fluide est plus grande. Il faut

spécifier que la convection Rayleigh – Bénard à lieu seulement si la surface inferieur a une température plus grande que la surface supérieur [Guyon'94]. Dans notre cas, nous nous situons dans le cas contraire et, en conséquence, nous n'avons pas de convection Rayleigh – Bernard.

Une autre variation de la densité avec la température peut être du a un gradient de température horizontale. Ceci conduit à une dilatation du fluide du coté chaud donc, une élévation de la surface, et ainsi une différence de pression horizontale à une hauteur d'observation fixée. Dans notre cas, en tenant compte de la faible épaisseur du liquide comparative au rayon du faisceau laser, ce mécanisme est très faible. En conséquence, nous tiendrons compte de ce phénomène que par l'intermédiaire du terme de flottabilité, $\vec{F}$:

$$\vec{F} = \rho\,\alpha\left(T - T_f\right)\vec{g} \qquad \textbf{(III.3)}$$

III.2.1.2.<u>Effet thermocapillaire</u>

Le deuxième mécanisme engendrant le mouvement du liquide est dû à la variation de la tension de surface **σ** avec la température (convection Marangoni) [Chang'02], [Ganesh'97], [Guyon'94] :

$$\sigma(T) = \sigma_0 - \gamma\left(T - T_f\right) \qquad \textbf{(III.4)}$$

où :

$$\gamma = -\left.\frac{\partial\sigma}{\partial T}\right|_{T=T_f} = cste \qquad \textbf{(III.5)}$$

Pour la plupart des fluides, la tension de surface est reliée aux forces de Van der Waals. Une augmentation de l'agitation thermique réduit l'influence de ces interactions et diminue la valeur de la tension de surface. On en déduit que γ est positifs, ce qui est vérifié pour la plupart des fluides. Une différence de température en surface se traduit par une différence de tension de surface, ce qui engendre en surface un déplacement de la zone chaude (σ faible) vers la zone froide (σ fort). Le fluide étant visqueux, ce mouvement se propage dans le volume sous la

surface. Par conservation de la matière à travers une section verticale quelconque, le bas de la couche de fluide doit alors être animé d'une vitesse de sens opposé, ce qui traduit sa recirculation et l'existence d'un rouleau dans l'écoulement de base. Ce mécanisme opère d'abord en surface, puis dans le volume et sera effectif dès que $\Delta T \neq 0$.

La vitesse caractéristique d'une particule fluide de la surface, soumise à un phénomène de convection thermocapillaire, peut être déterminée en écrivant l'équation d'équilibre entre la force de dissipation visqueuse et la force due à la variation de la tension de surface avec la température. En coordonnées cylindriques ceci conduit à l'expression suivante [Bäuerle'96]:

$$\eta \left.\frac{\partial u}{\partial z}\right|_{z=\delta_l} = -\frac{\partial \sigma}{\partial T} \cdot \frac{\partial T}{\partial r} \qquad \textbf{(III.6)}$$

Si $u\big|_{z=0} = 0$, ce qui conduit que la vitesse de déplacement du liquide, due à l'effet Marangoni, est décrite par l'équation suivante [Bäuerle'96]:

$$u \approx \frac{\gamma}{\eta}\frac{\delta_l}{R}\left(T_f - T_v\right) \qquad \textbf{(III.7)}$$

Nous observons que la vitesse de déplacement du liquide, due à l'effet Marangoni, est proportionnelle au rapport δ_l/R. Dans le chapitre II, nous avons observé que l'épaisseur de la couche liquide est beaucoup plus faible que le rayon du faisceau laser focalisé. Ceci nous permet d'affirmer que la vitesse d'une particule fluide en surface, due à l'effet thermocapillaire, est petite. Afin de confirmer nos affirmations, nous avons réalisé un calcule avec, comme matériaux de base, l'alliage TA6V. En utilisant les valeurs présentées dans le Tableau III.1 nous obtenons une vitesse de 0,3 $m.s^{-1}$. Cette valeur est faible comparée à la valeur de la vitesse de déplacement du liquide sous l'action de la pression de recul (ordre de grandeur $\approx$ 20 $m.s^{-1}$: voir Figure II.11). En conséquence, dans les modèles numériques développés, nous négligerons l'influence de la convection Marangoni sur les phénomènes de déplacement du liquide.

Tableau III.1 – Paramètres utilisés pour le calcul de la vitesse de déplacement du liquide - effet Marangoni - cas du TA6V

Epaisseur du liquide :	δ_l = 1,83 µm
Rayon du faisceau laser focalisé :	R = 180 µm
Température de vaporisation :	T_v = 3558 K
Température de fusion :	T_f = 1933 K
Dérivée de la tension de surface avec la température :	$\gamma = 10^{-4}$ N.m^{-1}.K^{-1}
Viscosité dynamique :	$\eta = 2{,}8.10^{-3}$ Pa.s

III.2.2. Mouvement du liquide sous l'action des forces mécaniques

III.2.2.1.Pression de recul

Lorsque la température de vaporisation est atteinte, l'éjection de vapeurs engendre une surpression en surface de la couche de métal fondu. Le liquide formé est repoussé vers les bords de l'impact ce qui conduit à l'apparition d'un cratère [Semak'97a], [Semak'97b], [Semak'99], [Chen'01]. L'action de la pression de recul, due à l'éjection de vapeurs, est prise en compte par une condition limite au niveau de la surface supérieure. La valeur de la pression est déterminée à l'aide du modèle de Semak, basé sur le bilan énergétique et le bilan de masse dans la zone fondue (voir § II.4.4).

A partir de ce modèle nous avons pu établir une relation entre la pression de recul et la densité de puissance incidente (Figure II. 18) et un ajustement par une fonction puissance. Cet ajustement est réalisé pour des valeurs de la densité de puissance φ_0 variant entre la densité limite à la vaporisation et la densité maximale fournie par le laser (76 MW.cm^{-2}). Cette relation à été explicitée pour chaque matériau (équations III.8, III.9 et III.10).

- acier inoxydable 304L :

$$P_{r_{304L}} = 100 \cdot \varphi_0^{3,247} \qquad \textbf{(III.8)}$$

- alliage de titane TA6V :

$$P_{r_{TA6V}} = 377 \cdot \varphi_0^{2,962} \qquad \textbf{(III.9)}$$

- alliage d'aluminium AA6056 :

$$P_{r_{AA6056}} = 0,84 \cdot \varphi_0^{3,814} \qquad \textbf{(III.10)}$$

La prise en compte de l'action de la pression de recul dans nos modèles est intégrée dès que la surface atteint la température de vaporisation. L'effort est appliqué suivant la normale à la surface, en chaque nœud du maillage où la condition est réalisée.

III.2.2.2.Tension de surface

La deuxième force mécanique agissant sur la surface libre du liquide est due à la tension de surface. En présence de la plume, cette force s'oppose à l'action de la pression de recul. Ensuite elle tend à refermer le cratère résultant du déplacement du métal initié par la présence de la plume.

Son action sur la surface libre de la couche de liquide est décrite par l'équation de Laplace (équation III.11) [Guyon'94], [Quintero'05] :

$$\Delta p = \sigma \cdot C \qquad \textbf{(III.11)}$$

avec : Δp –différence de pression au niveau de l'interface ; $\Delta p = P_r - P_{système} \approx P_r$

σ –coefficient de tension de surface ;

C –courbure en chaque point de la surface ;

Ceci correspond à la continuité des contraintes normales à l'interface. Une variation de la courbure s'oppose à l'effet de la surpression. Cette équation peut s'écrire sous forme vectorielle (équation III.12), traduisant l'équilibre entredeux force surfaciques normales à la

surface. La force due aux tensions de surface fait à intervenir la courbure qui peut être calculé, dans le programme, par l'intermédiaire de la relation de Serret-Fernet (équation III.13)

$$F_{TS} = \sigma \cdot C \cdot \vec{n} \qquad \textbf{(III.12)}$$

$$\frac{\partial \vec{t}}{\partial s} = -C \cdot \vec{n} \qquad \textbf{(III.13)}$$

Avec : s – abscisse curviligne ;

$\vec{n}$ – vecteur normal à la surface ;

$\vec{t}$ – vecteur tangent à la surface.

d'où l'équation :

$$P_r \cdot \vec{n} = -\sigma \cdot \frac{\partial \vec{t}}{\partial s} \qquad \textbf{(III.14)}$$

L'action de celle-ci sur la couche de liquide sera analysée dans le §III.4, dans le cadre de la modélisation 2D avec prise en compte de la déformation de la surface.

III.3. Modélisation 2D en symétrie axiale du déplacement du liquide

III.3.1. Mise en œuvre du modèle

III.3.1.1.Géométrie du maillage

La géométrie du modèle est présentée sur la Figure III.1. Nous avons choisi deux domaines, afin d'utiliser un maillage progressif. Cette démarche nous a permis d'avoir en surface, dans la zone d'interaction faisceau laser matière, une taille maximale des éléments de 0,8 µm.

Du fait de la grande différence qui existe entre l'épaisseur de la couche de liquide et le rayon du faisceau laser focalisé, nous avons réalisé un allongement du maillage dans la direction r, avec un coefficient de 0,5. Ceci nous permet de diminuer la taille des éléments dans la direction z. Cette démarche a comme but, d'un part la réduction du temps de calcul et d'autre part, d'amélioré la convergence du modèle.

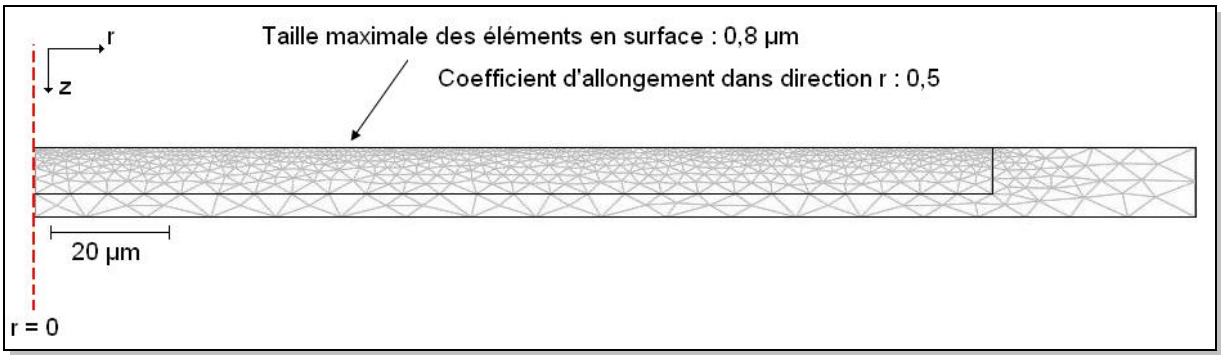


Figure III.1 – Géométrie du modèle 2D en symétrie axiale avec le maillage imposé

III.3.1.2.Equations du système

Afin de mettre en évidence le mouvement du liquide sous l'action de la pression de recul nous avons développé un modèle 2D en symétrie axiale, couplant le transfert de chaleur (conduction et convection) avec le mouvement du liquide sous l'action de la pression de recul.

L'équation thermique (équation III.15) tient compte des mouvements du liquide par l'intermédiaire du terme convectif dépendant de la vitesse du liquide.

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} + \nabla \cdot \left(-k \vec{\nabla} T\right) + \rho C_p \vec{\nabla}(T) \vec{u} = 0 \qquad \textbf{(III.15)}$$

Nous nous plaçons dans l'hypothèse d'un fluide Newtonien et incompressible. Dans ce cas, afin de modéliser le mouvement du liquide sous l'action de la pression de recul, nous utilisons les équations de Navier-Stokes (équation III.16).

$$\begin{cases} \rho \dfrac{\partial \vec{u}}{\partial t} - \nabla \cdot \left[\eta \left(\nabla u + (\nabla \vec{u})^t\right)\right] + \rho \left(\vec{u} \cdot \vec{\nabla}\right) \vec{u} + \vec{\nabla} p = \vec{F} \\ \vec{\nabla} \cdot \vec{u} = 0 \end{cases} \qquad \textbf{(III.16)}$$

Ce modèle est appliqué dans tout le domaine modélisé. La différence entre les points solides et liquides résulte d'une valeur très grande de la viscosité lorsque le matériau se trouve à l'état solide (température inferieure à la température de fusion).

III.3.1.3.Conditions aux limites

Afin d'imposer des conditions aux limites particulières dans certaines zone, la pièce à été délimité en plusieurs parties comme présenté sur la Figure III.2. Les conditions aux limites spécifiques à chaque phénomène étudié sont spécifiées dans les paragraphes suivants.

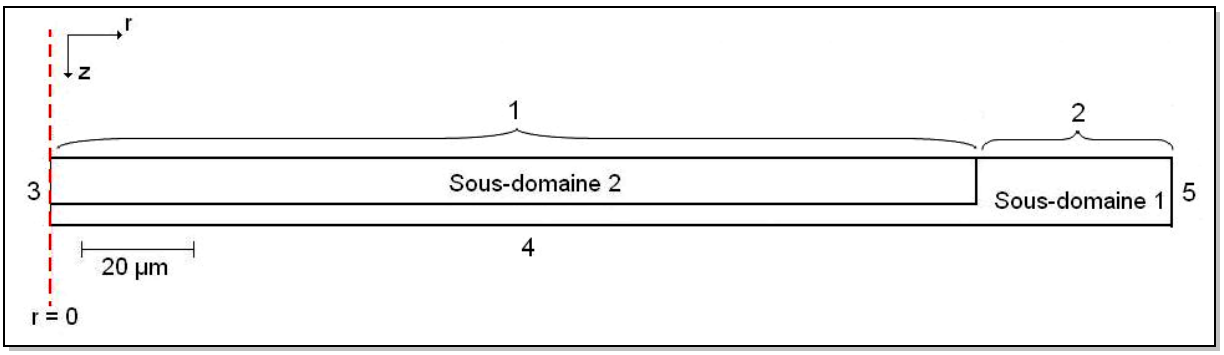


Figure III.2 – Zones de différentes conditions aux limites

III.3.1.3.1.Aspect thermique

La *zone 1* est soumise à une irradiation via un flux d'énergie, jusqu'à ce que la surface atteigne la température de vaporisation. A partir de ce moment et afin de tenir compte de l'échappement de vapeur, un échange convectif et par rayonnement avec un milieu à la température T_v est imposé jusqu'à la fin de l'impulsion (équation III.17).

$$-\vec{n}\left(-k\vec{\nabla}T+\rho C_p T\vec{u}\right)=\left|\begin{array}{lll} \alpha\cdot\varphi_0+h_{air}\left(T_0-T\right)+\varepsilon\cdot\sigma_{SB}\left(T_0^4-T^4\right) & si & \left|\begin{array}{l}0<\tau<\tau_{laser}\\ T<T_v\end{array}\right. \\ & & \\ h_{air}\left(T_v-T\right)+\varepsilon\cdot\sigma_{SB}\left(T_v^4-T^4\right) & si & \left|\begin{array}{l}0<\tau<\tau_{laser}\\ T>T_v\end{array}\right. \end{array}\right. \qquad \textbf{(III.17)}$$

avec σ_{SB} la constante de Stefan - Boltzmann, $\vec{u}$ le champ de vitesse et $\vec{n}$ le vecteur normal à la surface.

Les conditions thermiques appliquées à ce nouveau modèle sont similaires aux conditions du modèle unidimensionnelle (chapitre II - §II.4.2.2). Cependant le modèle 1D est équivalent à une distribution d'énergie constante sur toute la zone irradiée. Dans ce nouveau modèle nous tenons compte de la répartition spatiale gaussienne de l'énergie. La densité de puissance incidente est :

$$\varphi_0=\frac{2P_c}{\pi R^2}e^{\left(-\frac{2r^2}{R^2}\right)} \qquad \textbf{(III.18)}$$

avec R le rayon de la tache focale contenant 86% de la puissance totale.

On peut remarquer dans ce cas que la densité de puissance maximale est deux fois plus grande que dans le cas du modèle 1D, mais a puissance totale est la même. La quantité d'énergie absorbée dépend du facteur d'absorption, α, et est liée au matériau étudié (tableau I.4)

La *zone 2* est soumise à un échange convectif et radiatif avec le milieu ambiant, de température T_0 (équation III.19).

$$-\vec{n}\left(-k\vec{\nabla}T+\rho C_p T\vec{u}\right)=h_{air}\left(T_0-T\right)+\varepsilon\cdot\sigma_{SB}\left(T_0^4-T^4\right) \qquad \textbf{(III.19)}$$

Pour la *zone 3* nous avons imposé une condition limite correspondant à une symétrie axiale :

$$r=0 \qquad \textbf{(III.20)}$$

Les *zones 4 et 5* ont, pour conditions aux limites, un échange convectif avec un milieu à la température ambiante, T_0. L'équation suivante est retenue:

$$-\vec{n}\left(-k\vec{\nabla}T+\rho C_p T\vec{u}\right)=h_{air}\left(T_0-T\right) \qquad \textbf{(III.21)}$$

III.3.1.3.2.Aspect hydrodynamique

La *zone 1* (Figure III.2) est soumise à l'action de la pression de recul, P_r (équation III.24).

$$\left[-pI+\eta\left(\nabla\vec{u}+\left(\nabla\vec{u}\right)^t\right)\right]\cdot\vec{n}=-P_r\cdot\vec{n} \qquad \textbf{(III.22)}$$

avec : I – la matrice identité

L'action de la pression de recul commence à partir du moment quand la surface arrive à la température de vaporisation, condition prise en compte dans le modèle à l'aide de la fonction Heaviside.

Pour les *zones 2, 4 et 5* nous avons imposé une condition de non glissement ($\vec{u}=0$). Enfin la *zone 3* est soumise à une condition de symétrie axiale ($r=0$).

Ce modèle sera utilisé, d'un part pour étudier l'évolution temporelle de la vitesse de déplacement de liquide sous l'action de la pression de recul, et d'autre part pour analyser l'influence de la densité de puissance sur les mécanismes d'enlèvement de matière. Les résultats ainsi obtenus sont présentés dans les paragraphes suivants.

III.3.2. Modélisation d'un impact laser – résultats et discussions

Pour chaque matériau étudié, nous avons réalisé cinq simulations en utilisant les combinaisons de paramètres laser présentées dans le Tableau III.2. Les simulations ont été faites sur la durée des impulsions.

Tableau III.2 – Paramètres laser utilisés pour la simulation

Simulation numéro	φ_0 [MW.cm^{-2}]	P_m [W]	P_c [kW]	τ_{laser} [ns]	E [mJ]	f [Hz]
1	13,2	10,5	10,6	283	3	3500
2	20,2	22,0	16,3	245	4	5500
3	26,1	37,5	21,0	238	5	7500
4	35,2	57,0	28,4	211	6	9500
5	76,0	16,5	61,0	180	11	1500

III.3.2.1.Evolution temporelle du déplacement du liquide sous l'action de la pression de recul

Dans un premier temps nous nous sommes intéressés à l'évolution du déplacement du liquide sous l'action de la pression de recul.

L'analyse de la pression de recul montre que, dans le cas des alliages 304L et TA6V, la valeur maximale atteinte vaut respectivement 600 et 700 10^5 Pa. En revanche, dans le cas de l'alliage d'aluminium, celle-ci est 150 fois plus petite que pour les deux autres matériaux. Si on s'intéresse à l'évolution temporelle de la pression (Figure III.3), il est notable que cette dernière atteint 80% de sa valeur maximale en une durée voisine de 10 ns. Si, pour l'alliage de titane et l'acier inoxydable les valeurs maximales sont atteintes après 50 ns, pour l'alliage d'aluminium la pression maximale est atteinte seulement à la fin de l'impulsion. Ceci est dû au temps nécessaire pour atteindre la température de vaporisation dans le cas de l'alliage d'aluminium AA6056.

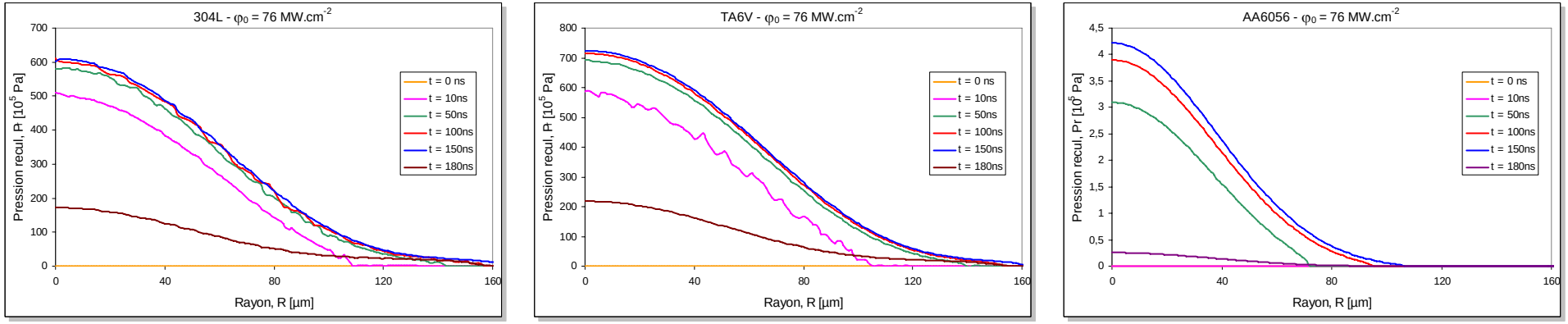


Figure III.3 – Evolution de la pression de recul en surface pendant l'interaction faisceau laser - matière

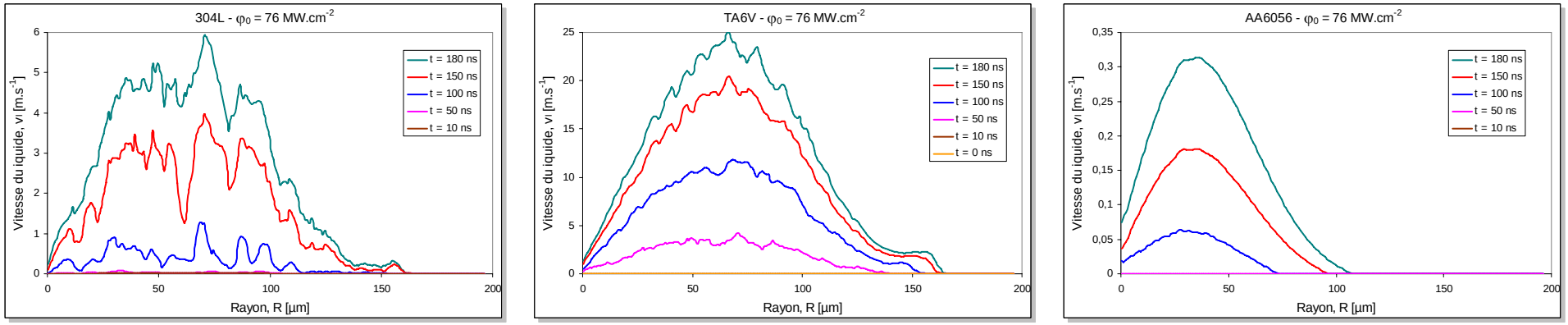


Figure III.4 – Evolution de la vitesse du liquide pendant l'interaction faisceau laser – matière (R = 160 µm)

Le phénomène de décroissance de la pression, enregistré à la fin de l'impulsion est du à la décroissance de la fonction « Heaviside » utilisé pour l'application du flux laser.

Puisque la vitesse de déplacement du liquide dépend des caractéristiques des matériaux étudiés, la variation temporelle de celle-ci est spécifique à chaque matériau (Figure III.4).

Dans le cas de l'acier 304L, la vitesse maximale de déplacement du liquide est voisine de 5 $m.s^{-1}$. Le liquide commence à se déplacer vers les bords, sous l'action de la pression de recul, 50 ns après le début de l'interaction faisceau laser – matière. Les fortes oscillations observées sont dues à la trop grande taille des éléments en surface relativement à l'épaisseur de liquide (δ_l = 0,5 µm) formé.

En ce qui concerne le TA6V, la vitesse maximale enregistrée est cinq fois plus grande que celle calculée pour l'acier 304L (Figure III.5). Même si le déplacement du liquide débute au même moment pour les deux matériaux (304L et TA6V), la vitesse obtenue dans le cas de titane augmente plus vite que pour l'autre matériau. L'augmentation de l'épaisseur de la couche de liquide (δ_l = 1,1 µm) a comme conséquence la diminution des oscillations.

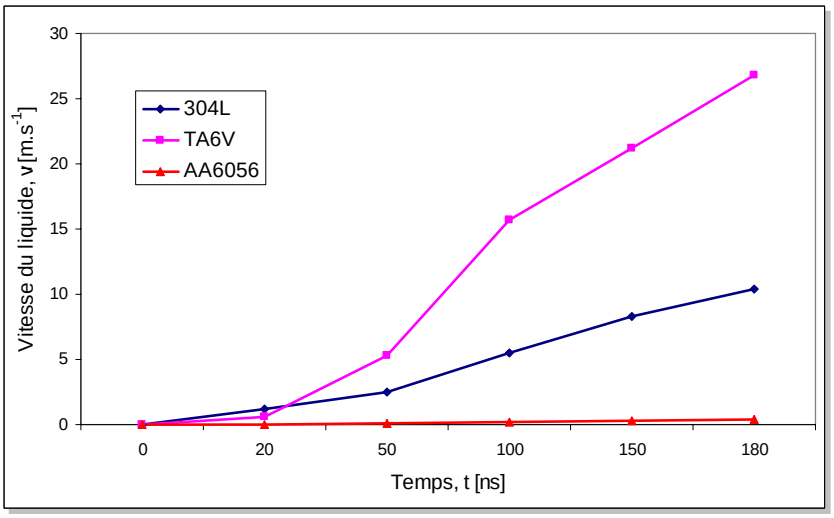


Figure III.5 – Evolution de la vitesse du liquide pendant l'interaction faisceau laser – matière (φ_0 = 76 $MW.cm^{-2}$)

On observe que l'évolution temporelle de la vitesse du liquide dans le cas de l'alliage d'aluminium (Figure III.4), est très petite comparativement aux vitesses calculées pour les deux autres matériaux (Figure III.5). Dans ce cas, le début du déplacement du liquide est enregistré plus tard (t ≈ 100 ns) pour arriver à une valeur maximale de 0,3 $m.s^{-1}$ en fin de l'impulsion. Ceci s'explique par le faite que la température de vaporisation est atteinte plus

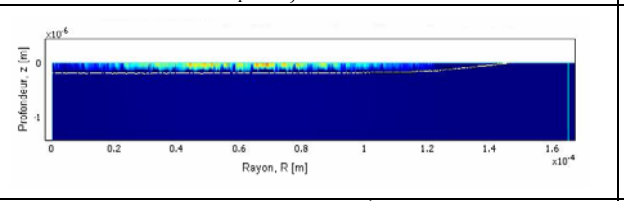
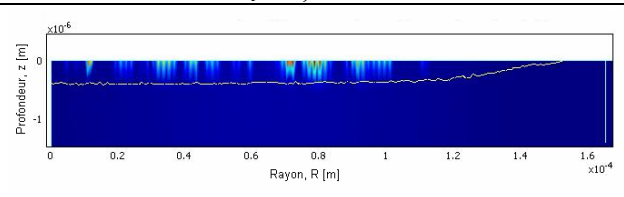
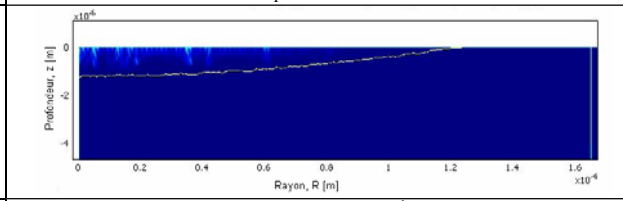
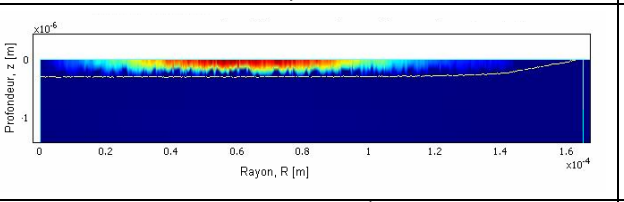
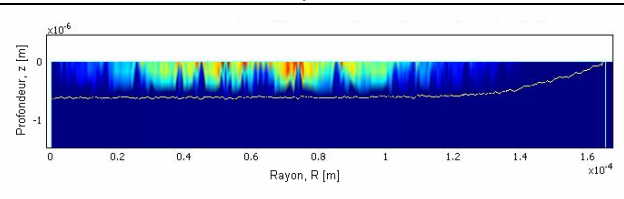
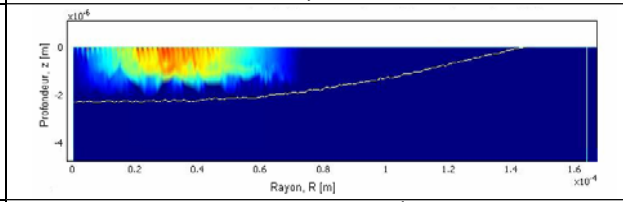
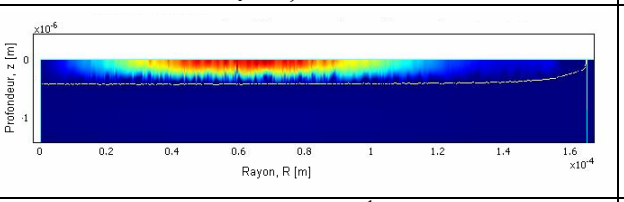
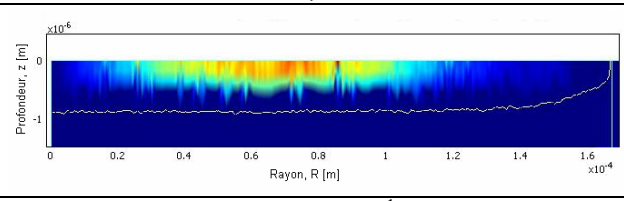
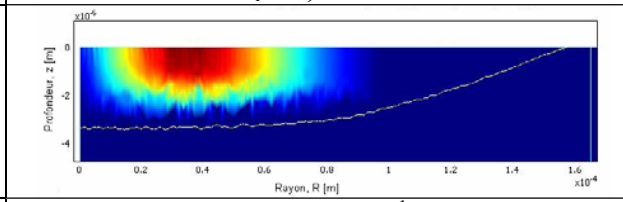
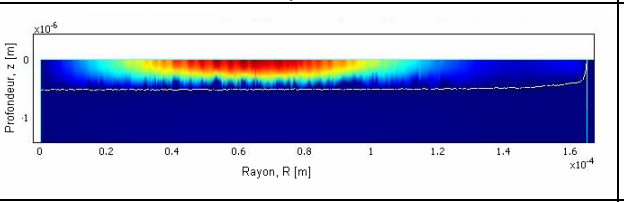
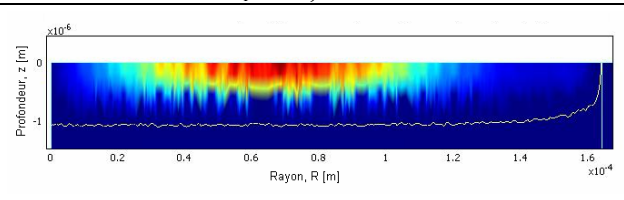
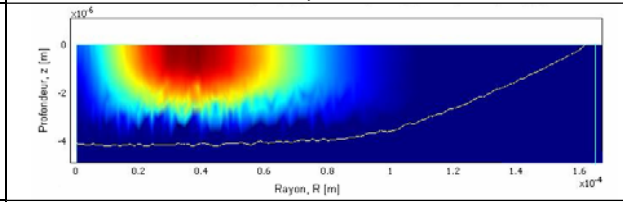
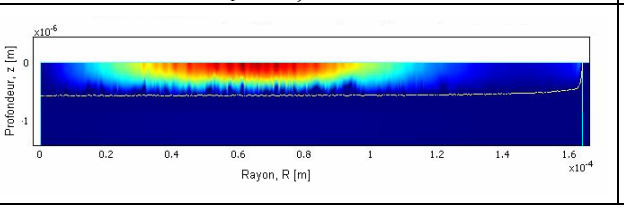
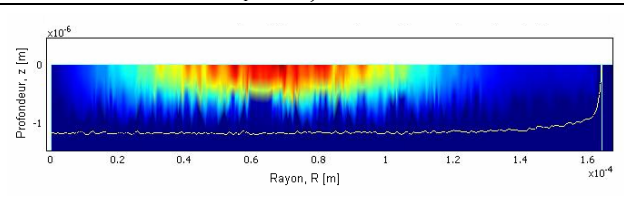
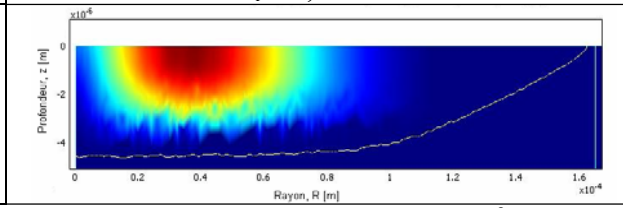
Temps	304L	TA6V	AA6056
t = 20 ns	$v_l = 1{,}2$ m.s^{-1}	$v_l = 0{,}6$ m.s^{-1}	$v_l = 0$ m.s^{-1}
			
t = 50 ns	$v_l = 2{,}5$ m.s^{-1}	$v_l = 5{,}3$ m.s^{-1}	$v_l = 0{,}08$ m.s^{-1}
			
t = 100 ns	$v_l = 5{,}5$ m.s^{-1}	$v_l = 15{,}7$ m.s^{-1}	$v_l = 0{,}19$ m.s^{-1}
			
t = 150 ns	$v_l = 8{,}4$ m.s^{-1}	$v_l = 21{,}3$ m.s^{-1}	$v_l = 0{,}32$ m.s^{-1}
			
t = 180 ns	$v_l = 10{,}4$ m.s^{-1}	$v_l = 26{,}8$ m.s^{-1}	$v_l = 0{,}40$ m.s^{-1}
			

Figure III.6 – Evolution temporelle du champ de vitesse du déplacement du liquide sous l'action de la pression de recul ($\varphi_0 = 76$ MW.cm^{-2})

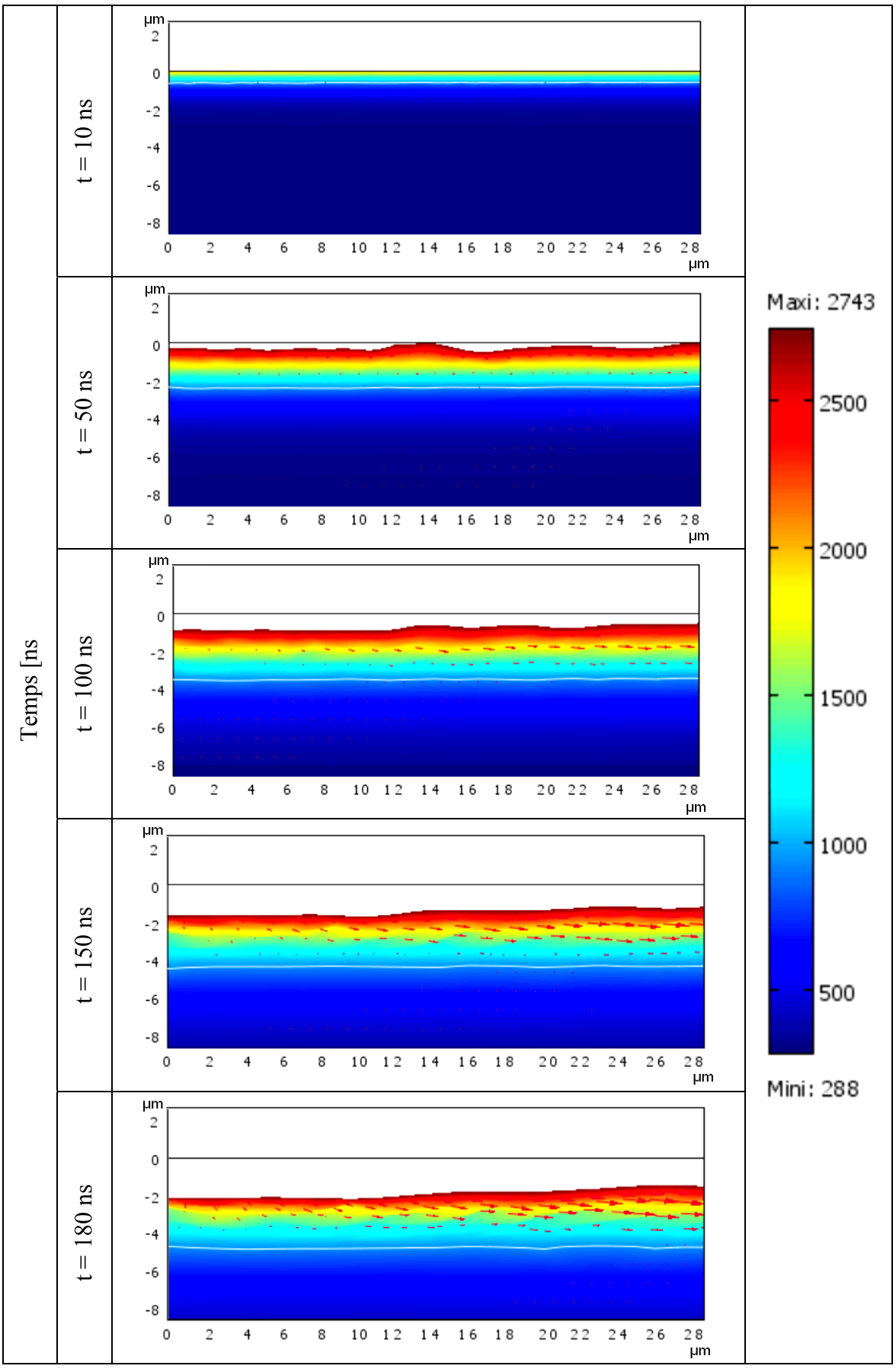


Figure III.7 – Déplacement du liquide sous l'action de la pression de recul – cas de l'alliage d'aluminium (agrandissement de la zone centrale, phase de chauffage)

tard, et en conséquence l'action de la pression de recul commence plus tard que pour les deux autres matériaux. Le fait que l'épaisseur du liquide est presque 4 fois plus grande (δ_l = 4,1 µm) que dans les cas précédents (acier 304L et alliage TA6V), conduit à l'élimination des oscillations enregistrées auparavant.

Enfin l'évolution temporelle du champ de vitesse (Figure III.6) montre que la vitesse maximale du liquide se situe à la surface de la couche liquide pour les trois matériaux étudiés. On observe que l'évolution spatiale de l'épaisseur du liquide à la fin d'impulsion, est constante tout au long du rayon laser dans le cas de l'acier inoxydable et de l'alliage de titane. Dans le cas de l'alliage d'aluminium ce phénomène n'est pas observé.

La figure III.7 présente un agrandissement dans la zone centrale de l'impact dans le cas de l'alliage d'aluminium. Nous observons, à l'aide des flèches, que l'écoulement du liquide sous l'action de la pression de recul se réalise du centre vers le bord de l'impact, en conduisant à la formation d'un cratère. Le trait blanc représente l'isotherme de fusion.

L'épaisseur constante pour l'acier 304L et l'alliage TA6V détermine le développement d'une vitesse maximale radiale située à 70 – 80 µm de l'axe de symétrie du faisceau laser focalisé. Pour l'autre matériau, la vitesse radiale maximale est observée à 40 µm de la même axe de symétrie.

III.3.2.2.Evolution du déplacement du liquide en fonction de l'intensité de la pression de recul (densité de puissance incidente)

Après l'analyse de l'évolution temporelle du déplacement du liquide nous nous sommes intéressés à l'influence de la densité de puissance sur le déplacement de ce liquide.

Une première analyse des résultats montre que l'évolution de la pression de recul présente un comportement similaire pour les deux alliages 304L et TA6V. On enregistre l'existence d'une pression de recul pour toutes les densités de puissance incidente utilisées. En revanche, dans le cas de l'alliage AA6056, on observe l'apparition d'une pression de recul seulement à partir d'une densité de puissance de 35MW.cm^{-2}. Cette densité seuil est plus petite que celle observée dans le cas de la modélisation numérique 1D. Ceci s'explique par le fait que, dans le modèle présenté dans cette partie (équation III.18), la répartition de l'énergie apportée en surface est gaussienne, tandis que dans le modèle 1D la répartition est considérée constante sur toute la surface (équation II.2).

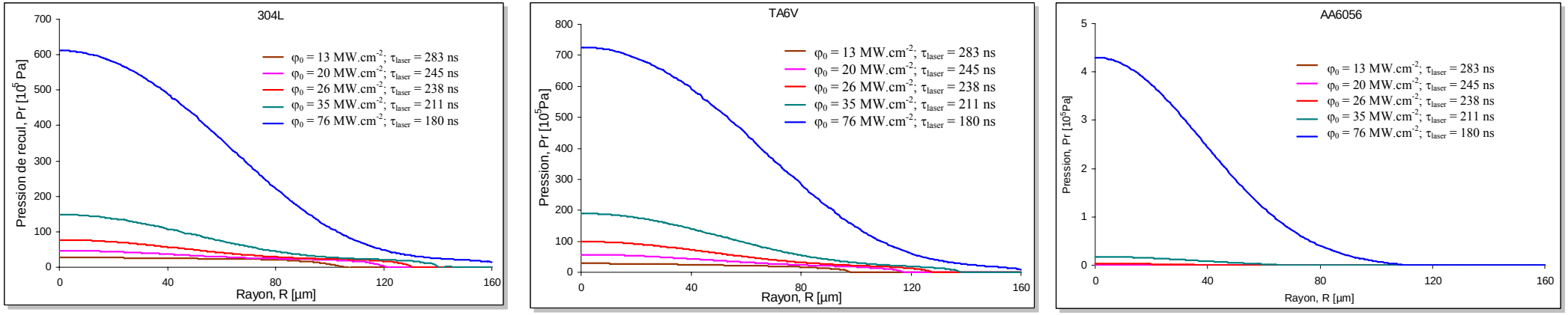


Figure III.8 – Evolution de la pression de recul en surface en fonction de la densité de puissance incidente ($\tau = \tau_{laser}$)

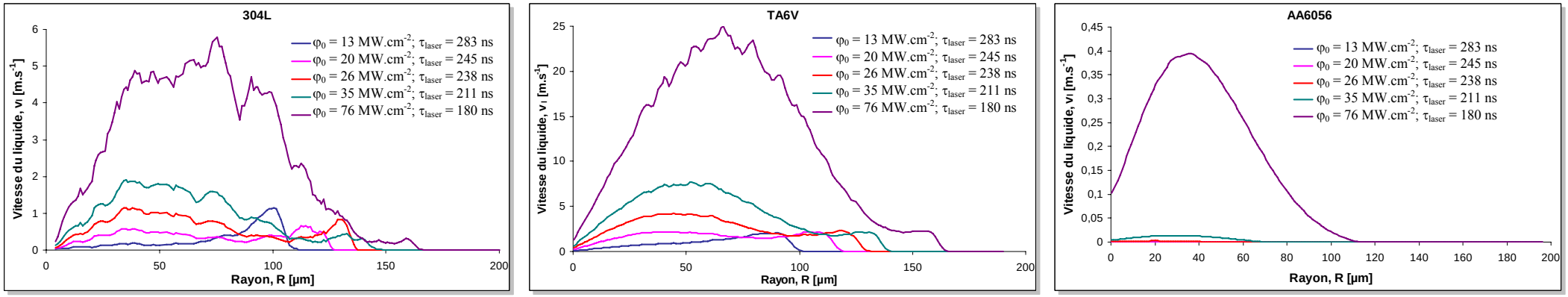


Figure III.9 – Evolution de la vitesse du mouvement du liquide en fonction de la densité de puissance incidente (R = 160 µm)

En regardant les résultats obtenus sur la vitesse de déplacement du liquide (Figure III.9), on observe que plus la densité de puissance est grande plus la vitesse est grande. En ce qui concerne les nuances 304L et TA6V, on enregistre toujours des instabilités numériques dans l'évolution de la vitesse, mais celles-ci diminuent lorsque la vitesse décroît.

En revanche, dans le cas de l'alliage AA6056, la plus forte épaisseur du liquide et la plus faible vitesse du liquide, jouent un rôle important dans l'élimination de ces instabilités numériques. On en conclut que la pertinence des résultats obtenus dépend de l'amplitude des phénomènes hydrodynamiques et thermiques qui ont une influence sur le choix de la taille des éléments du maillage en surface.

En analysant l'évolution de la vitesse maximale en surface pour l'alliage de titane et l'acier inoxydable, on observe, pour les plus faibles vitesses, une répartition quasi uniforme des champs de vitesses en surface. Ensuite, plus la densité de puissance augmente et plus la vitesse augmente au centre de l'impact, conférant une allure « gaussienne » à la courbe. Ceci s'explique en regardant l'évolution de la pression de recul avec φ_0. Si, pour de faibles densités de puissance la distribution de la pression en surface peut être considérée comme constante, pour une grande densité, la distribution de la pression prend une allure gaussienne, imprimant une vitesse plus grande au liquide, autour de l'axe de symétrie

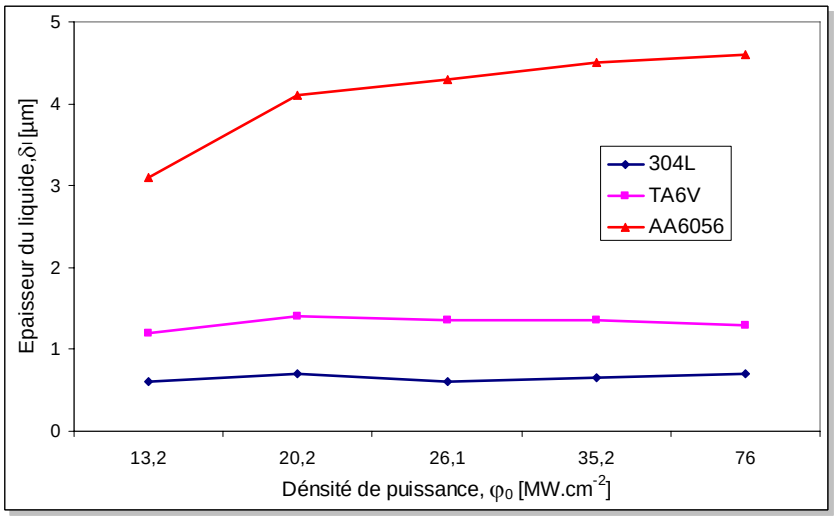


Figure III.10 – Evolution de l'épaisseur de la couche de liquide en fonction de la densité de puissance incidente

En tenant compte du fait que l'épaisseur de liquide reste constante pour les densités de puissances étudiées (Figure III.10), le liquide tend à s'échapper plus rapidement sur les bords de la zone d'impact lorsque l'énergie apportée en surface augmente. Ce phénomène n'est pas observé dans le cas de l'alliage d'aluminium. L'augmentation de l'épaisseur du liquide avec φ_0 (Figure III.10) compense l'augmentation de la vitesse du liquide en surface par la dissipation de celle-ci en profondeur.

III.3.2.3.Evolution du diamètre du cratère en fonction de la densité de puissance incidente

En analysant l'évolution du champ de température en surface on peut observer l'évolution du diamètre du cratère suite à l'impact du faisceau laser. Afin d'analyser l'influence de la densité de puissance sur l'évolution du diamètre du cratère, nous considérons que celui-ci correspond à la zone vaporisée. En première approche nous voyons que le cratère tend à s'élargir lorsque la densité de puissance apportée en surface croît. Ce comportement est observé pour les trois matériaux (figures III.10 à III.12)

On observe, dans le cas des alliages 304L et TA6V, que pour les plus faibles puissances surfaciques le rayon du cratère est plus petit que le rayon du faisceau laser focalisé. En revanche, pour la densité de puissance maximale, le rayon du cratère est égal au rayon du faisceau laser focalisé. Ce phénomène s'explique par la répartition gaussienne de l'énergie apportée en surface.

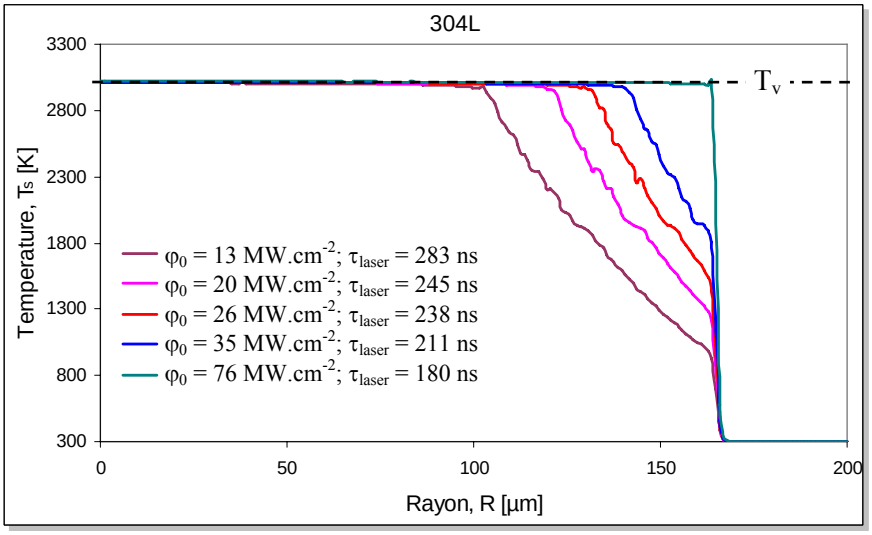


Figure III.11 – 304L – Evolution de la température de surface en fonction de la densité de puissance incidente (R = 160 µm)

En ce qui concerne l'alliage d'aluminium, la formation d'un cratère commence à partir d'une densité de puissance plus élevée (voisine de 35 MW.cm^{-2} – Figure III.13). On remarque, également, que pour la densité de puissance maximale, le rayon du cratère n'est pas égal au rayon du faisceau laser focalisé.

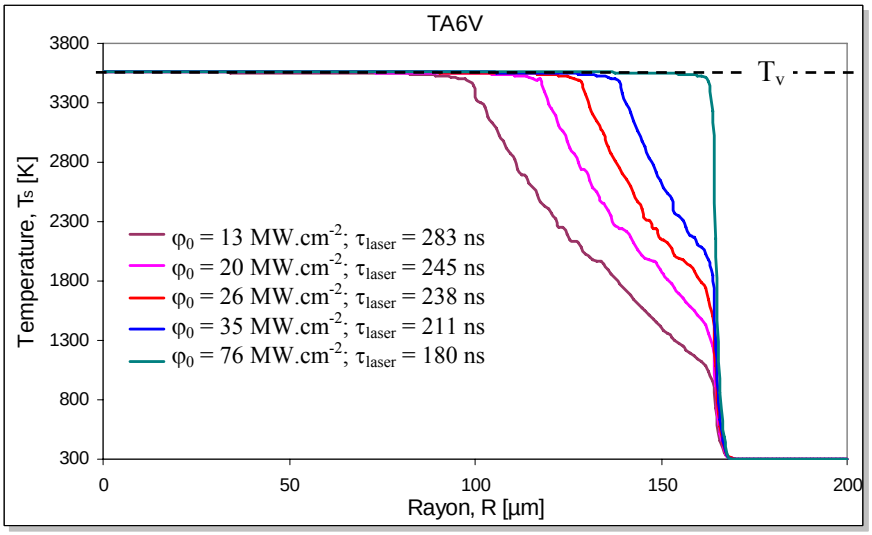


Figure III.12 – TA6V – Evolution de la température de surface en fonction de la densité de puissance incidente (R = 160 µm)

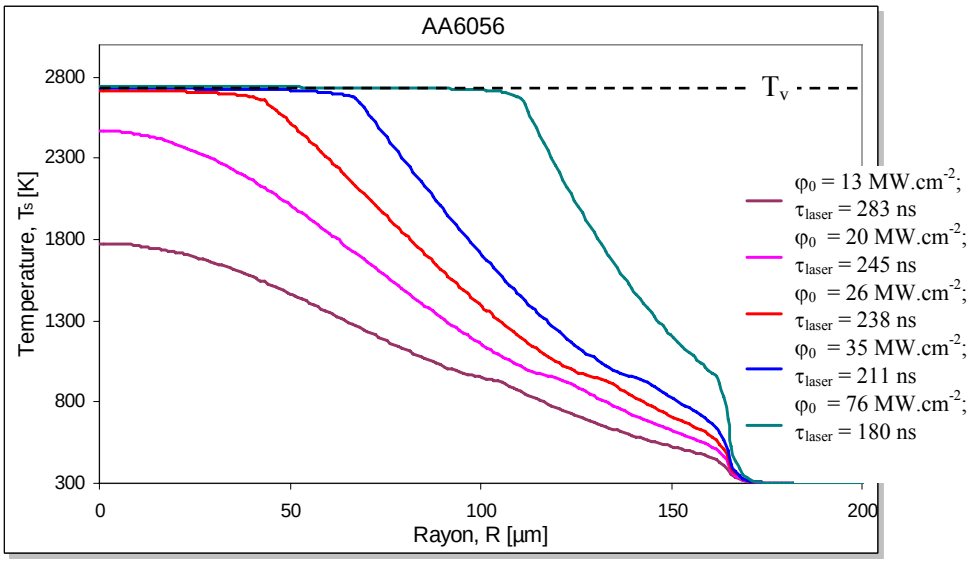


Figure III.13 – AA6056 – Evolution de la température de surface en fonction de la densité de puissance incidente (R = 160 µm)

Nous avons complété cette étude en réalisant des impacts pendant une durée d'une seconde, pour les flux surfacique les plus importantes (35 et 76 MW.cm^{-2} - Figure III.14).

Une série d'impulsion a été choisie plutôt qu'un seul impact, le laser ne permet pas d'effectuer un impact unique.

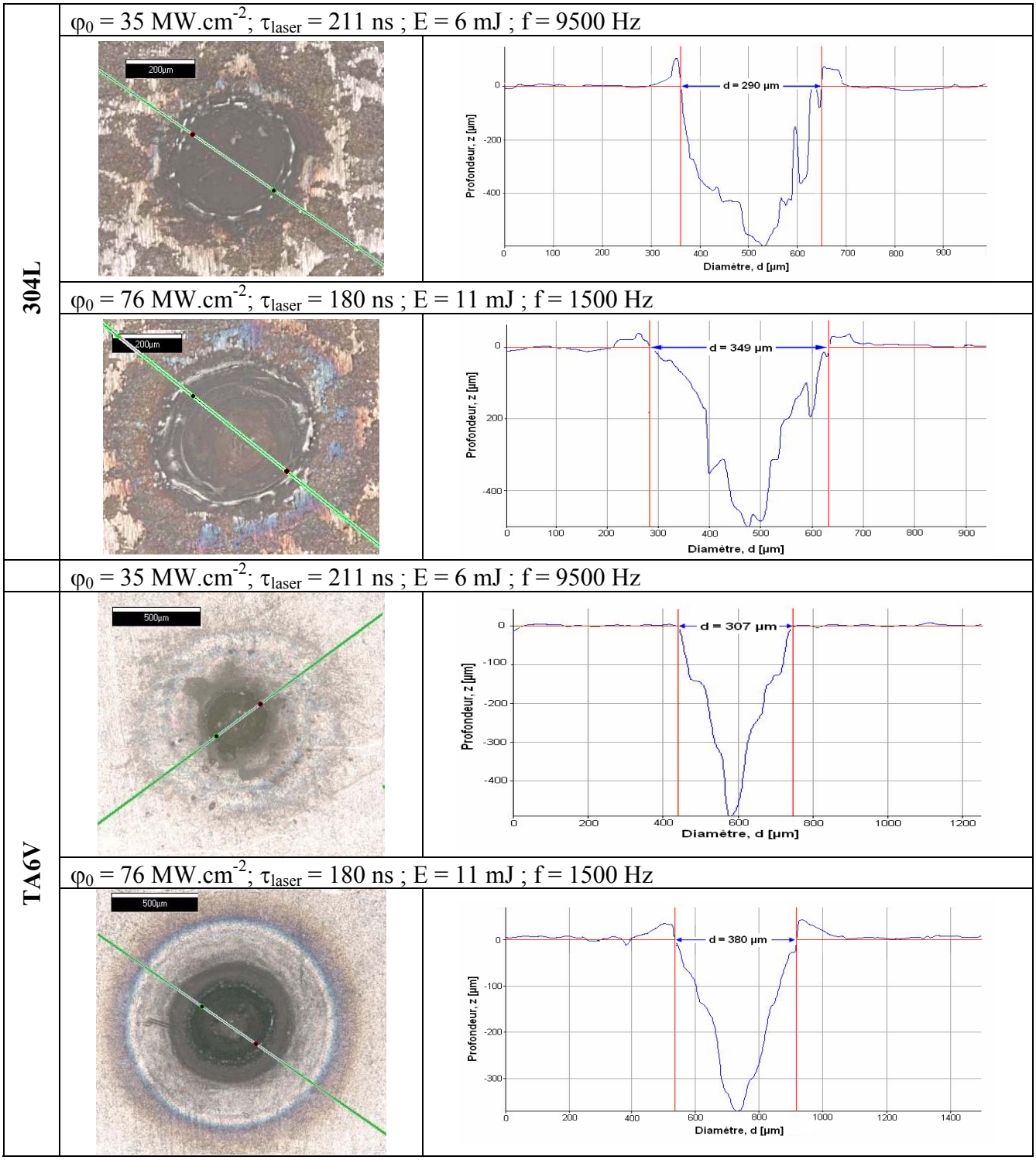


Figure III.14 – Evolution du diamètre de l'impact en fonction de la densité de puissance incidente (temps d'interaction 1 s)

L'analyse de la géométrie des cratères ainsi obtenus, dans le cas de l'acier inoxydable et alliage de titane, montre que les diamètres obtenus par simulation (impact unique) sont comparables aux diamètres obtenus expérimentalement (série d'impacts – cf. Figure III.14). il semble que l'enlèvement de matière soit réalisé principalement par vaporisation et de façon secondaire par l'évacuation du liquide sous l'action de la pression de recul. La faible épaisseur du liquide conduit à un effet de la vaporisation important et l'effet de l'éjection du liquide influe peu sur le diamètre du cratère.

Si on s'intéresse aux diamètres obtenus expérimentalement dans le cas de l'alliage d'aluminium (Figure III.15) on observe une différence par rapport aux les diamètres obtenus par simulation. On observe que, pour la série d'impacts les diamètres enregistrés sont environ 1,5 fois plus grands que ceux calculés pour un seul impact. Ceci s'explique vraisemblablement par les caractéristiques thermo-physiques de l'alliage d'aluminium qui conduisent à une épaisseur de liquide plus grande.

Le comportement différent de l'aluminium se confirme. Il semble lié à ses propriétés thermo-physiques qui conduisent à la fabrication d'une couche de liquide relativement épaisse du fait du temps nécessaire à l'amorçage de la vaporisation.

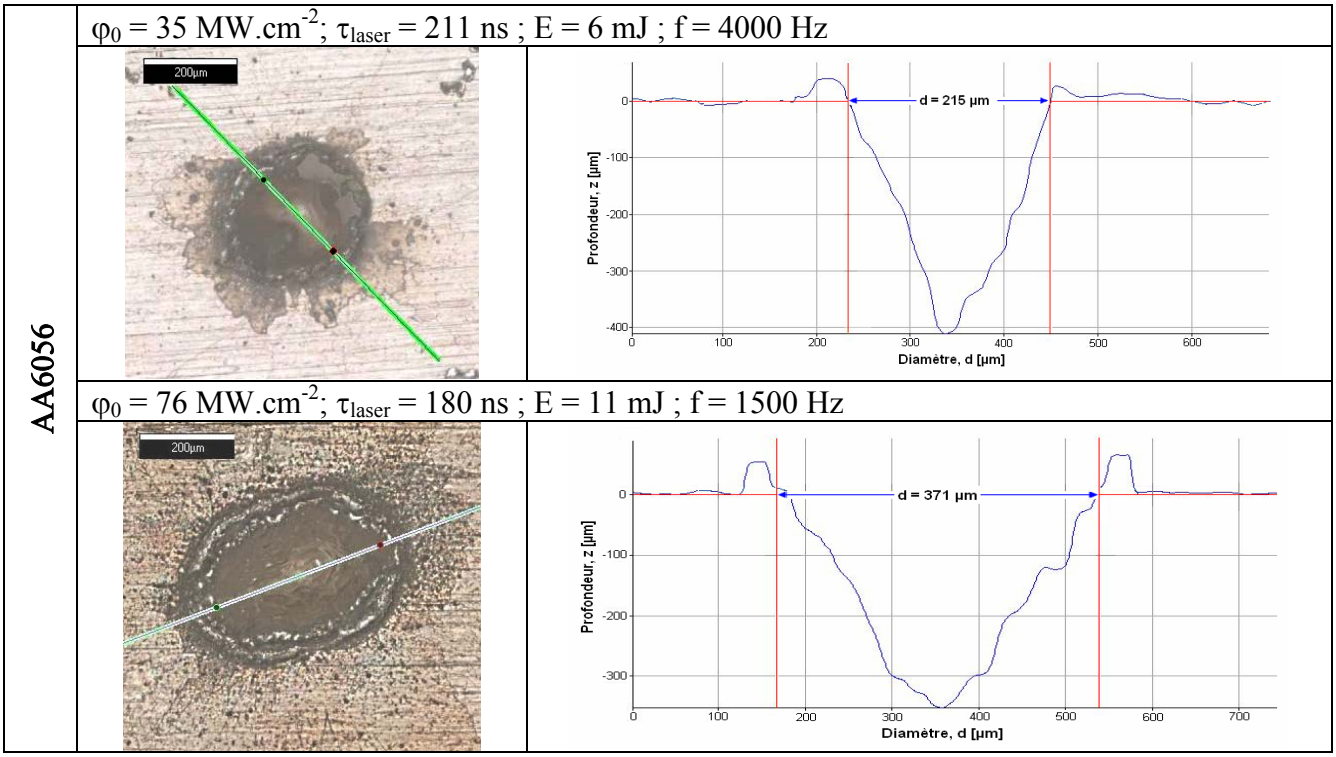


Figure III.15 – Evolution du diamètre de l'impact en fonction de la densité de puissance incidente (temps d'interaction 1 s)

III.3.3. Conclusion

Dans cette partie nous avons étudié l'évolution du déplacement du liquide sous l'action de la pression de recul. A l'aide d'un modèle 2D en symétrie axiale nous avons montré que la vitesse du liquide dépend de la pression de recul et donc de la densité de puissance incidente. En analysant la distribution de la température en surface, on a mis en évidence la dépendance du diamètre du cratère avec la puissance surfacique. Tant que l'épaisseur de la couche liquide est faible le phénomène de vaporisation semble prédominant. Dès que l'épaisseur du liquide atteint quelques micromètres, les phénomènes hydrodynamiques influent sur le diamètre du cratère. Mais ce modèle ne permet pas d'analyser la déformation de la surface sous l'action de la pression de recul ni la formation des bourrelets. L'étude de la déformation de la surface fait l'objet du paragraphe suivant.

III.4. Modélisation 2D avec déformation de la surface – ALE

Le modèle précédent ne permet pas de mettre en évidence la déformation de la surface sous l'action de la pression de recul et de la tension de surface. Afin d'atteindre cette objectif, nous avons besoin d'un maillage sur lequel est décrit et résolu le système d'équations imposée. Il y a deux possibilité : la description lagrangienne et la description eulérienne. Dans une description lagrangienne [Comsol'04], le repère des coordonnées suit les déformations du milieu, pendant que dans une description eulérienne [Comsol'04], le repère des coordonnées est fixe.

La méthode ALE [Comsol'05] (Arbitrary Lagrange Euler) combine les caractéristiques des deux, afin que les équations soient décrites sur un maillage mobil. La transformation du maillage initial (fixe) vers le maillage en cours est définie soit par des lois physiques, soit par des lois de déformation paramétrées (géométrie paramétrée)

Au moment du développement de ce modèle, la version de COMSOL Multiphysique ne permettait pas la prise en compte de tensions de surface sur une géométrie 2D en symétrie axiale. Donc, le modèle présenté dans cette partie est développé pour une géométrie 2D.

III.4.1. Déformation de la surface – généralités

La méthode ALE utilise trois systèmes (Figure III.16) définis de la façon suivante :

- *repère fixe* correspondant à l'état initial de la configuration géométrique ;
- *système physique en mouvement* - la vitesse est calculée en fonction de la physique (équations du Navier-Stockes);
- *maillage mobile* - il est lié à la géométrie déformée. Sa vitesse ne coïncide pas forcément avec celle du système physique (excepté aux frontières)

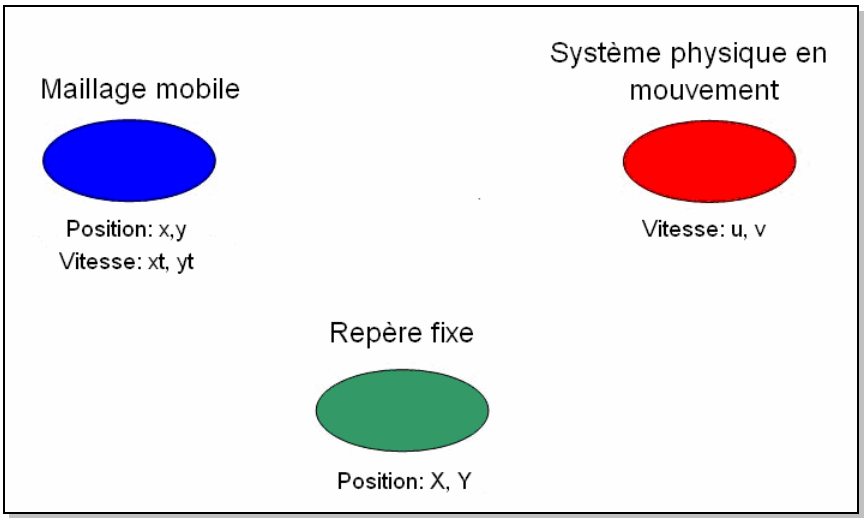
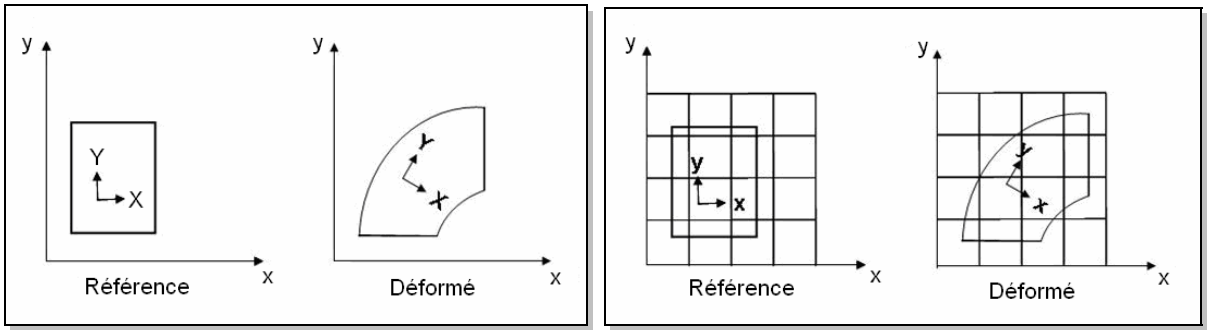


Figure III.16 – Systèmes de coordonnées

Dans le cas des coordonnées Lagrangiennes (Figure III.17a), les informations sont reliées à une particule de matière. Les équations sont décrites dans un repère de référence non déformé et fixe. Il s'agit d'un choix normal quand les propriétés du milieu dépendent de sa déformation par rapport à sa configuration de référence.

Dans le cas des coordonnées Eulériennes (Figure III.17b), les informations sont reliées à une position spatiale et les équations sont décrites dans un repère spatial fixe. Cette formulation est adaptée pour des grandes déformations. On l'utilise souvent en mécanique des fluides ou en électromagnétisme.



a) Lagrangiennes b) Eulériennes

Figure III.17 – Système de coordonnées

La méthode ALE (Figure III.18) est un intermédiaire entre descriptions Lagrangienne et Eulérienne. Les valeurs représentées dans le maillage sont indépendantes du matériau et du repère de référence. Les coordonnées vectorielles sont données dans les directions du système

de coordonnées spatiales. Les dérivées sont calculées par rapport aux coordonnées spatiales et la frontière du maillage peut coïncider avec la frontière du milieu.

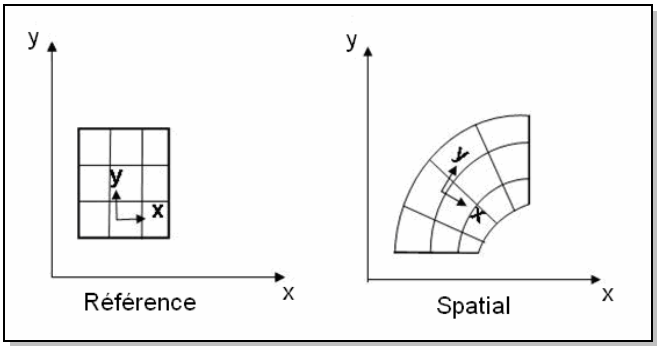


Figure III.18 – Description ALE

Les coordonnées du maillage déformé sont fonctions des coordonnées du maillage de référence et peut se déplacer de différentes façons :

- *déplacement imposé* : le mouvement du maillage est donné explicitement ;
- *déplacement d'origine physique* : la déformation du maillage est donnée par une variable ;
- *déplacement libre* : - la forme du domaine est donnée par les conditions limites ;
- une équation de lissage détermine la position du maillage ;
- les coordonnées du maillage sont des inconnues du problème.

La transformation doit rester inversible pour tous les tout pas de temps et les éléments du maillage ne doivent pas être retournés.

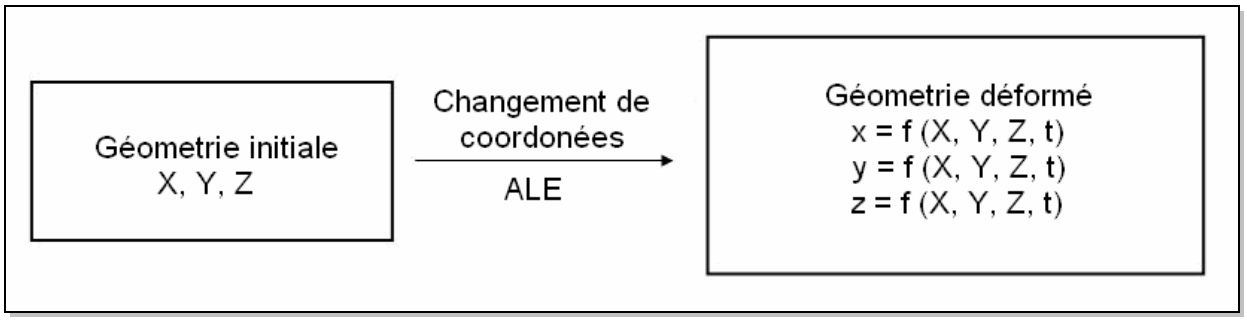


Figure III.19 – Transformation du maillage

III.4.2. Mise en œuvre du modèle

III.4.2.1.Géomtrie du modèle

La géométrie du modèle est présentée sur la Figure III.20. Pour la même raison que dans le cas précédent, nous avons divisée la pièce en deux domaines, afin d'utiliser un maillage progressif. Ainsi, en surface, dans la zone d'interaction faisceau laser – matériau, nous avons imposé une taille maximale des mailles de 0,3 µm avec un coefficient d'allongement dans la direction *x* de 0,25.

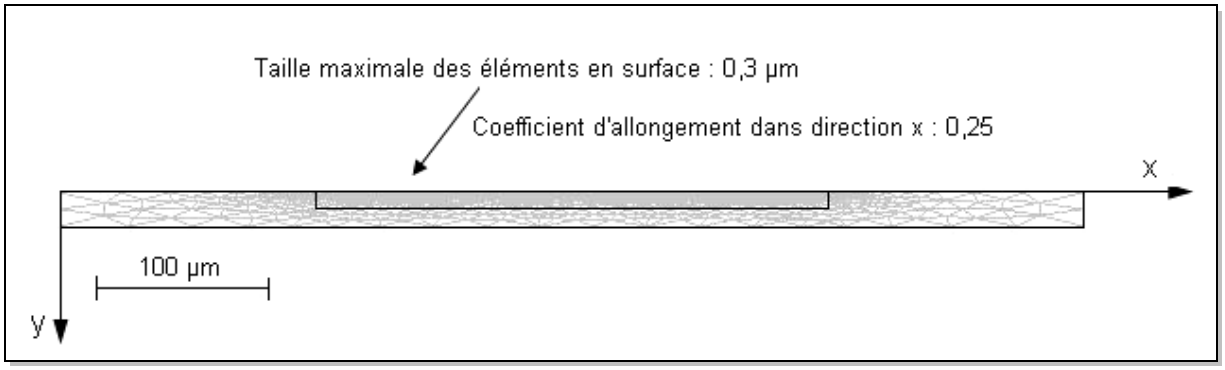


Figure III.20 – Géométrie et maillage

III.4.2.2.Equations du systéme

Le modèle développé dans cette partie couple trois phénomènes physiques : le transfert de chaleur (équation III.27), le mouvement hydrodynamique mis en évidence par les équations de Navier-Stokes (équation III.28) et la déformation de la surface libre sous l'action de la pression de recul et de la force due aux tensions de surface.

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} + \vec{\nabla} \cdot \left(-k \vec{\nabla} T + \rho C_p T \vec{u} \right) = 0 \qquad \textbf{(III.23)}$$

$$\begin{cases} \rho \dfrac{\partial \vec{u}}{\partial t} - \nabla \cdot \left[\eta \left(\nabla \vec{u} + \left(\nabla \vec{u} \right)^t \right) \right] + \rho \left(\vec{u} \cdot \vec{\nabla} \right) \vec{u} + \vec{\nabla}\, p = \vec{F} \\ \vec{\nabla} \cdot \vec{u} = 0 \end{cases} \qquad \textbf{(III.24)}$$

La mise en évidence du déplacement de la surface libre est réalisée via le choix d'un déplacement libre du maillage. Ceci signifie que le déplacement du maillage est contraint seulement par les conditions aux limites. Le déplacement dans le domaine est obtenu en résolvant une équation aux dérivées partielles. Cette équation permet de lisser la forme du maillage en fonction des conditions aux limites imposées.

III.4.2.3.Conditions aux limites

Les conditions aux limites spécifiques ont été imposées dans les différentes zones repérées sur la Figure III.21. Ces conditions aux limites, spécifiques à chaque phénomène étudié, sont présentées dans les paragraphes suivants.

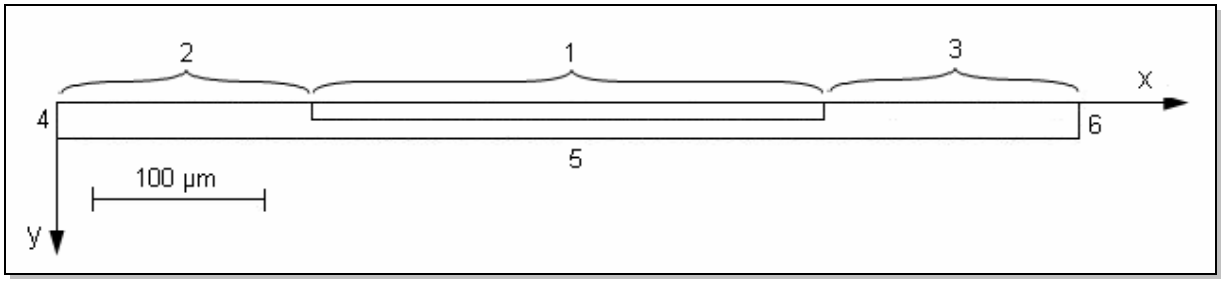


Figure III.21 – Zones de différentes conditions aux limites

III.4.2.3.1.Aspect thermique

La *zone 1* est soumise à une irradiation avec un flux d'énergie gaussienne, jusqu'à ce que la surface atteigne la température de vaporisation. A partir de ce moment, un échange convectif et radiatif avec un milieu à la température T_v est imposé jusqu'à la fin de

l'impulsion (équation III.27). Le dépôt d'énergie se réalise sous la forme d'un flux surfacique φ_0 avec une distribution gaussienne en surface (équation III.28).

$$-\vec{n}\left(-k\vec{\nabla}T+\rho C_p T\vec{u}\right)=\left|\begin{array}{lll} \varphi+h_{air}(T_0-T)+\varepsilon\sigma_{SB}(T_0^4-T^4) & si & \left|\begin{array}{l} 0\le\tau\le\tau_{laser} \\ T<T_v \end{array}\right. \\ h_{air}(T_v-T)+\varepsilon\sigma_{SB}(T_v^4-T^4) & si & \left|\begin{array}{l} 0\le\tau\le\tau_{laser} \\ T\ge T_v \end{array}\right. \\ h_{air}(T_0-T)+\varepsilon\sigma_{SB}(T_0^4-T^4) & si & \tau>\tau_{laser} \end{array}\right. \qquad \textbf{(III.25)}$$

avec σ_{SB} la constante de Boltzmann, $\vec{u}$ le champ de vitesse et $\vec{n}$ le vecteur normal à la surface.

$$\varphi_0=\frac{2P_c}{\pi R^2}e^{\left(-\frac{2x^2}{R^2}\right)} \qquad \textbf{(III.26)}$$

Les *zones 2 et 3* sont soumises à un échange convectif et radiatif avec le milieu ambiant de température T_0 (équation III.29).

$$-\vec{n}\left(-k\vec{\nabla}T+\rho C_p T\vec{u}\right)=h_{air}\left(T_0-T\right)+\varepsilon\cdot\sigma\left(T_0^4-T^4\right) \qquad \textbf{(III.27)}$$

Les *zones 4, 5 et 6* ont pour conditions limites un échange convectif avec un milieu à la température ambiante, T_0. L'équation suivante décrit ceci:

$$-\vec{n}\left(-k\vec{\nabla}T+\rho C_p T\vec{u}\right)=h_{air}\left(T_0-T\right) \qquad \textbf{(III.28)}$$

III.4.2.3.2.Aspect hydrodynamique

La *zone 1* (Figure III.21), est soumise à l'action de deux forces. La première est due à la pression de recul créée par la détente des vapeurs (équation III.31) et la deuxième est due aux tensions superficielles (équation III.32).

$$\left[-pI+\eta\left(\nabla\vec{u}+\left(\nabla\vec{u}\right)^T\right)\right]\cdot\vec{n}=-P_r\cdot\vec{n} \qquad \textbf{(III.29)}$$

$$-P_r\cdot\vec{n}-\sigma\frac{\partial\vec{t}}{\partial s}=0 \qquad \textbf{(III.30)}$$

Les *zones 2 et 3* sont soumises à une condition neutre (équation III.33).

$$\begin{cases}\left[-pI+\eta\left(\nabla\vec{u}+\left(\nabla\vec{u}\right)^T\right)\right]\cdot\vec{n}=0\\ \sigma\dfrac{\partial\vec{t}}{\partial s}=0\end{cases} \qquad \textbf{(III.31)}$$

Pour les zones *4, 5 et 6* nous avons imposée une condition de glissement (équation III.34) qui se traduit par une composante normale de la vitesse nulle (le liquide peut se déplacer tangentiellement). L'équation III.35 traduit la continuité de la composante tangentielle de la contrainte normale. Cependant, étant à l'interface liquide – gaz, cette composante peut être considéré nulle.

$$\vec{n}\cdot\vec{u}=0 \qquad \textbf{(III.32)}$$

$$\vec{t}\cdot\left[-pI+\eta\left(\nabla\vec{u}+\left(\nabla\vec{u}\right)^T\right)\right]\cdot\vec{n}=0 \qquad \textbf{(III.33)}$$

III.4.2.3.3.Aspect de la déformation de surface

Les *zones 1, 2 et 3* correspondent à la surface libre du matériau. Dans ce cas, à cause du déplacement libre imposé au maillage, il est nécessaire de contraindre la composante normale de la vitesse de déplacement du maillage à être égale à la composante normale de la vitesse du déplacement du matériau (équation III.38). Cette condition est imposée dans le system des coordonnés tangentielle et normale du maillage déformé.

$$\vec{u} \cdot \vec{n} = u \cdot n_x + v \cdot n_y \qquad \textbf{(III.34)}$$

Pour les autres zones les conditions sont imposées dans le système de coordonnées global. Ainsi, les *zones 4 et 6*, ont la contrainte de ne pas se déplacer dans la direction *x* ($dx = 0$) et la *zone 5* est contrainte de ne pas se déplacer dans les deux directions ($dx = dy = 0$).

III.4.3. Modélisation d'un cycle chauffage-refroidissement – résultats et discussion

Nous avons réalisé des simulations numériques pour les trois matériaux étudiés en utilisant une seule valeur de la puissance surfacique (φ_{max}). Les paramètres laser utilisés pour nos modélisations sont présentés dans le Tableau III.3. Les simulations ont été réalisées pour un cycle de chauffage – refroidissement. Le calcul a été mené sur un intervalle de 2 µs dont l'origine coïncide avec le début du tir laser. Dans ce cas les matériaux a le temps de se refroidir complètement.

Tableau III.3 – Paramètres laser utilisé dans la modélisation 2D - ALE

φ_0 [MW.cm^{-2}]	P_m [W]	P_c [kW]	τ_{laser} [ns]	E [mJ]	F [Hz]
76,0	16,5	61,0	180	11	1500

La figure III.21 présente un exemple de l'évolution temporelle du champ de température et de la déformation de surface sous l'action de la pression de recul. On constate

que pendant la phase de chauffage on crée un fort gradient de température. On observe la déformation de la surface jusqu'à la solidification du matériau.

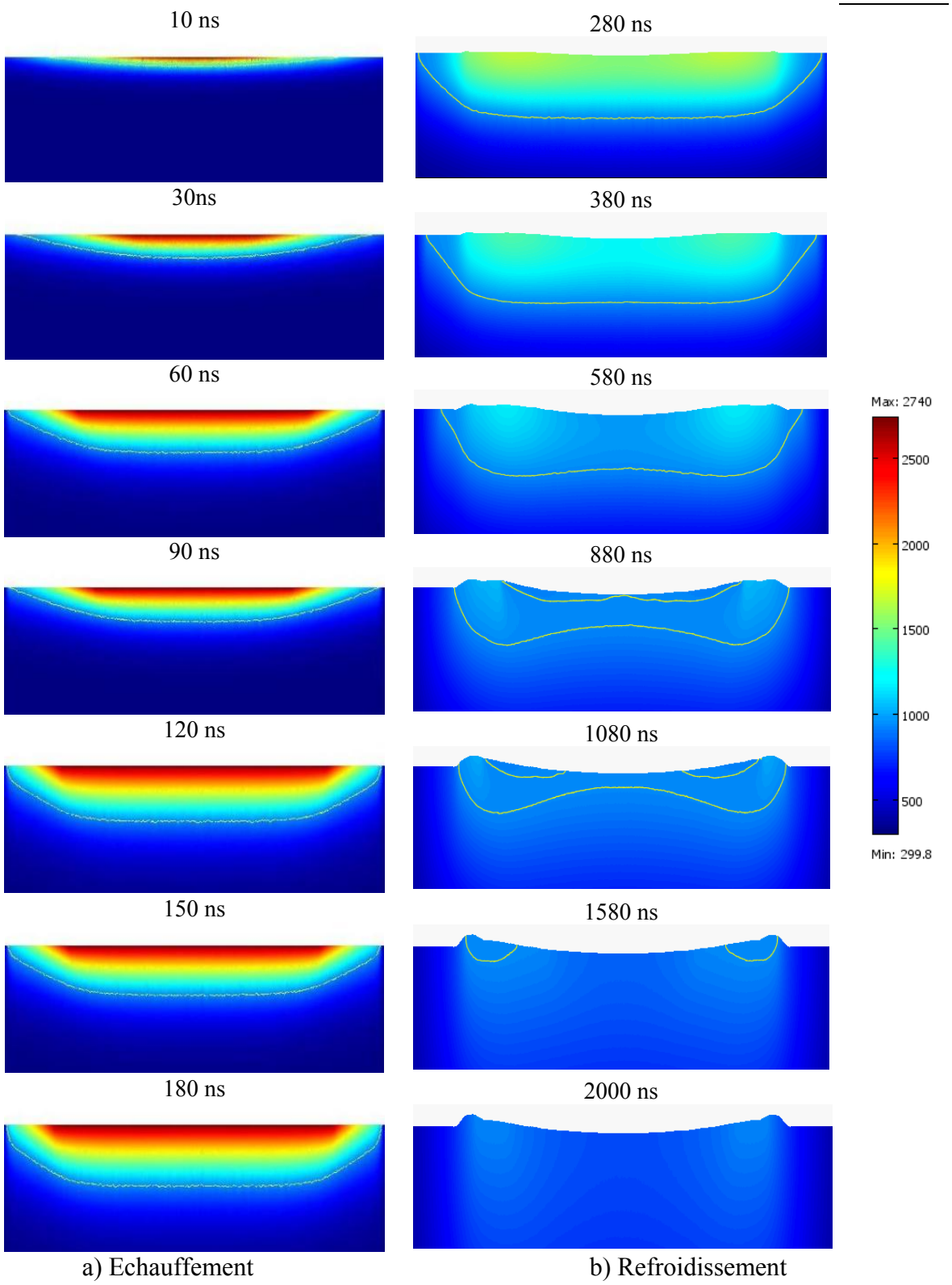


Figure III.22 – Evolution temporelle du champ de température et de la déformation de la surface sous l'action de la pression de recul – cas de l'alliage d'aluminium AA6056

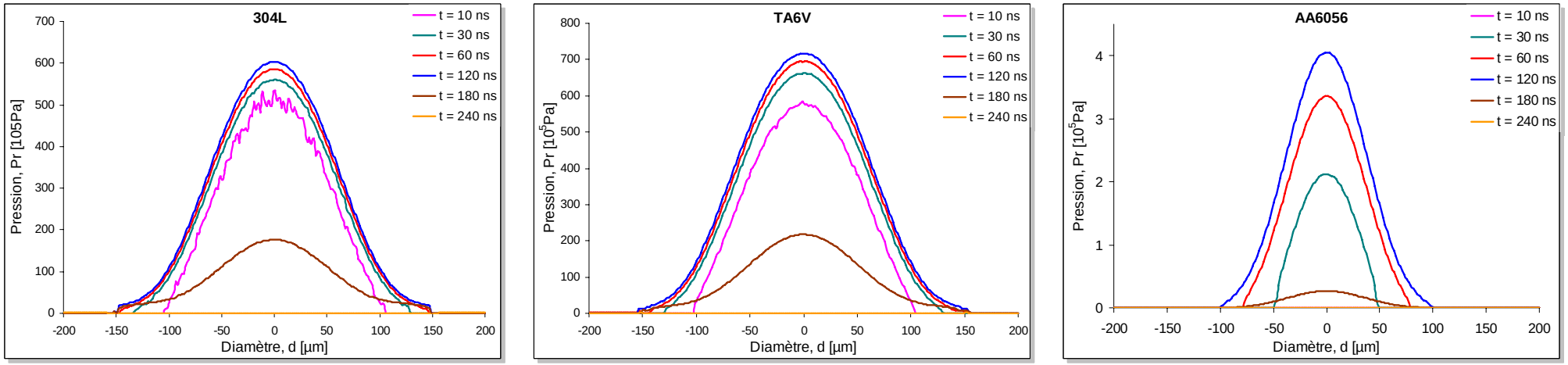


Figure III.23 – Evolution temporelle de la pression de recul ($\varphi_0 = 76$ MW.cm^{-2} ; R = 160 µm)

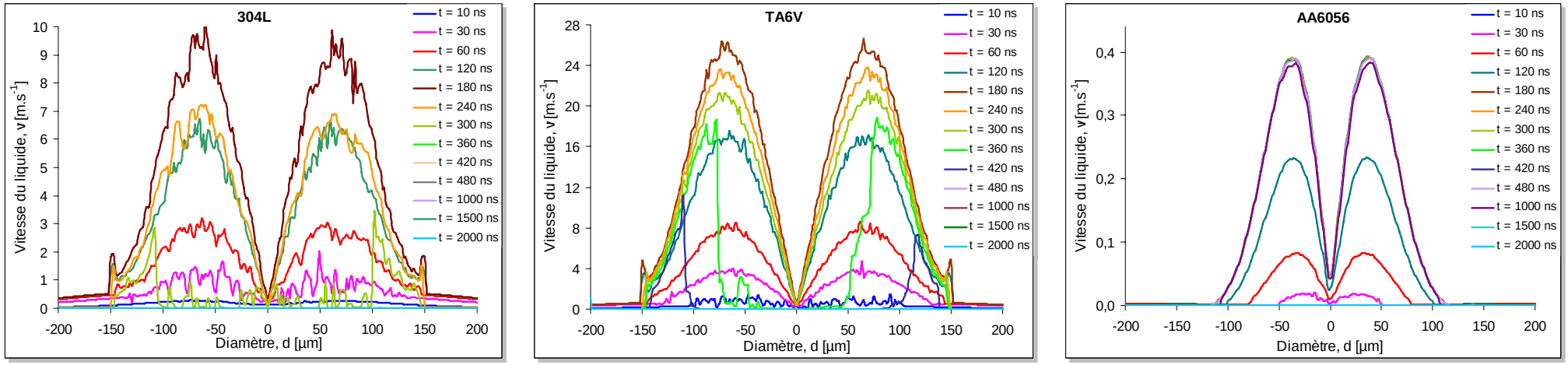


Figure III.24 – Evolution temporelle de la vitesse du liquide en surface ($\varphi_0 = 76$ MW.cm^{-2}, R = 160 µm)

III.4.3.1.Evolution temporelle du déplacement de liquide sous l'action de la pression de recul

Les figures III.22 et III.23 montrent l'évolution temporelle de la pression de recul et de la vitesse du liquide durant l'impulsion laser. On observe que, pour la partie liée au chauffage, elles ont la même évolution temporelle que dans le cas précédent (cf. figures III.4 et III.5). Des plus des instabilités numériques sont toujours notés pour l'alliage de titane et l'acier, malgré la minimisation du maillage. Donc, il conviendrait de réduire encore la taille des éléments en surface. Ceci conduira à l'augmentation du nombre de dégrées de liberté et du temps de calcul et, en conséquence, à la nécessité d'utiliser des moyens de calcul plus performants que ceux que nous avons utilisés. Cette voie sera explorée ultérieurement.

L'analyse de la partie liée au refroidissement pour l'acier inoxydable montre que la vitesse du déplacement du liquide devient nulle 120 ns après la fin de l'impulsion laser. Le refroidissement du liquide dans le cas de l'alliage de titane TA6V s'accompagne d'une migration de la vitesse maximale vers les bords du liquide. Ceci s'explique par la croissance de l'épaisseur du liquide, vers les bords, due au déplacement du liquide sous l'action de la pression de recul. La vitesse de déplacement du liquide devient nulle 220 ns après la fin d'impulsion. Dans le cas de l'alliage d'aluminium AA6056, le liquide cesse à se déplacer à 1020 ns après la fin de l'irradiation laser. On remarque que la vitesse est maximale, pour les trois matériaux, à la fin de l'impulsion (Figure III.25). Ensuite la vitesse de déplacement du liquide décroît, lentement dans un premier temps puis brutalement à partir du moment où la viscosité du matériau devient trop importante.

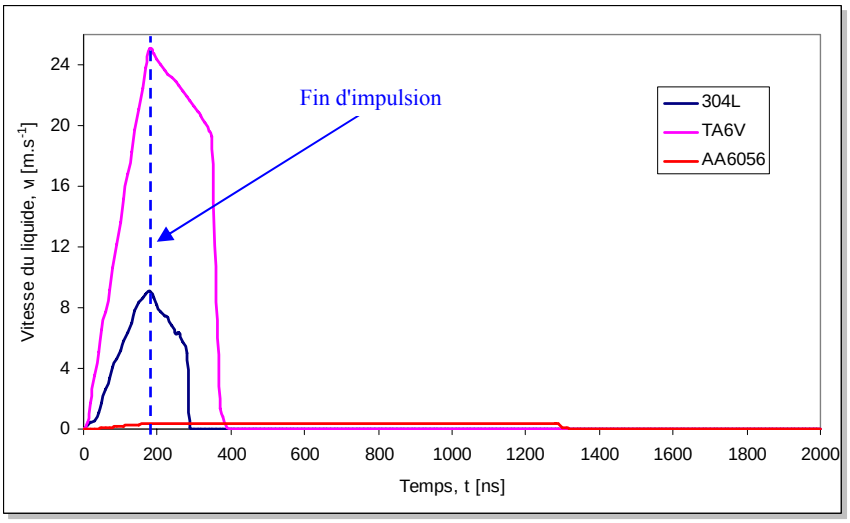


Figure III.25 – Evolution temporelle de la vitesse maximale du déplacement du liquide

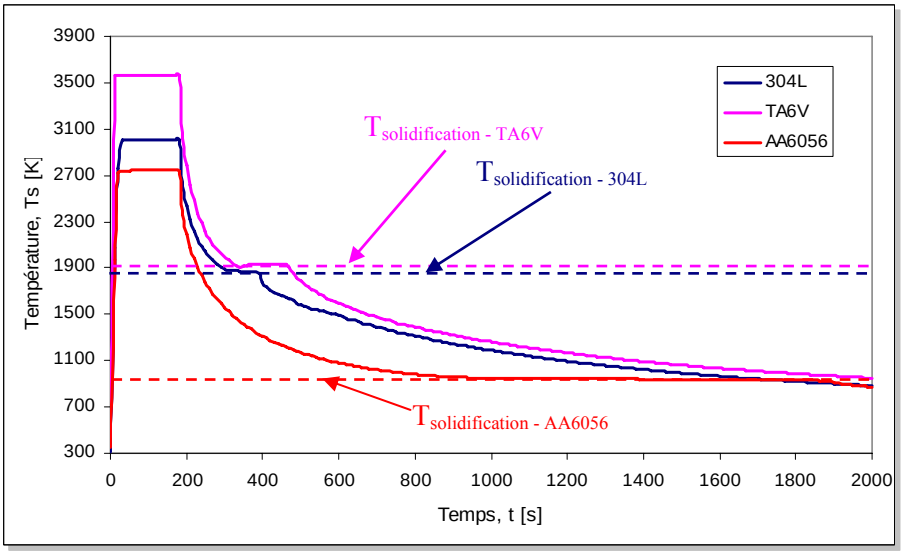
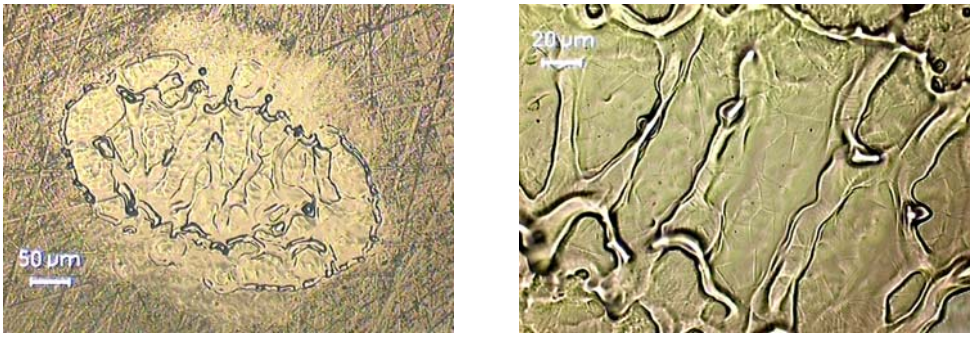
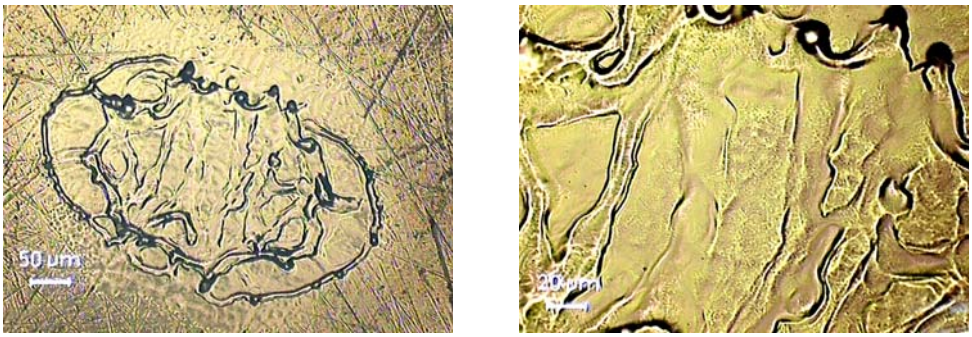


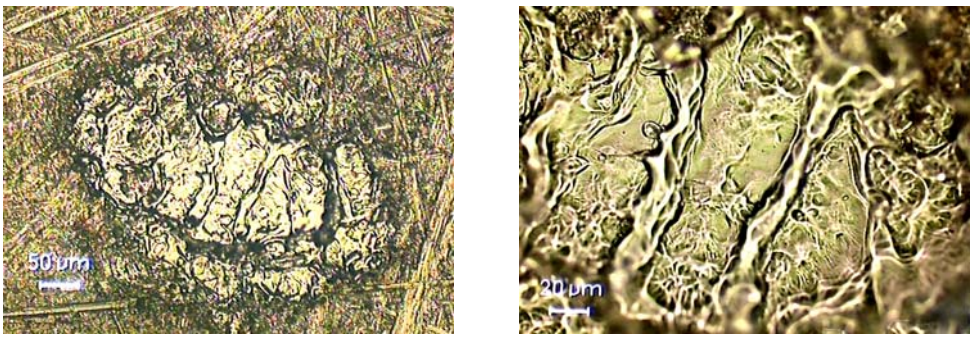
Figure III.26 – Evolution temporelle de la température de surface (x = 0)



a) Acier inoxydable - 304L



b) Alliage de titane – TA6V



c) Alliage d'aluminium – AA6056

Figure III.27 – Observation d'un impact laser sur les trois matériaux

La figure III.25 situe cette limite à une centaine de nanosecondes avant la solidification complète en surface et pour une température voisine de celle de solidification. La figure III.26 (un impact vu dessus) permet de valider le fait que le déplacement du liquide se produit uniquement du cœur de l'impact vers les bords et qu'aucun retour ou oscillation ne se produit.

Pour l'alliage d'aluminium, les faibles vitesses notées sont compensées par le fait que le bain se solidifie au bout d'un temps bien plus long que pour les deux autres alliages.

III.4.3.2.Evolution temporelle de la déformation de la surface

La surface liquide irradiée avec un faisceau laser se déforme sous l'action de la pression de recul due à l'éjection de vapeurs. Analysant les résultats obtenus (Figure III.28, Figure III.29 et Figure III.30), on remarque que dans le cas du 304L et du TA6V la déformation de la surface, sous l'action de la pression de recul commence assez vite (après 30 ns d'interaction) par rapport à l'AA6056 (après 120 ns).

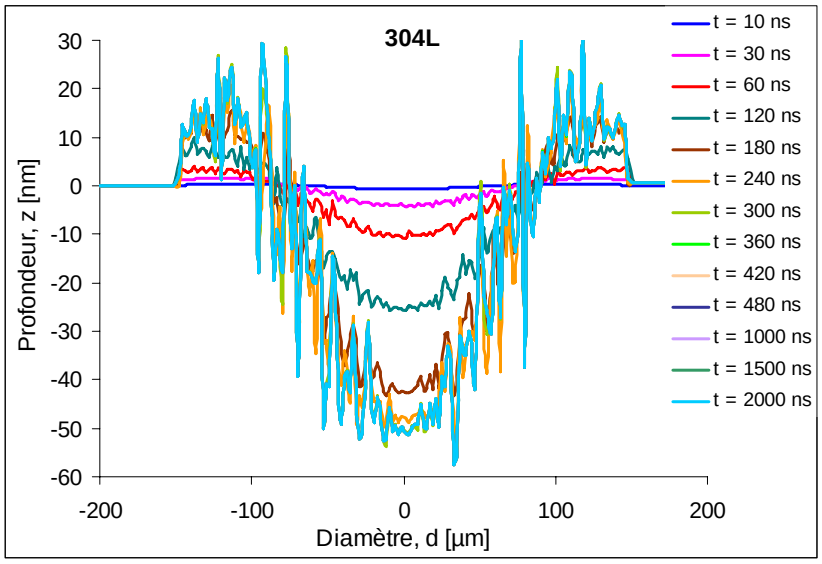


Figure III.28 – 304L – Evolution temporelle de la déformation de surface (R = 160 µm)

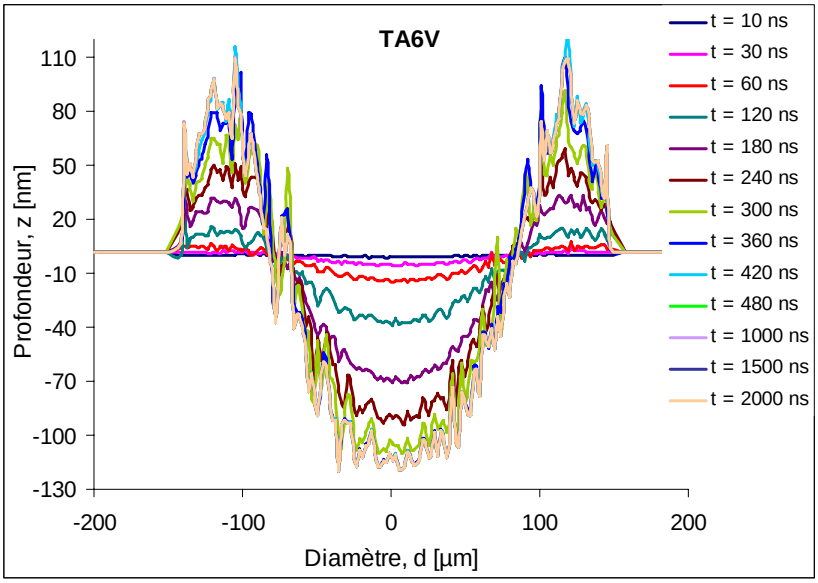


Figure III.29 – TA6V – Evolution temporelle de la déformation de surface (R = 160 µm)

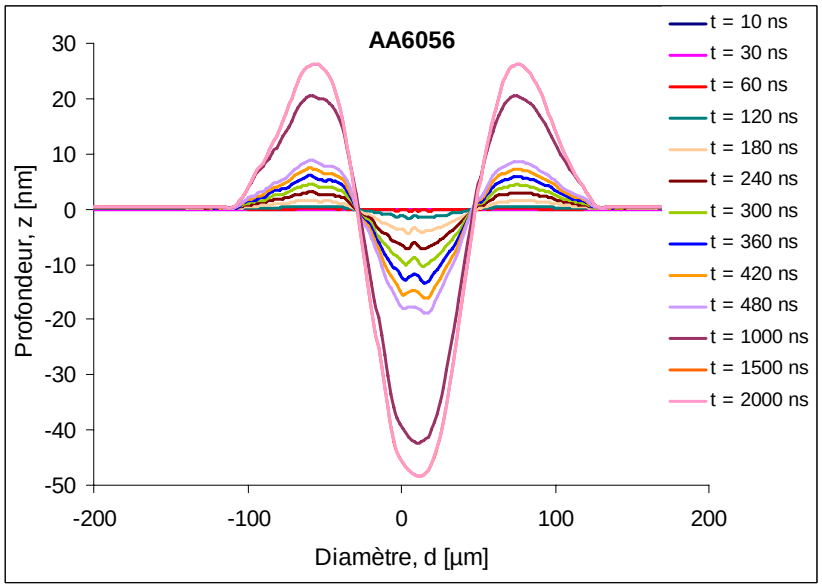


Figure III.30 – AA6056 – Evolution temporelle de la déformation de surface (R = 160 µm)

Lors d'un impact laser on crée un champ de vitesse importante dans un temps très court (une accélération du mouvement du liquide). Donc, le liquide va continuer à se déplacer après la fin de l'impulsion et en conséquence la surface continue à se déformer pour les trois matériaux. Cependant, la tension superficielle augment avec la déformation de la surface et s'oppose à ce déplacement. Mais, en tenant compte du fait que l'épaisseur du liquide est faible, le liquide se refroidit sur la paroi du cratère avant d'avoir la possibilité de revenir à sa place. Ce phénomène peut être observé un regardant la coupe transversale du cratère formé après un série d'impacts avec la densité de puissance maximale, sur l'alliage d'aluminium (Figure III.31).

Ceci confirme que, dans notre cas l'effet provoqué par la pression de recul est nettement plus important que celui provoqué par la force due aux tensions de surface.

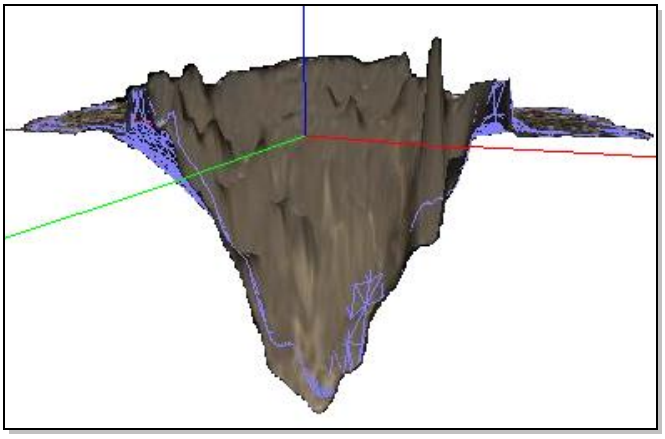


Figure III.31 – AA6056 - Coupe transversale du cratère (φ_0 = 76 MW.cm^{-2} ; t = 1s)

Si on s'intéresse à l'évolution temporelle de la profondeur du cratère (Figure III.32) on observe que, pour l'acier, la valeur maximale (50 nm) est atteinte juste après la fin de l'action du faisceau laser. Dans ces conditions les bourrelets formés autour de l'impact (Figure III.33) sont les plus faibles (10 nm).

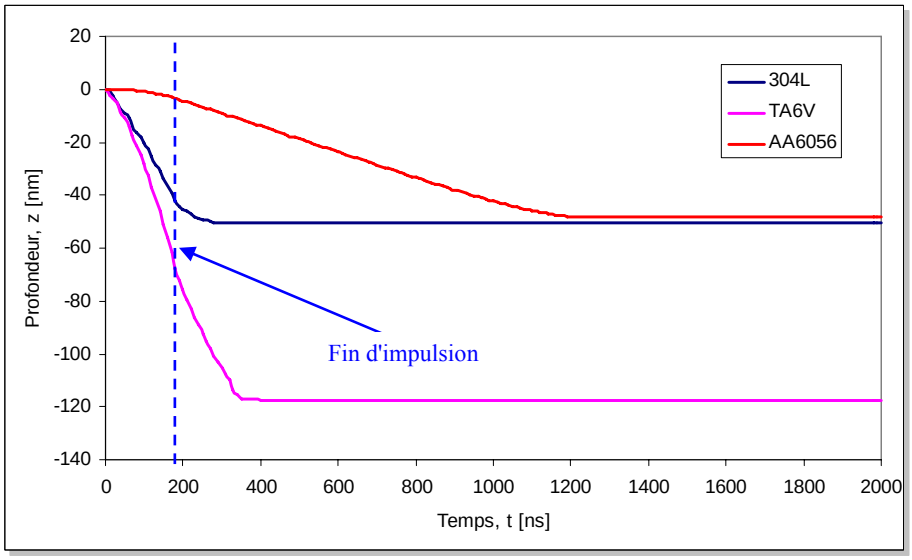


Figure III.32 – Evolution temporelle de la profondeur du cratère (r = 0)

En ce qui concerne l'alliage de titane, on remarque qu'à la fin de l'impulsion la profondeur du cratère arrive à la moitié de sa valeur maximale (110 – 120 nm). Après la fin de l'action du faisceau, et en conséquence de la pression de recul, le liquide continu à se déplacer

vers les bords de l'impact. Ceci est dû à la grande vitesse imprimée au liquide pendant l'action de la pression de recul (« effet d'inertie »). Ce comportement permet de supposer que dans le cas du TA6V l'enlèvement de matière se réalise autant par vaporisation que par l'éjection de matière sous l'action de la pression de recul. Dans ce cas on arrive à des hauteurs de bourrelets assez importantes (Figure III.33).

Dans le cas de l'alliage d'aluminium on remarque que la profondeur du cratère a peu évolué à la fin de l'impulsion. En revanche, le temps long nécessaire, pour atteindre la solidification, permet au liquide de se déplacer vers les bords du cratère qui atteint la même profondeur que dans le cas de l'acier inoxydable (50 nm). En regardant l'évolution temporelle du cratère on peut conclure que l'enlèvement de la matière est dû principalement à l'éjection de matière sous l'action de la pression de recul, mais les hauteurs des bourrelets sont plus faibles par rapport à ceux du TA6V (Figure III.33). Ceci s'explique par le fait que la vitesse de déplacement du liquide est plus petite. Si la profondeur du cratère est égale à celle du 304L, les bourrelets n'ont pas les mêmes hauteurs (20 nm).

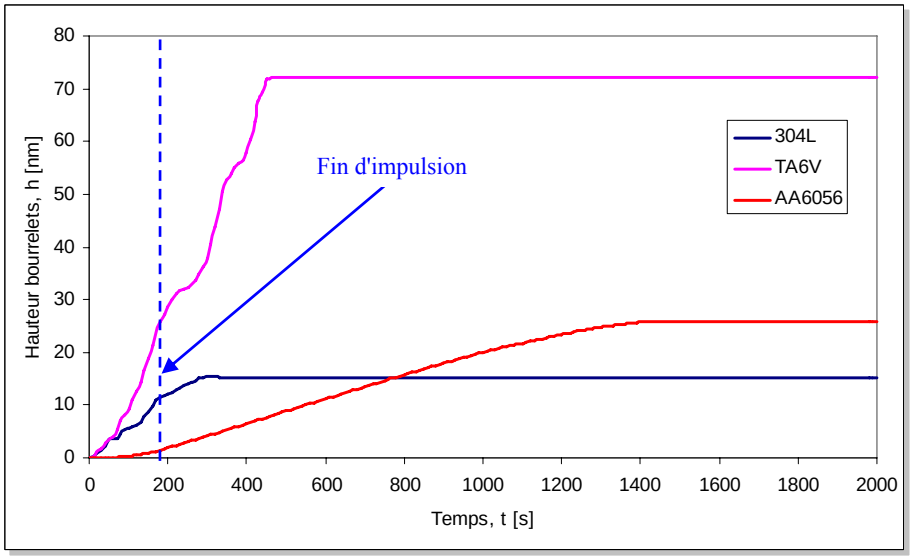


Figure III.33 – Evolution temporelle de l'hauteur des bourrelets

Les différences entre les hauteurs des bourrelets calculés, ainsi que le déplacement de liquide vers les bords de l'impact peuvent être observées dans la Figure III.27.

III.4.4. Amélioration du modèle

Dans les paragraphes précédents, afin d'obtenir un modèle convergent, nous avons considéré que la surface reste à la température de vaporisation. En réalité, la vaporisation en surface conduit à la création d'une pression de recul qui engendre une augmentation de la température de vaporisation. Donc, par la suite, nous nous proposons, d'améliorer le modèle du point de vue de la prise en compte d'une température de surface plus réaliste.

Afin d'atteindre notre objectif, la géométrie utilisée dans le paragraphe précédent a été divisée en deux, comme représenté dans la figure III.34. Cette démarche a comme but de diminuer le temps de calcul.

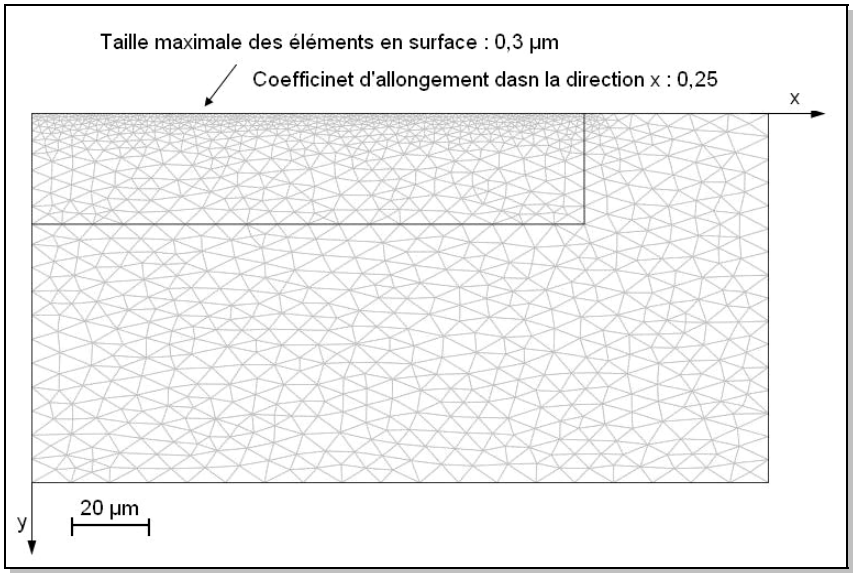


Figure III.34 – Géométrie et maillage

Les équations mises en jeux sont identiques à celles présentées dans le paragraphe III.4.2.2. Hors, la condition thermique imposée dans la zone 1 (figure III.35), toutes les autres conditions aux limites, concernant les aspects thermo-physiques étudiés, sont les mêmes que dans le paragraphe III.4.2.3. Ainsi, nous considérons que la zone 1 est irradiée par un flux laser surfacique jusqu'à la fin de l'impulsion, et que les pertes en surface sont liée à des phénomènes de convection et rayonnement avec le milieu ambiant à la température T_0 = 300 K (équation III.35). La zone 4 est soumise à une condition de symétrie.

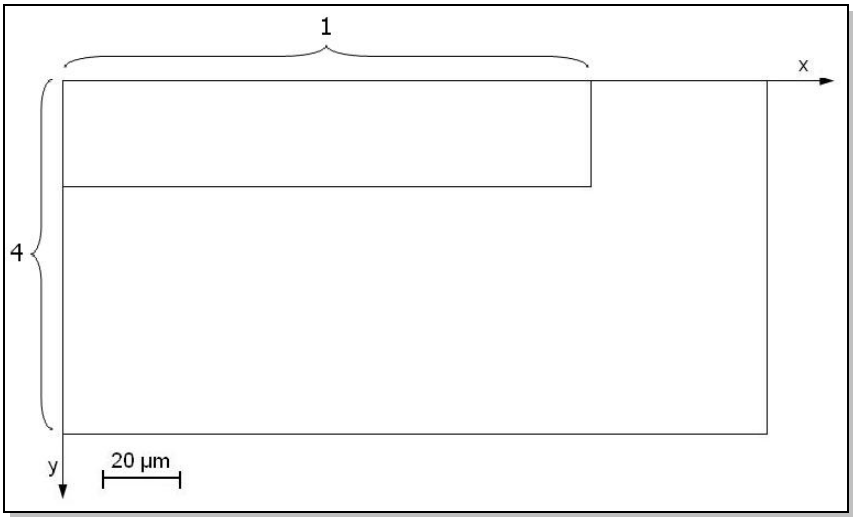


Figure III.35 – Zones de conditions aux limites

$$-\vec{n}\left(-k\vec{\nabla}T+\rho C_p T\vec{u}\right)=\left|\begin{array}{ll}\varphi+h_{air}(T_0-T)+\varepsilon\sigma_{SB}(T_0^4-T^4) & si \quad 0\le\tau\le\tau_{laser}\\ h_{air}(T_0-T)+\varepsilon\sigma_{SB}(T_0^4-T^4) & si \quad \tau>\tau_{laser}\end{array}\right. \qquad \textbf{(III.35)}$$

Les simulations ont été faites sur l'alliage d'aluminium AA6056 en utilisant les paramètres laser présentés dans le tableau III.3.

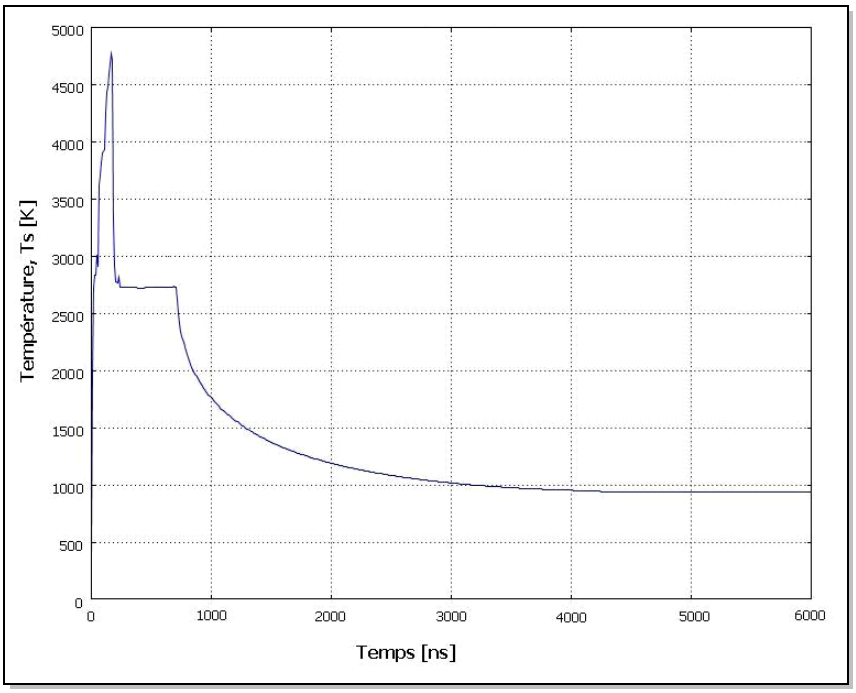


Figure III.36 – Evolution temporelle de la température en surface (x = 0 et y = 0)

L'analyse de l'évolution temporelle de la température en surface (figure III.36) montre que la surface atteint très vite la température de vaporisation et que la température maximale obtenue est voisine de 5000 K (figure III.36). Cette température concorde avec la température (figure III.37) obtenue en utilisant le modèle de Semak [Semak'97a] [Semak'97b]. L'augmentation de la température de surface conduit à une augmentation du temps nécessaire à la solidification en surface de trois à quatre fois (6 - 8 µs) par rapport au temps enregistré avec le modèle précédent.

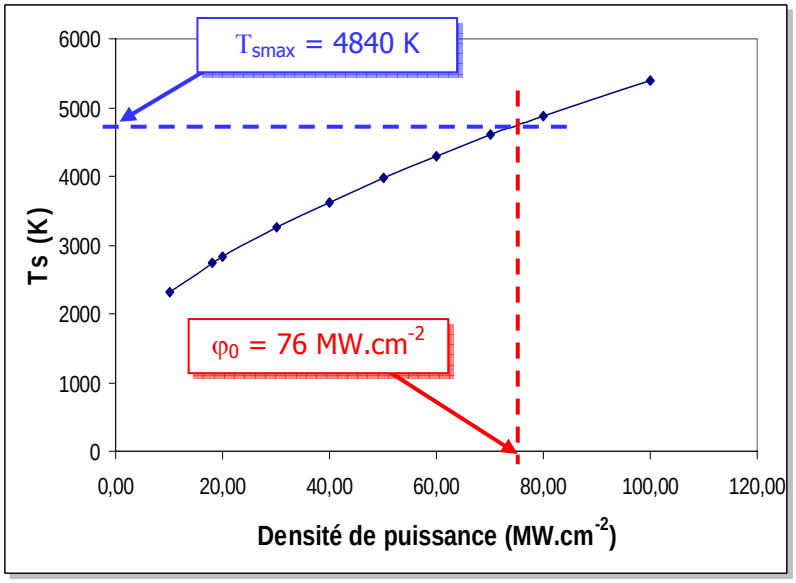


Figure III.37 – Evolution de la température de surface en fonction de la densité de puissance incidente

La vitesse de déplacement du liquide (figure III.38) présente une augmentation (~ + 0,2 m.s^{-1}) par rapport à la valeur enregistrée précédemment. La faible variation de la vitesse s'explique par le fait que nous avons utilisé la même équation analytique (équation III.10) afin de tenir compte de l'action de la pression de recul. Le déplacement du liquide vers le bord du cratère continue jusqu'à ce que la viscosité du matériau devienne trop importante (ici solidification).

L'augmentation du temps nécessaire à la solidification conduit à l'augmentation du temps de déplacement du liquide et en conséquence la déformation de la surface est plus importante (figure III.39). La profondeur du cratère est cinq fois plus grande, et la hauteur des bourrelets augmente dix fois plus par rapport aux valeurs observées avec le modèle précédent.

Cependant l'application de cette nouvelle condition thermique provoque l'apparition d'instabilités numériques que nous n'avons pas pu éviter. En conséquence le nouveau modèle

doit être amélioré du point de vue de la convergence spatiale et temporelle. Ceci pourra être mis en place en utilisant une station de calcul plus performante que celle utilisée lors de cette recherche.

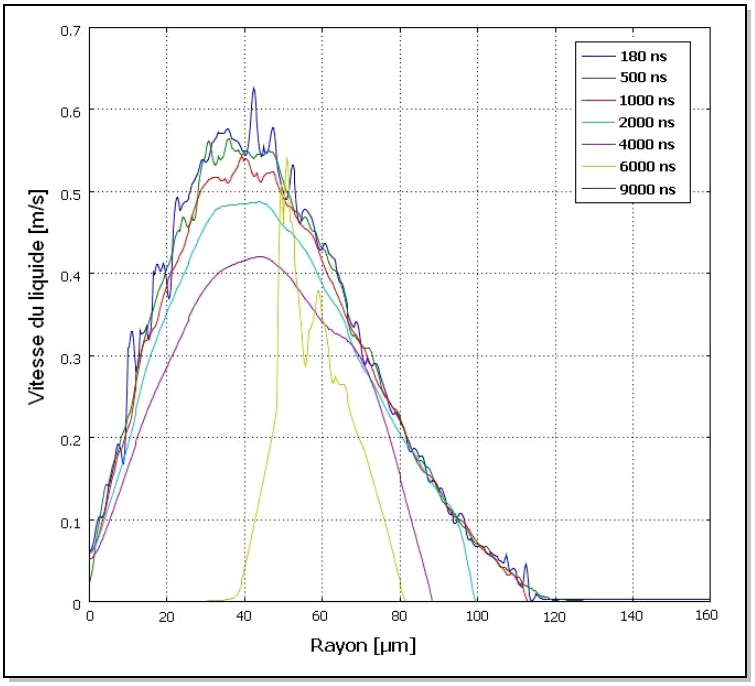


Figure III.38 – Evolution temporelle de la vitesse de déplacement du liquide

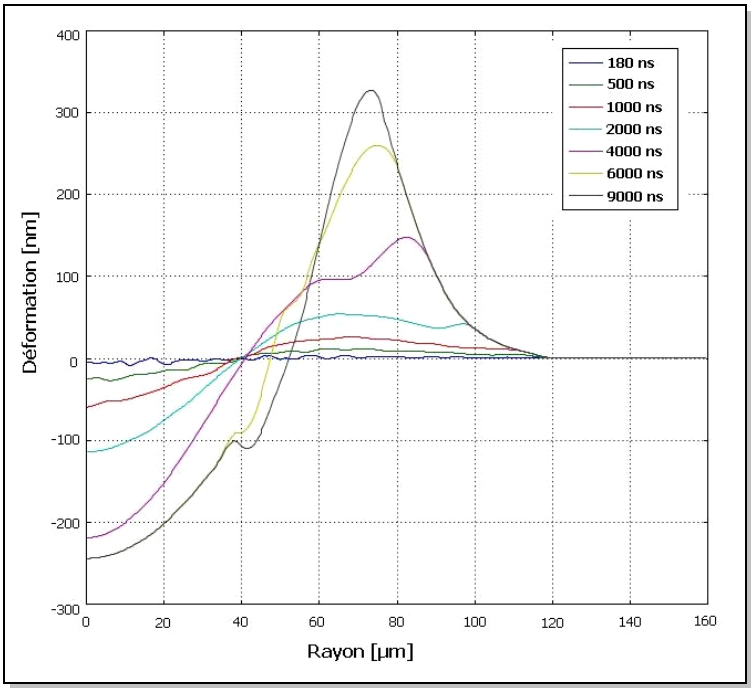


Figure III.39 – Evolution temporelle de la déformation de la surface sous l'action de la pression de recul

III.5. Conclusion

L'utilisation du modèle 2D en symétrie axiale a permis d'analyser le déplacement transversal du liquide sous l'action de la pression de recul. On a démontré que l'amplitude de la pression de recul influence la vitesse de déplacement du liquide. Dans le cas de l'acier inoxydable et de l'alliage de titane le diamètre de l'impact est comparable à celui d'une série d'impacts, ce qui nous a conduit à l'hypothèse que l'enlèvement de matière se réalise principalement par un phénomène de vaporisation. Mais, malgré sa complexité ce modèle ne permet pas d'analyser la déformation de la surface sous l'action de la pression de recul.

Nous avons développé un second modèle 2D en mettant en œuvre la méthode ALE afin de prendre en compte l'action de la tension de surface. Les résultats ont montré que la profondeur de l'impact sur 304L et sur AA6056 est la même, mais que les mécanismes d'enlèvement de matière sont différents : vaporisation pour le 304L et éjection de liquide vers les bords de l'impact pour l'AA6056. Ce comportement explique mieux les résultats obtenus au cours de la modélisation expérimentale (cf. chapitre I). A l'aide du même modèle nous avons observé que le liquide se refroidit complètement sur les bords de l'impact sans avoir le temps de revenir à sa place sous l'action des tensions de surface.

L'observation de la hauteur des bourrelets a mis en évidence l'influence du phénomène de déplacement du liquide vers les bords sur la rugosité finale des échantillons.

Le modèle nécessite d'être perfectionné du point de vue de la taille des mailles en surface, afin d'enlever les oscillations rencontrées dans le cas des alliages de titane et de l'acier inoxydable.

Une synthèse des résultats obtenus tout au long de la modélisation numérique est présentée dans le tableau III.4. Les différences entre les durées nécessaires pour atteindre la fusion et la vaporisation s'explique d'une part par la modalité de prise en compte la distribution spatiale de l'énergie en surface (1D – flux constant, 2D – flux gaussien) et d'autre part par le mouvement du liquide qui modifie la température de surface par le phénomène de convection.

Toutefois, les résultats présentés demeurent théoriques. La validation expérimentale des modèles nécessite l'utilisation de moyen d'observation à l'échelle de l'interaction : dimension spatiale (nm) et temporelle (ns).

Tableau III.4 – Synthèse des résultats obtenus lors de la modélisation numérique

Paramètre étudié	Modèles développés : φ_0 = 76 MW.cm^{-2} ; τ_{laser} = 180 ns ; E = 11 mJ ; f = 1500 Hz								
	1D			2D maillage fixe*			2D maillage mobile*		
	304L	TA6V	AA6056	304L	TA6V	AA6056	304L	TA6V	AA6056
Durée pour atteindre la fusion, τ_f [ns]	1,40	1,30	8,00	1,30	0,80	1,40	5,60	4,50	3,60
Durée pour atteindre la vaporisation, τ_v [ns]	8,00	9,00	70,0	3,00	3,00	21,0	10,0	10,0	20,0
Temps nécessaire à la solidification en surface, τ_s [µs]	0,50	0,80	0,70	0,40	0,40	1,60	0,40	0,40	1,80
Epaisseur du liquide, δ_l [µm]	1,00	1,40	3,00	0,60	1,20	4,60	0,60	1,20	4,50
Vitesse maximale du déplacement de liquide, v_l [m.s^{-1}]	-	-	-	8,30	26,8	0,40	10,20	27,4	0,40
Profondeur du cratère à la fin d'impulsion, z [µm]	-	-	-	-	-	-	0,04	0,07	0,003
Profondeur maximale du cratère, z_{max} [µm]	-	-	-	-	-	-	0,05	1,20	0,04
Hauteurs des bourrelets à la fin d'impulsion, h [µm]	-	-	-	-	-	-	0,01	0,03	0,002
Hauteurs maximale des bourrelets, h_{max} [µm]	-	-	-	-	-	-	0,01	0,09	0,03

Conclusions et perspectives

Tout au long de cette recherche, le processus de texturation par faisceau laser a été étudié à la fois du point de vue expérimentale et théorique.

Dans un premier temps, à l'aide d'une méthode expérimentale moderne, nous avons cherché les paramètres laser qui ont une influence sur le processus de texturation. L'utilisation d'une approche statistique nous a permis, avec un minimum d'essais, de faire un tri entre les facteurs significatifs et ceux non significatifs pour le processus de texturation par faisceau laser.

Ainsi, en partant d'essais préliminaires de hiérarchisation et en passant par des essais exploratoires, des combinaisons de paramètres laser ont été déterminées, afin d'obtenir les meilleures valeurs pour les indicateurs de performance étudiés (débit volumique et rugosité de surface). Ensuite, à l'aide des informations ainsi obtenues, nous avons réalisé une optimisation du processus de texturation par faisceau laser de l'acier inoxydable 304L et de l'alliage de titane TA6V. Malheureusement, dans le cas de l'alliage d'aluminium AA6056, cet objectif n'a pas pu être atteint. Une solution envisagée pour résoudre ce problème est d'élargir, voir de changer, le domaine de variation des paramètres laser (changement du type de laser) et, de suivre une autre direction de recherche afin d'atteindre notre but.

Malgré les informations fournies sur l'évolution du processus avec les paramètres laser, la méthode expérimentale employée ignore la phénoménologie du processus. Ainsi, la deuxième partie de la thèse a été dédiée à l'analyse des phénomènes physiques mis en jeu pendant l'interaction faisceau laser – matière. Ceci a été réalisé à l'aide de modèles numériques développés au fur et à mesure que de nouveaux phénomènes ont été intégrés.

L'étude de l'évolution du champ de température a été menée à l'aide d'un modèle unidimensionnel. Les résultats de simulations d'un impact, réalisées pour différents paramètres laser, ont révélé que plus la durée nécessaire pour atteindre la vaporisation est faible, plus la quantité de matière enlevée est grande. Ceci est en accord avec l'étude expérimentale qui montre que l'énergie et la fréquence des impulsions jouent un rôle majeur sur le débit volumique.

Le développement des modèles 2D présenté dans le dernier chapitre, a permis d'analyser le phénomène de déplacement du liquide, ainsi que la déformation de la surface sous l'action de la pression de recul, due a l'éjection de vapeurs.

Les simulations d'un impact laser, réalisées à l'aide d'un modèle 2D axisymétrique, ont démontré que la vitesse du liquide dépend de l'amplitude de la pression de recul. Ainsi, plus l'interaction faisceau laser – matière est « violente », plus le déplacement du liquide vers les bords de l'impact est important. Cependant, tant que l'épaisseur de la couche liquide reste faible, le phénomène de vaporisation semble prédominant dans le processus de l'enlèvement de matière.

Pour avoir un modèle « plus réaliste », il est nécessaire de prendre en compte la déformation de la surface sous l'action de la pression de recul. Dans cette optique, nous avons développé un modèle 2D en utilisant la méthode ALE où le maillage suit les déformations induites par les processus physiques. Les simulations d'un cycle de chauffage – refroidissement, à l'aide de ce nouveau modèle, ont révélé qu'après la fin de l'impulsion, le liquide continue à se déplacer vers les bords de l'impact sous l'effet d'inertie imprimé par la pression de recul. Le déplacement cesse à partir du moment où la viscosité des matériaux devient prépondérante. Ceci se passe typiquement cent nanosecondes avant la solidification complète en surface, et pour une température voisine de celle de solidification.

Le déplacement du liquide après la fin de l'impulsion, conduit à une décroissance de l'épaisseur de la couche de liquide par sa distribution sur les parois du cratère. Ceci conduit à une diminution du temps nécessaire au refroidissement. Ainsi, le liquide se solidifie sur les parois avant son retour dans le cratère sous l'action de la force due aux tensions de surface.

Les résultats obtenus sur l'évolution temporelle de la profondeur du cratère, nous ont conduit à l'hypothèse que les mécanismes d'enlèvement de matière sont différents pour chaque matériau analysé. Si pour l'acier inoxydable le phénomène de vaporisation semble prédominant, dans le cas de l'alliage d'aluminium l'enlèvement de matière se réalise en grande partie par l'éjection de liquide sous l'action de la pression de recul. Ces phénomènes influent sur la formation et sur l'importance des bourrelets autour de l'impact qui, à leur tour, influent sur la rugosité des surfaces texturées.

L'étude théorique nous a permis de mieux comprendre les résultats expérimentaux obtenus dans le chapitre I. Par exemple, dans le cas de l'alliage d'aluminium plus l'énergie par impulsion est grande, plus la quantité de matière enlevée est grande. Cependant, une grande énergie conduit à une grande pression de recul et en conséquence à la formation de bourrelets autour de l'impact. En revanche, dans le cas des deux autres matériaux, en n'ayant pas besoin

d'une grande énergie pour enlever la matière et, en tenant compte de la faible épaisseur du liquide, la formation de bourrelets autour de l'impact, sous l'action de la pression de recul, est moins marquée.

Ainsi, cette étude, à la fois expérimentale et théorique, du processus de texturation nous a permis, d'une part de cibler les paramètres laser influents avec un minimum d'essais et, d'autre part, de comprendre pourquoi ces paramètres ont une influence significative dans le processus de texturation par faisceau laser des surfaces métalliques.

Malgré, la richesse des informations obtenues pendant les travaux, l'étude du processus de texturation est loin d'être aboutie.

Du point de vue expérimental, les perspectives sont, d'utiliser les résultats obtenus pour la réalisation de motifs semblables aux matériaux naturels tels que le cuir ou le bois et prendre en compte d'autres indicateurs de performance tel que la courbe de portance, facteur important dans la caractérisation de surfaces texturées des moules d'injection.

Les perspectives concernant l'étude théorique sont, dans un premier temps, de perfectionner le modèle actuel du point de vue de:

- la nécessité d'étudier le mécanisme de formation et d'évolution spatiale et temporelle de la plume, afin de mieux tenir compte de l'évolution de la pression de recul. En particulier la plume ne s'éteint pas à la fin de l'impulsion laser, en conséquence l'effet thermique de la plume et l'action de la pression de recul subsiste encore durant un certaine période ;
- la prise en compte de la véritable température de surface. Pour cela, il est nécessaire de trouver les moyens capables de mesurer la vraie température à la surface du liquide.
- l'évolution temporelle du faisceau laser. Dans notre modèle nous avons considéré que la répartition d'énergie du faisceau laser est constante durant l'impulsion. En réalité, notre laser fonctionne en mode Q-Switch, il a une évolution temporelle suivant la loi log-normale (cf. annexe 2).
- l'élimination des instabilités numériques par la réduction de la taille des éléments en surface et l'optimisation des méthodes de résolution numérique. Ceci conduira à l'augmentation du nombre de degrés de liberté et du temps de calcul et, en conséquence, à la nécessité d'utiliser des moyens de calcul plus performants que ceux que nous avons utilisés.

Dans ce travail nous avons modélisé l'action d'un impact unique. Afin de se rapprocher du procédé expérimental, deux étapes peuvent être envisagée :

- simulation d'une succession de cycle, en nombre suffisamment élevé permettant une comparaison avec la géométrie des cratères obtenus expérimentalement. Cela nous permettra de vérifier certaines hypothèses émises pendant les travaux menés tout au long de cette thèse ;
- développer une simulation tenant compte du déplacement du faisceau laser et du taux de recouvrement des impacts. Une telle simulation pourra ainsi être comparée aux surfaces traitées lors de l'étude expérimentale. De plus on pourra étudier l'influence de la fréquence des impulsions sur la rugosité de la surface.

Bibliographie

[Almeida'06] I.A. Almeida, W. de Rossi, M.S.F. Lima, J.R. Beretta, G.E.C. Nogueira, N.U. Wetter, N. D. Jr.Vieira, Optimization of titanium cutting by factorial analysis of pulsed Nd :YAG laser parameters, J. Mat. Proc. Techn. 179 (2006) 105-110

[Anisimov'95] S. I. Anisimov and V. A. Khokhlov, Instabilities in laser-matter interaction, CRC 1995, Boca Raton, Florida, USA;

[Arino'04] I.Arino, U.Kleist, Barros, G.G., Johansson, P. M. Rigdahl, Surface Texture Characterisation of Injection-Molded Pigmented Plastics, Polymer Eng. and Science 44 (2004) 1615-1626;

[ASM'93a] ***, Aluminium and Aluminium Alloys, ASM Specialty Handbook publication, 1993;

[ASM'93b] ***, Titanium and Titanium Alloys, ASM ASM Specialty Handbook publication, 1993;

[Balasubramaniam'02] R. Balasubramaniam, J. Krishnan, N. Ramakrishnan, A study on the shape of the surface generated by abrasive jet machining, Journal of Materials Processing Technology, 121 (2002) 102-106;

[Batalha'01] G. F. Batalha, M. Stipkovic Filho, Quantitative characterisation of the surface topography of cold rolled sheets – new approaches and possibilities, Journal of Materials processing Technology, 113 (2001) 732 – 738;

[Bäuerle'96] D. Bäuerle, Laser processing and chemistry – Second Edition, Springer-Verlag Berlin Heidelberg 1996, Germany

[Benatmane'02] A. Benatmane - Développement de la microscopie interférométrique pour une meilleure analyse morphologique des couches minces et épaisses des matériaux semiconducteurs et optiques, Thèse du Doctorat, L'université Louis Pasteur – Strasbourg I, (2002) ;

[Bertrand'97] N. Bertrand, P. Bulkin, B. Drévillon, S. Lucas, S. Benayoun, "In situ infrared ellipsometry study of plasma processing of metallic

surfaces", Surface and coatings technology, vol.94-95 (1997), pp.362-367;

[Bhattacharyya'04] B. Bhattacharyya, J. Munda, M. Malapati, Advencement in electrochemical micro-machining, International Journal of Machine Tools & Manufacturing, 44 (2004) 1577-1589;

[Bhattacharyya'05] B. Bhattacharyya, M. Malapati, J. Munda, Experimental study on electrochemical micromachining, Journal of Materials Processing Technology, 169 (2005) 485-492;

[Binning'82] G. Binning, H. Rohrer, Ch. Gerber, E. Weibel, "Surface studies by Scanning Tunneling Microscopy", vol.49 (1982), n°1, pp.57-60

[Bouchareine'99] P. Bouchareine, "Métrologie des surfaces", Techniques de l'Ingénieur, Traité Mesures et Contrôle, article R1390, vol.RAB (1999) ;

[Cambier'95] P. Cambier, La gravure chimique des moules, Machines-Procédés, Plastiques Modernes et Elastomères (1995) ;

[Cha'00] S. Cha et al, "Nontranslational three-dimensional profilometry by chromatic confocal microscopy with dynamically configurable micromirror scanning", Applied Optics, vol.39 (2000), n°16, pp.2605-2613

[Chang'02] W.S. Chang, S.J. Na, A study on the prediction of laser weld shape with varying heat source equations and the thermal distortion of a small structure in micro-joining, Journal of Material Processing Technology, 120 (2002) 208-214;

[Chen'01] X. Chen, H.X. Wang, A calculation model fort he evaporation recoil pressure in laser material processing, Journal of Physics D: applied Physics, 34 (2001) 2637-2642;

[Chryssolouris'91] G. Chryssolouris, Laser machining, theory and practice, Springer-Verlag 1991, New York, USA;

[Cicală'05] E.F. Cicală, Metoda experimentelor factoriale, proiectarea experimentelor, modelare, optimizare, Editura Politehnica Timişoara. 2005, 320p;

[Cicală'99] E.F. Cicală, Metode de prelucrare statistică a datelor experimentale, Editura Politehnica, 1999, 303p;

[Comsol'04] ***, Femlab User's Guide, COMSOL AB, January 2004

[Comsol'05] ***, Femlab Modelling Guide, COMSOL AB, September 2005

[Cornet'98] A. Cornet, J.P. Deville, "Physique et ingénierie des surfaces", édition EDP Sciences 1998 ;

[Dealy'03] B. Dealy, Mold Texturing Can Enhance Product Esthetics, Modern Mold & Tooling, june 2003;

[Dong'94] W. P. Dong, P. J. Sullivan, K. J. Stout, Comprehensive study of parameters for characterising three-dimensional surface topography. III: Parameters for characterising amplitude and some functional properties, Wear 178 (1994) 29-43;

[Dong'95] W. P. Dong, K. J. Stout, An integrated approach to the characterization of surface wear I: Qualitative characterization, Wear 181-183 (1995) 700-716

[Drévillon'98] B. Drévillon, "Spectroscopic ellipsometry in the infrared range", Thin solid films 313-314 (1998), pp.625-630

[Finke'90] B. R. Finke, P. D. Kapadia, and J. M. Dowden, A fundamental plume based model for energy transfer in laser material processing, Journal of Physics D: Applied Physics, 23 (1990) 643-654;

[Ganesh'97] R.K. Ganesh, A. Faghri, A generalized thermal modeling for laser driling process – I. Mathematical modelling and numerical methodology, International Journal of Heat Mass Transfer, 40 (1997) 3351-3360;

[Goupy'01] Jacques Goupy, Introduction aux plans d'expériences – 2e Edition, Dunond, Paris, 2001

[Graham'03] Dr. Graham T. Smith – How Rough are precision Surface & How Round is Round?, Herbert Collins building, Southampton Institute, International Symposium, 6th June 2003;

[Guyon'94] E. Guyon, J.P. Hulmin, L. Petit, Hydrodynamique Physique, Edition du CNRS, 1994

[Haefke'00] H. Haefke, Y. Gerbig, G.Dumitru, V. Romano, Microtexturing of functional surfaces for improving their tribological performance, Proceedings of the International Tribology Conference, Nagasaki, (2000) 217-221;

[Herziger'86a] G. Herziger, Physics of laser materials processing, Proceedings of SPIE, 650 (1986) 188-194;

[Herziger'86b] G. Herziger, E. W. Kreutz, and K. Wissenbach, Fundamentals of laser processing of materials, Proceeding of SPIE, 658 (1986) 2-10;

[Joseph'05] Cédric Joseph, Contribution à l'accroissement des performances du processus de µEDM par l'utilisation d'un robot à dynamique élevée et de haute précision, Thèse de doctorat, Ecole polytechnique Fédérale de Lausanne (2005) ;

[Kaldos'04] A. Kaldos, H. J. Pieper, E. Wolf, M. Krause, Laser machining in die making - a modern rapid tooling process, *J. of Mat. Proc. Tech.* 155-156 (2004) 1815-1820;

[Kalpakjian'03] S. Kalpakjian, S. R. Schmid, Manufacturing Processes for Engineering Materials (4th Edition), Prentice Hall (2003);

[Kim'05] Y. T. Kim, S. J. Park, S. J. Lee, Micro/Meso-scale Shapes Machining by Micro EDM Process, International Journal of Precision Engineering and Manufacturing, 6 (2005), 5 – 11;

[Knowles'05] M.R.H Knowles, G. Rutterford, D. Karnakis, A. Ferguson, Laser Micromachining of Metals, Ceramics, Silicon and Polymers using Nanosecond Lasers, Multi-material Micro Manufacture (4M), 29th - 30th June 2005, Karlsruhe, Germany

[Lacombe'90] P. Lacombe, B. Baroux, G.Beranger, Les acier inoxydable, Les Editions des Physique, 1990, 1016p

[Lallemand'00] G. Lallemand, G. Jacrot, E. Cicala, D.F. Grevey, Grooving by Nd:YAG laser treatment, J. Mat. Proc. Techn. 99 (2000) 32-37

[Leach'02] R. K. Leach, P. H. Harris, Ambiguities in the definition of spacing parameters for surface-texture characterization, Measurement Science and Technology 13 (2002) 1924 – 1930;

[Li'06] Z. Li, Y. Mingjiang, W. Liu, M. Zhong, Investigation on crater morphology by high repetitive rate YAG laser-induced discharche texturing, *Surf. and Coat. Tech.* 200 (2006) 4493-4499;

[Mai'03] Ching-Chuan Mai, Jehnming Lin, Supersonic flow characteristics in laser grooving, Optics & Laser Technology, 35 (2003) 597-604;

[Maillet'86] H. Maillet, Le laser – Principes et techniques d'application, Technique et Documentation – Lavoisier (1986) ;

[Mansoor'05] S. Bin Mansoor, B.S. Yilbas, S.Z. Shuja, Laser heating and surface evaporation, International Communications in Heat and Mass Transfer, 32 (2005) 822-830;

[Mathia'95] T. Mathia, H. Zahouani, J. Rousseau & J. C. Le Bosse, Functional significance of different techniques for surface morphology measurements, Int. J. Mach. Tools Manufact., 35 (1995) 195 – 202;

[Mazumder'80] J. Mazumder and W. M. Steen, Heat transfer model for cw laser material processing, Journal of Applied Physics, 51 (1980) 941-947;

[Meijer'04] J. Meijer, Laser beam machining (LBM), state of the art and new opportunities, J. Mat. Proc. Techn. 149 (2004) 2-17

[Mezghani'04] S. Mezghani, H. Zahouani, Characterisation of the 3D waviness and roughness motifs, Wear, 257 (2004) 1250-1256;

[Montgomery'91] D.C Montgomery, Design and analysis of experiments, John Wiley & Sons, Singapore. 1991

[NE'97] Norme Européenne : Spécification géométrique des produits (GPS)-Etat de surface: Méthode du profil–Termes, définitions et paramètres d'état de surface, réf n° prEN 4287:1997 F, Comité Européen de Normalisation (CEN), juin 1997.

[Neal'03] W. E. J. Neal, R. W. Fane, "Ellipsometry and its applications to surface examination", Journal of Physics E: Scientific Instruments, vol.6 (1973)

[NF'97] Norme Française : Spécification géométrique des produits (GPS)-Etat de surface: Méthode du profil – caractéristiques métrologiques des filtres à phase correcte, indice de classement E05-055, NF ISO 11562 :1996 F, AFNOR juin 1997.

[Nguyen'05] Anh Tuan Nguyen, David Lee Butler, Correlation-length-based sampling conditions for various engineering surfaces, Meas. Sci. Technol. 16 (2005) 1813-1822;

[NI'96] Norme Internationale : Spécification géométrique des produits (GPS)-Etat de surface: Méthode du profil–Règles et procédures pour l'évaluation de l'état de surface, réf n° ISO 4288:1996 F, 2ème édition août 1996.

[Nichici'01] A. Nichici, E. Cicala, Introduction in the strategy of materials laser cutting process optimization, Procedings of Laserap 4 (2001), 97-102;

[Nichici'96] A. Nichici, E.F.Cicală, R. Mee, Prelucrarea datelor experimentale, Curs şi aplicații, Timişoara, 1996, 163p;

[Olson'92] R. W. Olson and W. C. Swope, Laser drilling with focused Gaussian beams, Journal of Applied Physics, 72 (1992) 3686-3696;

[Park'04] D. S. Park, M. W. Cho, H. Lee, W. S. Cho, Micro-grooving of glass using micro-abrasive jet machining, Journal Of Materials Technology Processing, 146 (2004) 234-240;

[Pfestorf'98] M. Pfestorf, U. Engel, M. Geiger, 3D – Surface parameters and their Application on Deterministic Textured Metal Sheets, Int. J. Mach. Tools. Manufact, 38 (1998), 607 – 614;

[Qi'03] J. Qi, K. L. Wang, Y. M. Zhu, A study on the laser marking process of stainless steel, *J. of Mat. Proc. Tech.*, 139 (2003) 273-276;

[Quintero'05] F. Quintero et al., Theoretical analysis of material removal mechanism in pulsed laser fusion cutting of ceramics, Journal of Physics D: Applied Physics, 38 (2005) 655-666;

[Ready'71] J. F. Ready, Effect of high power laser radiation, Ed. Academic 1971, London, UK;

[Schaaf'02] P. Schaaf, Laser nitriding of Metals, Progress in Materials Science, 47 (2002) 1-161;

[Semak'97a] V. Semak and A. Matsunawa, The role of recoil pressure in energy balance during laser materials processing, Journal of Physics D: Applied Physics, 30 (1997) 2541-2552;

[Semak'97b] V. Semak, X. Chen, K. Mundra, and J. Zhao, Numerical simulation of hole profile in high beam intensity laser drilling, Processing of Laser Materials, Proceedings' Conference 1997, 81-90;

[Semak'99] V. Semak, B. Damkroger, and S. Kempka, Temporal evolution of the temperature field in the beam interaction zone during laser material processing, Journal of Physics D: Applied Physics, 32 (1999) 1819-1825.

[Shen'00] Z. H. Shen, S. Y. Zhang, J. Lu, and X. W. Ni, Mathematical modelling of laser induced heating and melting in solids, Optics and Laser Technology, 33 (2000) 533-537;

[Solana'01] P. Solana et al., Time dependent ablations and liquid ejection process during the laser drilling of metals, Optics Communications 191 (2001) 97-112;

[Stout'95] K. J. Stout, Liam A. Blunt, Application of 3D topography to bioengineering, Int. J. Mach. Tools Manufact. 2 (1995) 219 – 229;

[Vannes'86] A.B.Vannes, Lasers et Industries de Transformation, Technique et Documentation, 1986, 355p;

[Verhoeven'03] J. C. J. Verhoeven, J. K. M. Jansen, and R. M. M. Mattheij, Modeling laser induced melting, Mathematical and computer modeling, 37 (2003) 419-437;

[Vigier'88] M.G.Vigier, Pratique des plans d'expériences - méthodologie Taguchi, Les Editions d'Organisation, 1988 ;

[Von Allmen'76] M.Von Allmen, Laser drilling velocity in metals, Journal of Applied Physics, 47 (1976) 5460-5463;

[Wang'03] H. Wang and X. Chen, Three-dimensional modelings of the laser-induced plasma plume characteristics in laser welding, J. Phys. D: Appl. Phys., 36 (2003) 628-639;

[Westkämper'98] E. Westkämper, M. Kraus, Theoretical consideration for a new tolerance system to characterise technical surfaces in the micro- and nanometer scale, 3rd Seminar on Quantitative Microscopy, QM'98;

[Wetter'00] N.U. Wetter, W. de Rossi, in: S.P. Morato (Ed.), ICS Lectures on Industrial Applications of Lasers. Unido Publication, Vienna, 2000;

[Xu'99] X. Xu, G. Chen, and K. H. Song, Experimental and numerical investigation of heat transfer and phase change phenomena during excimer laser interaction with nickel, Int. J. Heat and Mass Transfer, 42 (1999) 1371-1382;

[Yi'05] S. M. Yi, S. H. Jin, J. D. Lee, C. N. Chu, Fabrication of high-aspect-ratio stainless steel shadow mask and its application to pentacene thin-film transistors, Journal of Micromechanics and Microengineering, 15 (2005) 263-269;

[Yilbas'01] B. S. Yilbas and A. F. M. Arif, Material response to thermal loading due to short pulse laser heating, Int. J. Heat and Mass Transfer, 44 (2001) 3787-3798;

[Yilbas'03] B.S. Yilbas, S.Z. Shuja, A. Arif, M.A. Gondal, Laser-shock processing of steel, Journal of Material Processing Technology, 135 (2003) 6-17;

[Yilbas'99] B. S. Yilbas and S. Z. Shuja, Laser short-pulse heating of surfaces, Journal of Physics D: Applied Physics, 32 (1999) 1947-1954;

[Zsivanov'98] D. Zsivanov, Contributii la evaluarea caracteristicilor suprafetelor de contact cu rugozitate izotropa, Teza de doctorat, Timisoara, 1998, 189p.

Annexe 1

A.I.Élaboration et évaluation de surfaces texturées – état de l'art

A.I.1.Elaboration de surfaces texturées

A.I.1.1.Techniques d'élaboration de textures de surface

Les premières texturations de surfaces actives de moules (surfaces en contact avec le polymère) ont été réalisées par un maître graveur. Les inconvénients de cette technique, tels que le manque d'uniformité et la difficulté de reproduire un même motif sur plusieurs surfaces, ont été surmontés en 1966 [Dealy'03] avec la publication d'un brevet allemand intégrant un procédé d'attaque chimique contrôlé. Depuis, les procédés de texturation se sont diversifiés et aujourd'hui nous pouvons parler de quatre groupes de procédés (cf. Tableau A.I.1).

Tableau A.I.1– Différents procédés de texturation [Haefke'00]

Mécaniques	Lithographiques	Thermiques	Dépôt de surface
meulage	chimique	électroérosion	dépôt physique en phase vapeur
sablage	électrochimique	faisceau d'électrons	dépôt chimique en phase vapeur
gravage	faisceau d'ions	faisceau laser	dépôt électrochimique

Malgré le grand nombre de procédés de texturation existant, seulement quelques uns sont utilisés pour réaliser des textures sophistiquées de grande finesse. Dans le cas de la texturation des surfaces actives de moules, les techniques d'usinage employées sont, par importance décroissante :

- l'usinage par attaque chimique ;
- l'usinage par électroérosion ;
- l'usinage par jet abrasif (sablage) ;
- l'usinage par faisceau laser.

A.I.1.1.1.Texturation par attaque chimique

L'usinage chimique est considéré comme la plus ancienne technique industrielle. Elle permet l'usinage de pièces métalliques par voie chimique, c'est-à-dire par oxydation/ dissolution à l'aide d'un acide.

Le plus souvent, il s'agit non pas d'un usinage de toute la surface de la pièce, mais d'un usinage localisé. Le principe consiste à réaliser un motif, sur une surface métallique donnée, par attaque chimique localisée et contrôlée (Figure A.I.1). La surface à graver, après protection des surfaces environnantes, est recouverte d'un film « isolant » qui représente le négatif du motif à graver. Les zones non protégées par le film sont le siège d'une attaque lorsqu'elles sont immergées dans la cuve de réactif. Un contrôle de l'activité du réactif et du temps d'immersion permet de calibrer l'épaisseur de matière enlevée [Cambier'95] [Dealy'03] [Joseph'05] [Kalpakjian'03].

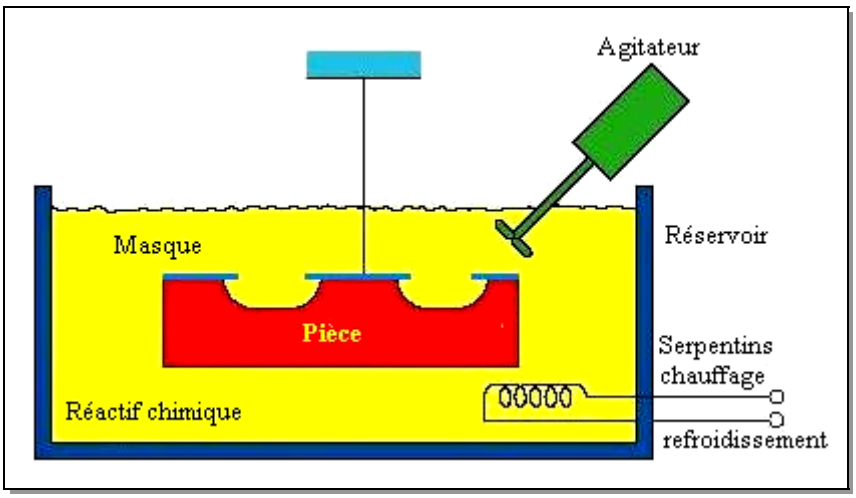


Figure A.I.1 – Usinage par attaque chimique [Kalpakjian'03]

Pour être efficace, le réactif chimique doit permettre l'obtention du résultat attendu dans des conditions d'exploitation industrielle acceptables. La maîtrise du bain d'attaque est primordiale. Le réactif doit en effet répondre aux exigences suivantes :

- la vitesse d'attaque doit être au moins égale à 1 $mm.h^{-1}$;
- les caractéristiques géométriques du substrat après usinage (rugosité, planéité) doivent être acceptables ;
- le potentiel de travail du bain doit être suffisant pour éviter des réajustements trop fréquents ;
- la présence ou la formation d'éléments polluants doit être évitée.

L'état sous lequel se trouve le réactif, permet de classer le processus d'usinage chimique en usinage *chimique par voie humide* (agent réactif liquide) et en usinage *chimique par voie sèche* où le matériau est enlevé sous l'action d'un gaz réactif appliqué dans un plasma à basse pression.

Par rapport aux autres techniques d'usinage, l'usinage chimique des métaux présente des particularités qui justifient son application, parmi lesquelles on peut citer :

- la facilité d'usinage de pièces de forme (développables ou non) ;
- l'usinage sans déformation de pièces de faible épaisseur ;
- le temps d'attaque dépend de la profondeur usinée et non de la surface usinée ;
- la possibilité d'usiner simultanément un grand nombre de pièces sur toutes leurs faces.

Toutefois, l'usinage chimique présente des inconvénients qui peuvent limiter son utilisation, tels que :

- la reproduction de tous les défauts géométriques de la surface initiale ;
- l'amélioration peu fréquente de la rugosité initiale ;
- l'imprécision relative des contours d'usinage, qui croît avec l'épaisseur usinée ;
- l'augmentation de la dispersion de l'épaisseur usinée avec la profondeur d'attaque ;
- la possibilité d'une fragilisation des matériaux par diffusion d'hydrogène ;
- l'usinage irrégulier des zones hétérogènes (cordon de soudure, …) ;
- la difficulté d'usiner certains alliages bruts de fonderie.

Comme beaucoup de procédés industriels de traitements de surface, la réussite du procédé dépend moins d'une connaissance précise des phénomènes physico-chimiques concernés que d'une mise en œuvre maîtrisée par l'expérience. Les évolutions attendues concernent le volet environnemental de cette technique, à savoir :

- l'émission dans l'atmosphère des solvants organiques contenus dans les masques : les solutions envisageables sont l'utilisation de produits de masquage sans solvant ou l'installation de moyens de récupération et de recyclage de ces solvants ;
- la réduction du volume et le recyclage des boues, suite aux restrictions sur l'admission en décharge contrôlée de ces déchets et l'augmentation du coût de stockage.

A.I.1.1.2.Texturation par électroérosion

L'usinage par électroérosion est une technique procédant par fusion, vaporisation et éjection de la matière. L'énergie est apportée par des décharges électriques passant entre deux électrodes, la pièce et l'outil [Joseph'05] [Kalpakjian'03] [Kim'05] [Yi'05]. L'usinage par électroérosion nécessite 4 éléments : une électrode, une pièce, un diélectrique et de l'électricité. Le diélectrique a pour objet de réduire la température dans la zone d'usinage, d'enlever les particules métalliques résiduelles et de permettre la création de l'étincelle.

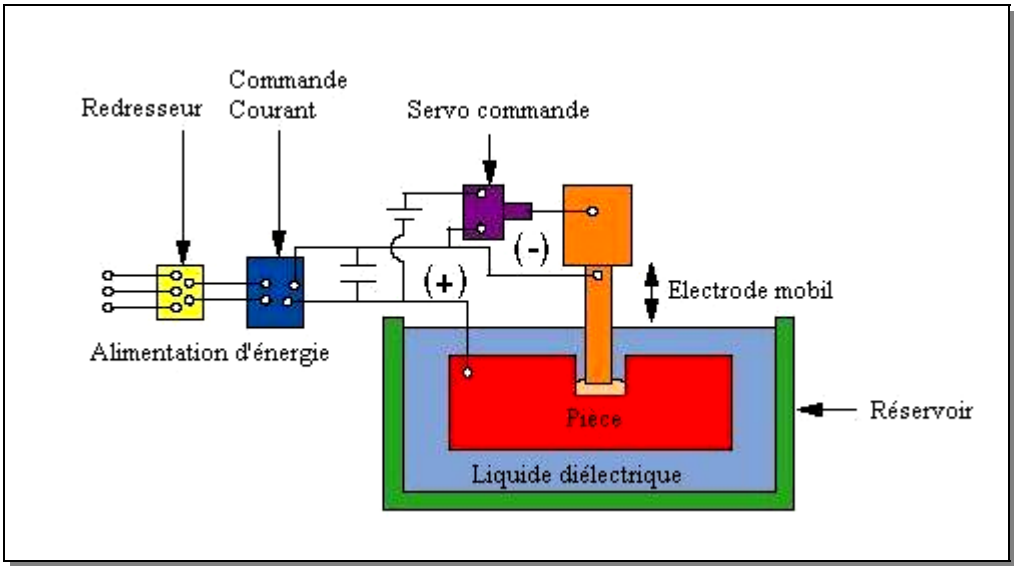


Figure A.I.2 – Usinage par électroérosion [Kalpakjian'03]

L'enlèvement de matière est obtenu par la répétition de décharges électriques, avec des durées réglables allant de quelques microsecondes à quelques millisecondes, et des intensités réglables pouvant atteindre quelques dizaines d'ampères, sous des tensions de 20 à 150 V. Le débit volumique de matière enlevée est limité par l'énergie mise en jeu par chaque décharge et par le principe même (fusion-vaporisation-éjection). Il peut atteindre 1 $cm^3.min^{-1}$ pour des

énergies de l'ordre de 1 J et de quelques $mm^3.min^{-1}$ pour des énergies de 10^{-5} à 10^{-4} J. Il dépend principalement de l'intensité du courant et de la durée de l'impulsion. L'état de la surface dépend elle aussi de l'énergie mise en jeu. Ainsi, une durée d'impulsion et une intensité élevées créent des cratères de grande dimension, ce qui conduit à un état de surface grossier (Ra = 10 à 30 µm). En revanche, une faible durée de décharge et une faible intensité créent des cratères de petite taille, donc un meilleur état de surface (Ra = 0,4 à 1,6 µm). En conclusion le débit volumique de matière enlevée et l'état de surface dépendent essentiellement du choix du régime d'usinage.

Comme toute technique d'usinage, l'électroérosion a aussi ses avantages et ses inconvénients :

Parmi les intérêts techniques de cette technologie, nous pouvons citer :

- la grande qualité de l'usinage et la précision qu'il permet d'obtenir. Son attrait principal est l'absence d'effort, qui autorise à travailler avec des outils très fragiles ou déformables ;
- l'inconvénient de cette technique est l'effet thermique associé à la décharge qui a une influence défavorable sur la tenue en fatigue des pièces. Ces effets sont liés au principe même du procédé : on ne peut pas les supprimer mais on peut les minimiser par le choix des paramètres. Cependant, il subsiste, dans le meilleur des cas, une couche perturbée de quelques micromètres d'épaisseur.

Cette technique se caractérise par son aptitude à usiner tous les matériaux conducteurs ou semi-conducteurs de l'électricité (métaux, alliages, carbures, graphites, etc.) quelle que soit leur dureté. Cependant la dimension des pièces doit être réduite car il faut les introduire dans un réservoir rempli avec le diélectrique.

A.I.1.1.3.Texturation par jet abrasif (sablage)

L'usinage par jet abrasif est une technique de gravure par abrasion. Le substrat est recouvert d'un masque de protection (métallique ou d'une couche de polymère) définissant la géométrie désirée, puis il est érodé en bombardant la surface avec de petites particules (granulométrie typique : 10-50µm) [Balasubramaniam'02], [Joseph'05], [Park'04].

L'enlèvement de matière sous l'action du jet abrasif est obtenu sous forme de copeaux. Chaque particule abrasive, arrivant à grande vitesse (100-150$m.s^{-1}$), conduit à l'enlèvement

d'un petit copeau de section typique de l'ordre de 0,001 mm^2. Pendant l'action d'usinage le nombre de copeaux obtenus simultanément est très grand, de 100 à 1000.

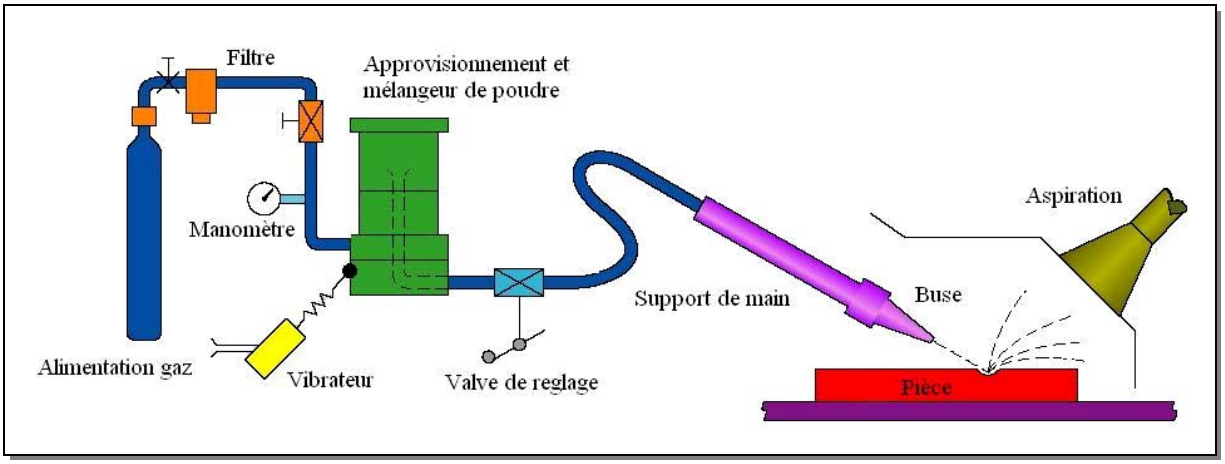


Figure A.I.3 – Usinage par jet abrasif [Kalpakjian'03]

Les paramètres comme la pression (2-10 atm), l'angle d'incidence du jet de poudre ou la distance entre la buse et le substrat (0,25-75 mm) sont ajustables en fonction de l'application désirée. En combinant la précision de la photolithographie, pour réaliser un masque, et le sablage, il est possible de réaliser des usinages précis. Plus spécifiquement, en utilisant des particules d'oxyde d'alumine (Al_2O_3) de 10 µm de diamètre, on obtient une résolution de 30 µm approximativement.

Les avantages offerts par cette technique sont : l'usinage de formes complexes, le coût réduit, la texturation de grandes surfaces, processus se déroulant à sec, … D'un autre côté, de nombreux inconvénients sont engendrés tels que la faible maîtrise de la profondeur du motif, une rugosité assez élevée et un faible débit de matière enlevée (quelque $mm^3.min^{-1}$) par rapport aux autres techniques d'usinage. De plus les contraintes mécaniques générées, si elles limitent la propagation des fissures de fatigue, limitent le changement auquel peut-être soumise la structure. Tout ceci fait que cette technique est peu utilisée pour la texturation des surfaces actives des moules d'injection.

La texturation par jet abrasif est toutefois intéressante, pour usiner à grande vitesse du verre ou toutes autres matières fragiles.

A.I.1.1.4.Texturation par faisceau laser

L'existence de lasers à impulsions de forte énergie et à taux de répétition élevés, a permis d'apporter une solution nouvelle aux procédés de texturation des surfaces. Le procédé de texturation par laser consiste en l'utilisation d'un faisceau d'énergie concentré dans un spot très fin, ce qui permet d'effectuer une vaporisation/sublimation superficielle de la cible [Joseph'05] [Kalpakjian'03] [Maillet'86] [Vannes'86]. Pour réaliser le motif désiré on peut utiliser deux techniques : soit on balaie rapidement le faisceau focalisé sur la surface à texturer (selon un tracé choisi) et on module les impulsions de façon à vaporiser le matériau aux emplacements désirés (Figure A.I.4a), soit on irradie un masque percé avec le motif à graver et un système optique permet d'ajuster la taille du motif en surface de la pièce (Figure A.I.4b).

La qualité de la texture obtenue dépend d'une série de facteurs d'influence comme les caractéristiques du faisceau laser (longueur d'onde, durée d'impulsion, diamètre du spot, fréquence des impulsions…), les caractéristiques physiques du matériau (coefficient d'absorption, conductivité thermique, état de surface, température de vaporisation…) et les caractéristiques d'environnement (gaz de protection ou milieu ambiant).

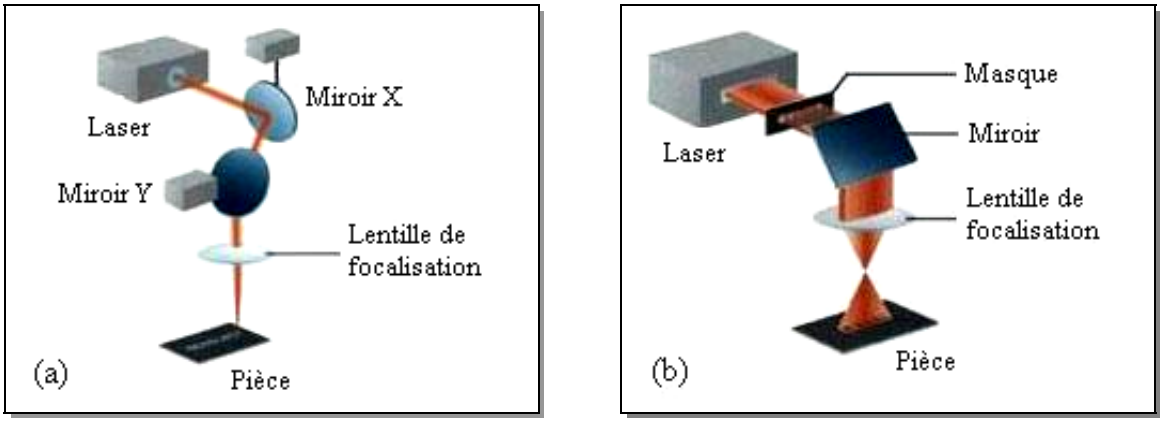


Figure A.I.4 – Usinage par faisceau laser *(source Rofin)*

(a) - texturation par déplacement du faisceau, (b) - texturation par transfert d'image

La réalisation du motif est envisageable en un seul passage ou en plusieurs passages. Quoi qu'il en soit, la puissance crête doit être assez élevée pour que le matériau se vaporise sous l'effet du faisceau. En conséquence, suivant la technique employée, le laser diffère. Pour un « marquage » par transfert d'images, le laser à CO_2 est le plus utilisé, alors que pour « un marquage » par déplacement du faisceau, les lasers solides pulsés, sont mieux adaptés

(généralement des lasers Nd :YAG). Les principales caractéristiques de la texturation de surface par ces lasers sont présentées dans le tableau suivant :

Tableau A.I.2 – Caractéristiques des lasers utilisés dans la texturation

Caractéristique	**Laser Nd :YAG**	**Laser CO_2**
Longueur d'onde	1,06 µm	10,6 µm
Transport du faisceau	fibre optique ; miroir	miroir
Puissance moyenne	3 – 150 Watts	
Mode d'émission	Pulsé (100 – 500 ns)	
Fréquence des impulsions	1 – 10 kHz	
Vitesse de balayage du faisceau	jusqu'à centaine de $m.min^{-1}$	

En choisissant le bon laser et les bonnes conditions de travail on peut obtenir une profondeur du motif de 0,3 mm avec une rugosité Ra variant de 0,8 à 6,3 µm.

L'usinage laser présente de nombreux avantages, qui justifient ses applications et parmi lesquelles on peut citer :

- la flexibilité du procédé puisque, grâce aux commandes numériques, chaque composant peut être texturé différemment, et ce, même sur des pièces de formes complexes ;
- l'absence de contact mécanique entre l'outil et la pièce à traiter. Il est possible de travailler des matériaux fragiles ;
- la possibilité d'automatisation du procédé ;
- la texturation laser ne génère que très peu d'effluents ;
- la possibilité de texturer tous les matériaux opaques à la longueur d'onde considérée ;

A.I.2.Evaluation topographique d'une surface texturée

A.I.2.1.Généralités

La surface physique d'un matériau peut être définie comme la partie extérieure, qui constitue la limite de l'espace qu'il occupe. Elle est un amalgame comprenant des zones avec des propriétés physiques et chimiques dépendant de la composition du matériau et de l'environnement.

Du point de vue de la géométrie analytique on peut définir une surface comme l'ensemble des points de coordonnées x, y et z vérifiant une équation de la forme: F(x,y,z)=0. Ceci est une fonction permettant de représenter points par points les différences positions par rapport à une ligne de référence. Elle permet de représenter en tous points la déviation entre la topographie mesurée et le plan moyen. Pour caractériser une surface, les mathématiciens définissent une surface par une équation, alors que les physiciens et les chimistes doivent l'observer et l'analyser à l'aide d'une technique de caractérisation.

Du point de vue général, la topographie d'une surface industrielle peut être définie par la multitude des écarts géométriques uniques ou répétitifs, périodiques ou aléatoires, isotropes ou anisotropes par rapport à une surface idéale. La caractérisation d'une surface a un caractère conventionnel, car elle est dépendante de la surface analysée, de la méthode de fabrication et des caractéristiques des appareils d'évaluation.

D'un point de vue technologique, la topographie et la qualité d'une surface sont caractérisées par les écarts géométriques de la surface réelle par rapport à la surface présente définie dans la documentation technique. Selon les normalisations européennes [NE'97], les écarts géométriques d'une surface sont classées conventionnellement en quatre groupes (Figure A.I.5) :

- *écart du 1er ordre : écart de forme et de position*. Il est supposé implicitement que l'écart de forme, d'orientation et de position est, dans tous les cas, inferieur à la tolérance indiquée sur le dessin. La tolérance représente la plus grande erreur admissible sur l'élément considéré ;
- *écart du 2éme ordre : ondulation.* L'ondulation possède en général un caractère périodique dû essentiellement à des vibrations de basses fréquences de la pièce et/ou de l'outil générateur ;

- *écart du 3éme ordre : strie et sillon.* Ce type de défaut présente un caractère périodique ou pseudopériodique. Il a son origine dans la reproduction de la forme du tranchant de l'outil sur la pièce usinée ;
- *écart du 4éme ordre : arrachement, fente, piqure, etc.* Ce type de défaut a un caractère aléatoire, lié aux phénomènes mécaniques (usinage par coupe ou abrasion) ou physico-chimiques (corrosion par exemple) responsables de l'enlèvement de matière ;

Les écarts de 1er et de 2éme ordre sont appelés défauts macrogéométriques et leur influence sur l'utilisation de la pièce peut être importante : frottement, étanchéité et portée (contact), etc.

Les écarts de 3éme et de 4éme ordre sont appelés défauts microgéométriques et désignés par le terme général de « *texture de la surface considérée* ». En principe, la rugosité de la surface dépend plus de la technologie employée que de l'outil d'usinage. Leur influence sur l'utilisation de la pièce peut être importante : lubrification, étanchéité, tenue de revêtement, etc.

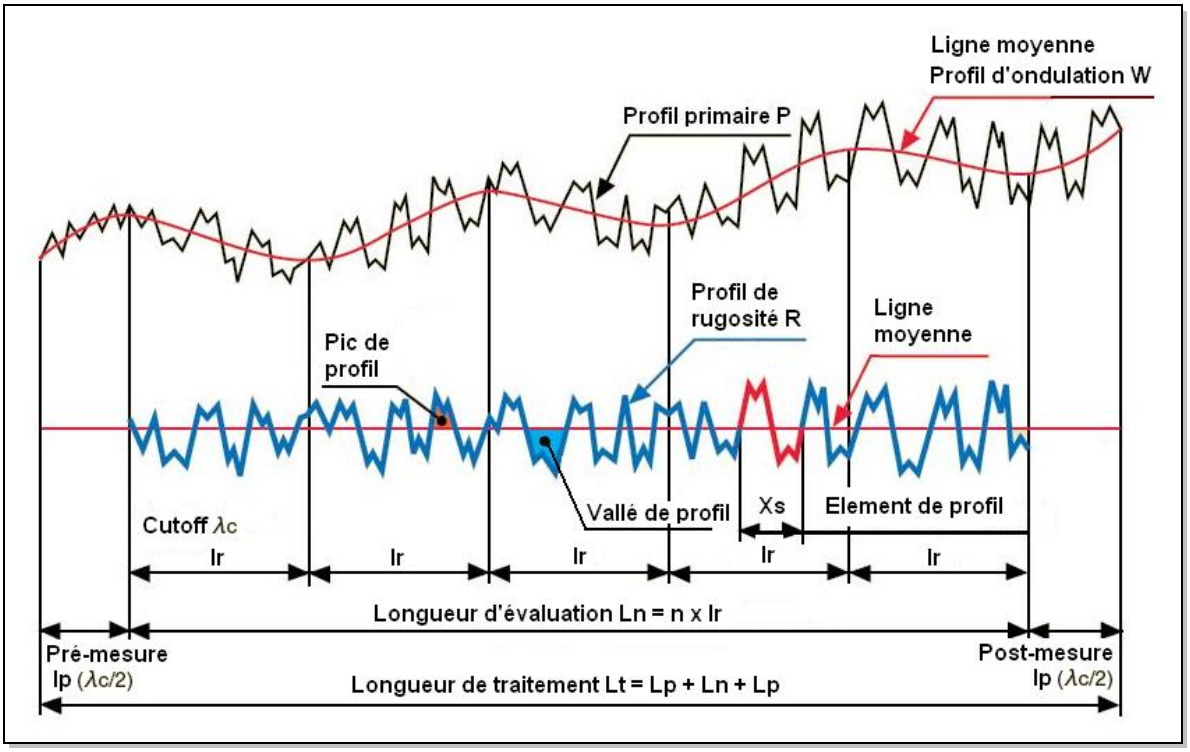


Figure A.I.5 – Evaluation d'une surface [**NE'97**]

En effet, le problème principal est de définir des critères qui vont permettre de caractériser la topographie de la surface, indépendamment de la technique de mesure, avec des

paramètres significatifs. De nombreuses définitions peuvent rendre compte de la topographie d'une surface. Les principaux critères sont définies selon la norme internationale ISO 4287 [NE'97] [NF'97] [NI'96], basée sur l'exploitation d'un profil (2D) obtenu par un palpeur mécanique (profilométrie) et non d'une image (3D).

A.I.2.2.Paramètres d'évaluation topographique

Deux approches d'évaluation de la rugosité d'une surface existent : l'approche classique et l'approche moderne.

L'approche classique correspond à une mesure bidimensionnelle des paramètres. Elle est caractérisée par la rugosité mesurée le long d'un profil obtenu par l'intersection entre la surface évaluée et un plan spécifié.

L'approche moderne correspond à une mesure tridimensionnelle. Elle se caractérise par la rugosité obtenue lors d'une mesure le long d'un profil spatial. Le profil spatial peut être obtenu soit par un balayage séquentiel soit par la planimétrie de la surface (par exemple par l'interférométrie optique).

Dans les deux cas, le signal primaire correspondant au profil (2D ou 3D) de la surface est traité numériquement afin d'en extraire les paramètres nécessaires pour l'évaluation topographique d'une surface texturée.

A.I.2.2.1.Approche classique – 2D

Les paramètres 2D peuvent être calculés respectivement sur le profil primaire (P), ou après filtrage, sur le profil de rugosité (R) ou le profil d'ondulation (W) (Figure A.I.6). La séparation entre ondulation et rugosité est effectuée par filtrage. Pour chaque paramètre, on définit le type de filtre et la longueur d'onde de coupure à utiliser [Bouchareine'99] [NI'96].

Cette longueur d'onde, appelée "cutoff", représente la limite entre ondulation et rugosité. Elle peut prendre un certain nombre de valeurs normalisées.

La longueur de base, lr, du profil dans la direction de l'axe X, est numériquement égale à la longueur d'onde caractéristique du filtre choisi pour les profils de rugosité et d'ondulation. La longueur d'évaluation, Ln, utilisée pour établir le profil à analyser, peut contenir une ou plusieurs longueurs de base.

Les paramètres à deux dimensions peuvent être classées selon quatre groupes [Dong'95] [Leach'02] [NE'97] (Tableau A.I.3) :

- *les paramètres d'amplitude* sont utilisés pour décrire l'altitude de la surface par rapport a un plan de référence ;
- *les paramètres d'espacement* permettent de décrire la texture d'une surface selon une direction x ou y ;
- *les paramètres hybrides* permettent une caractérisation plus fine. On peut avoir des informations simultanées sur les caractéristiques d'amplitude et d'espacement de la surface évaluée ;
- *les paramètres fonctionnels* sont utilisés pour caractériser une surface du point de vue fonctionnelle.

L'approche classique est utilisée industriellement, afin de caractériser les surfaces obtenues par des technologies mécaniques et/ou traditionnelles.

L'utilisation des paramètres 2D nécessite une prise en compte correcte de l'échelle de mesure et de l'intervalle d'échantillonnage. En revanche, pour caractériser la fonctionnalité de la surface, il convient de retenir une approche 3D, plus complète en informations.

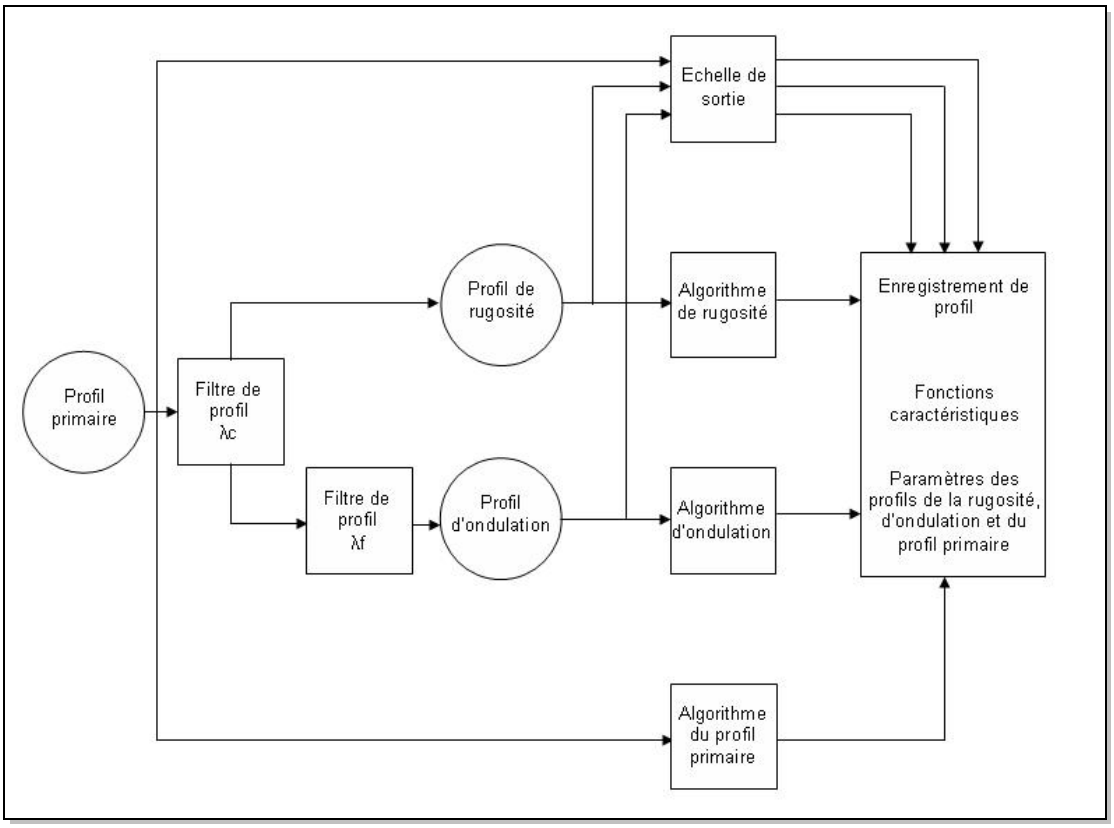


Figure A.I.6 – Diagramme pour l'évaluation de surface [NE'97]

A.I.2.2.2.Approche moderne – 3D

On a parlé, pour la premier fois, de paramètres à trois dimensions en 1991 lors de la première conférence internationale dénommée : « EC Workshope on 3D Surface Measurement and Characterization ».

Etant donné la grande richesse d'informations que permet d'obtenir l'imagerie de la topographie, les chercheurs [Dong'95] ont réalisé le passage d'une information Z(x), dans une direction donnée à une image tridimensionnelle Z(x,y), ce qui permet d'augmenter les possibilités d'analyse d'une surface.

Comme les paramètres 3D sont apparus comme un prolongement des paramètres 2D existants, ils ont été classés selon les quatre groupes vus précédemment [Dong'94] [Dong'95] [Stout'95] (Tableau A.I.4):

- *les paramètres d'amplitude* donnent une information en « Z » et décrivent les propriétés d'amplitude de la surface. Du point de vue mathématique tous peuvent être calculés, et, en général, ils sont considérés comme des paramètres statistiques ;
- *les paramètres d'espacement* sont principalement influencés par la direction de mesure (X ou Y). Leur développement nécessite l'utilisation de la technique mathématique de la fonction d'autocorrélation. Ils décrivent les propriétés d'espacement des pièces et des vallées en surface ;
- *les paramètres hybrides* représentent une combinaison entre les deux premiers types de paramètres : d'amplitude et d'espacement ;
- *les paramètres fonctionnels* ont été conçus pour pouvoir réaliser une comparaison plus détaillée entre différentes topographies de surface. Ces paramètres sont dérivés de l'analyse de la courbe de portance (Figure A.I.7).

Tableau A.I.3 – Paramètres 2D

Paramètre	Définition	Equation	Observations
		Paramètres d'amplitude	
Ecart moyen arithmétique du profil évalué P_a, R_a, W_a	Moyenne arithmétique des valeurs absolue des ordonnées Z(x) à l'intérieur d'une longueur de base	$P_a, R_a, W_a = \frac{1}{Ln}\int_0^{Ln} \lvert Z(x) \rvert dx$	Il est utilisé pour décrire des surfaces usinées. C'est utile pour découvrir les caractéristiques générales des hauteurs du profil et pour surveiller un processus de fabrication établi.
Ecart moyen quadratique du profil évalué P_q, R_q, W_q	Moyenne quadratique des valeurs absolue des ordonnées Z(x) à l'intérieur d'une longueur de base	$P_q, R_q, W_q = \sqrt{\frac{1}{Ln}\int_0^{Ln} Z^2(x)dx}$	Il décrit le finissage d'une surface optique. Il représente l'écart-type des hauteurs de profil et il est utilisé pour obtenir les facteurs d'aplatissement et d'asymétrie.
Hauteur maximale du profil P_z, R_z, W_z	Somme de la plus grande des hauteurs de saille et de la plus grande des profondeurs de creux du profil à l'intérieur d'une longueur de base. P_z et W_z sont définis de façon similaire.	$R_z = R_p + R_v$ R_p – hauteur maximale de profil R_v – profondeur maximale de profil	Il est utilisé pour décrire d'une manière générale la texture maximale d'une surface.
Facteur d'asymétrie du profil évalué P_{sk}, R_{sk}, W_{sk}	Représente une mesure de l'asymétrie de la courbe de distribution d'amplitude. P_{sk} et W_{sk} sont définis de façon similaire.	$R_{sk} = \frac{1}{R_q^3}\left[\frac{1}{lr}\int_0^{lr} Z^3(x)dx\right]$	Il décrit la capacité de portance de la surface et met en évidence le caractère non-conventionnel de la fabrication Avoir un facteur d'asymétrie négative dénote une bonne courbe de portance.
Facteur d'aplatissement du profil évalué P_{ku}, R_{ku}, W_{ku}	Représente une mesure de d'aplatissement de la courbe de distribution d'amplitude. P_{ku} et W_{ku} sont définis de façon similaire.	$R_{ku} = \frac{1}{R_q^4}\left[\frac{1}{lr}\int_0^{lr} Z^4(x)dx\right]$	Il décrit des surfaces usinées et est rarement utilisé pour les surfaces optiques. Quelquefois il est utilisé pour le contrôle de contrainte à la rupture.

Tableau A.I.3 – Paramètres 2D (suite)

Paramètre	Définition	Equation	Observations
		Paramètres d'espacement	
Largeur moyenne des éléments du profil évalué PSm, RSm, WSm	Valeur moyenne des largeurs des éléments du profil, Xs, à l'intérieur d'une longueur de base	$PSm, RSm, WSm = \frac{1}{m}\sum_{i=1}^{m} Xs_i$	Ils nécessitent une discrimination de hauteur et d'espacement. La discrimination de hauteur doit être 10% de Rz et d'espacement doit être 1% de la longueur de base.
		Paramètres hybrides	
Pente moyenne absolue du profil évalué $P\Delta_a$, $R\Delta_a$, $W\Delta_a$	La moyenne de la valeur absolue de la pente du profil sur la longueur d'évaluation	$P\Delta_a, R\Delta_a, W\Delta_a = \frac{1}{Ln}\int_0^{Ln}\left(\frac{d}{dx}Z(x)\right)dx$	Ils nécessitent des moyens informatiques afin d'obtenir les données numériques afférent.
Pente quadratique moyenne du profil évalué $P\Delta_q$, $R\Delta_q$, $W\Delta_q$	Valeur quadratique moyenne des pentes locales dZ/dX, à l'intérieur de la longueur de base	$P\Delta_q, R\Delta_q, W\Delta_q = \sqrt{\frac{1}{Ln}\int_0^{Ln}\left(\frac{d}{dx}Z(x)\right)^2 dx}$	La réponse dans une évaluation numérique dépend de l'écartement des points qu'on veut approximé par dZ/dx
Longueur quadratique moyenne du profil réelle L_0	Représente l'écart entre le profil réel et une ligne droite par rapport à la longueur d'évaluation.	$L_0 = \int_0^{Ln}\sqrt{1+\left(\frac{d}{dx}Z(x)\right)^2 dx}$	La réponse dans une évaluation numérique dépend de l'écartement des points qu'on veut approximé par dZ/dx
Longueur normalisé du profil L_r	Représente la longueur de profil normalisée par rapport à la longueur d'évaluation	$L_r = \frac{L_0}{L_n}$	La longueur de profil normalisé représente une moyenne d'évaluation de la surface plus utile que L_0 puisqu'elle ne dépend pas de la longueur d'évaluation.

Tableau A.I.3 – Paramètres 2D (suite)

Paramètre	Définition	Equation	Observations
		Paramètres fonctionnels	
Taux de longueur portante Pmr(c), Rmr(c), Wmr(c)	Représente le rapport de la longueur portante du profil à un niveau de coupe donné c, Ml(c) à la longueur d'évaluation	$Pmr(c), Rmr(c), Wmr(c) = \frac{Ml(c)}{Ln}$	Le paramètre Rmr(c) fournit la valeur de la courbe pour un niveau c paramétrable.
Courbe du taux de longueur portante du profil (Courbe d'Abbott Firestone)	Courbe représentant le taux de longueur portante du profil en fonction du niveau de coupe	-	La courbe de longueur portante décrit le pourcentage de matière traversée par un niveau de coupe c repéré par rapport au point le plus haut du profil.
Différence de hauteur de coupe du profil Pδc, Rδc, Wδc	Distance entre deux niveaux de coupe correspondant à des taux de longueur portante donnés Pδc et Wδc sont définis de façon similaire	$R\delta c = C(Rmr2) - C(Rmr1);$ $(Rmr1 < Rmr2)$	Ils permettent obtenir la différence de hauteur c2-c1 pour deux taux de longueur portante mr2 et mr1 (mr2 > mr1).
Taux de longueur portant relatif Pmr, Rmr, Wmr	Taux de longueur portant déterminé pour un niveau de coupe, à une hauteur Rδc par rapport à une référence C0	$Pmr, Rmr, Wmr = Pmr, Rmr, Wmr(C1)$ $où$ $C1 = C0 + P\delta c(ouR\delta couW\delta c)$ $C0 = C(Pmr0, Rmr0, Wmr0)$	Ces paramètres, de même que la courbe d'Abbott, sont calculés sur la longueur d'évaluation du profil.

Tableau A.I.4 – Paramètres 3D

Paramètre	Définition	Equation	Observations
		Paramètres d'amplitude	
Ecart moyen arithmétique de la surface évalue S_a	Représente la moyenne arithmétique des toutes les valeurs de la rugosité de surface	$S_a = \int\int_a \lvert Z(x,y)\rvert dxdy$	S_a et S_q sont des paramètres sensible aux différents pics ou vallées et aux variations des caractéristiques de la texture. Les S_a et S_q peuvent être utilisés pour indiquer les déviations significatives des caractéristiques de la texture. S_q est typiquement utilisé pour les surfaces optiques et S_a pour les surface usinés.
Ecart moyen quadratique de la surface évalue S_q	Représente la moyenne quadratique ou l'écart type de la distribution des hauteurs de surface	$S_q = \sqrt{\int\int_a (Z(x,y))^2 dxdy}$	
Hauteur maximale de la surface évalue S_z	Représente la moyenne arithmétique entre les plus grands 5 pics et les plus basses 5 vallées sur toute la surface	$S_z = \frac{1}{5}\left[\sum_{i=1}^{5}\lvert Z_{pi}\rvert + \sum_{i=1}^{5}\lvert Z_{vi}\rvert\right]$	S_z est utilisées en général quand S_a et S_q sont dominées par la texture de surface
Facteur d'asymétrie de la surface évalué S_{sk}	S_{sk} représente le degré d'asymétrie des hauteurs de surface en partant d'un plan moyen	$S_{sk} = \frac{1}{S_q^3}\int\int_a (Z(x,y))^3 dxdy$	Si les hauteurs de la surface sont normal distribué $S_{sk} = 0$ et $S_{ku} = 3$ S_{sk} est utile pour spécifier les surfaces aiguisées et dans le contrôle des différents types de conditions de vêtements. S_{ku} est utile pour indiquer la présence des défauts qui peuvent se produire sur une surface
Facteur d'aplatissement de la surface évalué S_{ku}	S_{ku} représente le degré d'aplatissement des hauteurs de surface en partant d'un plan moyen	$S_{ku} = \frac{1}{S_q^4}\int\int_a (Z(x,y))^4 dxdy$	

Tableau A.I.4 – Paramètres 3D (suite)

Paramètre	Définition	Equation	Observations
		Paramètres d'espacement	
Densité de sommet de la surface S_{ds}	Représente la modalité de déformation plastique ou élastique des pics de la surface.	$S_{ds} = \frac{n}{(M-1)(N-1)\cdot \Delta x \cdot \Delta y}$ n – numéro des pics; M – nombre des colonnes dans la surface; N – nombre des lignes dans la surface	Il est utilisé pour caractériser des surfaces avec des utilisations en friction, joints et contact électroniques. un S_{ds} bas peut déterminer des grandes tensions de contact conduisant à la piqûre de corrosion et à la génération de débris.
L'aspect de la texture de la surface S_{tr}	Représente est une mesure de l'isotropie ou de la direction spatiale de la texture de surface - τ_x et τ_y représente la distance de retard dans les directions X Y - $R(\tau_x, \tau_y)$ = fonction d'autocorrélation.	$S_{tr} = \frac{min\left(\sqrt{\tau_x^2 + \tau_y^2}\right)}{max\left(\sqrt{\tau_x^2 + \tau_y^2}\right)}$ $R(\tau_x, \tau_y) \leq 0,2$	Pour une surface avec une configuration dominante, le paramètre S_{tr} tendra vers zéro, tandis qu'une texture isotopique aura un S_{tr} égal à l'unité. Le paramètre S_{tr} peut être employé pour détecter la présence des modifications fondamentales pour des surfaces réalisé par des processus multiples. S_{al} est utile pour établir la distance entre les mesures multiples réalisées afin de déterminer les spécifications générales de la texture de surface.
Longueur d'autocorrélation de la surface S_{al}	Représente une mesure sur la surface dans une direction vers un endroit qui aura la corrélation minimale avec l'endroit original préétablie.	$S_{al} = min\left(\sqrt{\tau_x^2 + \tau_y^2}\right)$ $R(\tau_x, \tau_y) \leq 0,2$	
Direction de la texture S_{td}	Met en évidence la direction de configuration de la texture de surface par rapport à l'axe Y β est la valeur maximale du spectre angulaire	$S_{td} = \begin{cases} -\beta, \beta \leq \frac{\pi}{2} \\ \pi - \beta, \frac{\pi}{2} < \beta \leq \pi \end{cases}$	Le S_{td} est employé pour détecter la présence d'une modification préliminaire de la surface pendant un processus de fabrication, qui doit être enlevé par une opération suivante.

Tableau A.I.4 – Paramètres 3D (suite)

Paramètre	Définition	Equation	Observations
		Paramètres hybrides	
Gradient moyen quadratique de la surface $S_{\Delta q}$	Valeur quadratique moyenne des pentes de la surface dans la région d'évaluation	$S_{\Delta q} = \sqrt{\frac{1}{A}\int_0^{Lx}\int_0^{Ly}\left(\frac{\partial Z(x,y)^2}{\partial x} + \frac{\partial Z(x,y)^2}{\partial y}\right)dxdy}$	$S_{\Delta q}$ est utilisés d'habitude pour caractériser et différencier deux surfaces avec le même S_a.
Courbure moyenne arithmétique des sommets de la surface S_{sc}	Est définie comme la moyenne des principales courbures des pics dans la région d'évaluation.	$S_{sc} = -\frac{1}{2}\cdot\frac{1}{n}\sum_{k=1}^{n}\left(\frac{\partial Z^2(x,y)}{\partial x^2} + \frac{\partial Z^2(x,y)}{\partial y^2}\right)$	Le S_{sc} est utilisé pour analyser le degré de déformation plastique ou élastique de la surface sur différentes conditions de chargement.
Aire développée de la surface S_{dr}	Sdr, est le rapport de l'augmentation de la rugosité d'une surface sur la région d'évaluation.	$S_{dr} = \frac{\sum_{j=1}^{N-1}\sum_{i=1}^{M-1} A_{ij} - (M-1)\cdot(N-1)\cdot\Delta x\cdot\Delta y}{(M-1)\cdot(N-1)\cdot\Delta x\cdot\Delta y}\cdot 100\%$	S_{dr} est utilisé pour décrire la « complexité » de la surface. Une surface plane aura une S_{dr} égal à 0%. n – numéro des pics; A – la surface mesurée [mm^2]M – nombre des colonnes dans la surface; N – nombre des lignes dans la surface

Tableau A.I.4 – Paramètres 3D (suite)

Paramètre	Définition	Equation	Observations
		Paramètres fonctionnels	
Indice de portance S_{bi}	Représente une mesure, relative à S_q, des hauteurs de surface à 5% de la surface portante	$S_{bi} = \frac{S_q}{Z_{0,05}} = \frac{1}{h_{0,05}}$	$h_{0,05}$ représente les hauteurs de surface normalisés à 5% de la surface portante. Un indice de portance large signifie de bonnes propriétés de portance En générale S_{bi} donne des informations sur les conditions de charge initiale.
Indice de rétention de liquide dans la zone de base S_{ci}	Représente le rapport entre le volume occupé par l'air dans la zone de base (5%~80%) est la moyenne quadratique de la surface (S_q)	$S_{ci} = \frac{V(h_{0,05}) - V(h_{0,8})}{(M-1)\cdot(N-1)\cdot\Delta x\cdot\Delta y}\cdot\frac{1}{S_q}$ $0 < S_{ci} < 0,95\cdot(h_{0,05} - h_{0,8})$	Pour un S_{ci} grand on a une surface avec une bonne rétention de liquide. Si la courbe de distribution des hauteurs a une allure gaussienne, la valeur physique de ce paramètre est autour de 1,56. S_{ci} fournis des informations sur la capacité d'une surface texturée de retenir de liquide dans la zone de base.
Indice de rétention de liquide dans la zone de vallée S_{vi}	Représente le rapport entre le volume occupé par l'air dans la zone de vallée (80%~100%)	$S_{vi} = \frac{V(h_{0,8})}{(M-1)\cdot(N-1)\cdot\Delta x\cdot\Delta y}\cdot\frac{1}{S_q}$ $0 < S_{vi} < 0,2\cdot(h_{0,8} - h_{min})$	Si on a un grand S_{vi}, on a une bonne rétention de liquide dans la zone de vallée. S_{vi} aussi fournis des informations sur la capacité d'une surface texturée de retenir de liquide dans la zone de vallée

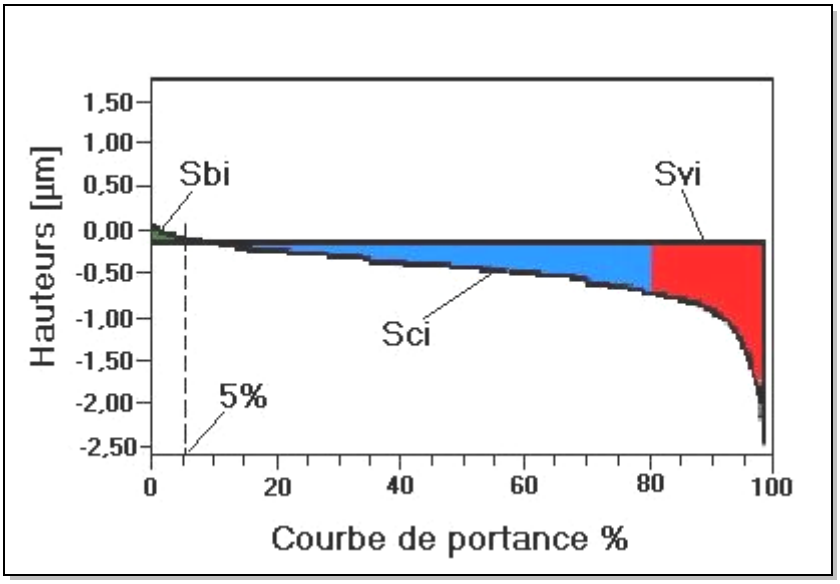


Figure A.I.7 – Représentation des paramètres fonctionnels *(Cf. définition dans le tableau I.4)*

Utilisés depuis une quinzaine d'années, les paramètres 3D n'ont pas encore bénéficié d'un support normatif international. Le comité technique ISO TC 213 travaille actuellement à l'établissement d'une norme en plusieurs parties sur les états de surface 3D. Cette norme devrait être publiée en 2007. L'approche moderne a souvent été employée dans le domaine de la recherche scientifique et tend à se généraliser.

A.I.3.Méthode d'évaluation topographique

L'analyse topographique de la surface a commencé dans les années 1930, lors du développement des premiers instruments de mesure. Ces derniers ont rapidement été complétés par des instruments de calcul du paramètre moyen du profil. Durant les années 1960, l'arrivée des calculateurs numériques a donné, à l'analyse de surface, une poussée significative. Pour la première fois, des techniques numériques ont permis d'accéder à des paramètres décrivant la topographie d'une surface [Dong'94] [Dong'95] [Stout'95].

Les premières mesures quantitatives ont été effectuées grâce à des instruments nécessitant un contact avec la pièce, ce qui donne des informations topographiques en deux dimensions. Récemment, il y a eu une grande évolution dans ce domaine, suite au développement de l'instrumentation et des ordinateurs, donnant accès à des mesures à trois dimensions. Les instruments ont des gammes de mesure qui vont du nanomètre au millimètre.

Le développement et le perfectionnement continu des technologies d'usinage a imposé une évolution et un perfectionnement continu des méthodes et techniques d'évaluation topographique d'une surface. Dans le même temps, de nouveaux paramètres numériques ont été proposés. Ils établissent une base pour de nouvelles normes de mesures.

Toute méthode d'évaluation est basée sur un même principe qui consiste à envoyer une sonde sur un échantillon afin de créer une interaction sonde-échantillon et à analyser la réponse obtenue [Cornet'98]. La sonde peut être un faisceau de particules énergétiques, un rayonnement électromagnétique, un champ électrique ou magnétique, un palpeur mécanique, etc.

Une classification rationnelle [Zsivanov'98] des méthodes d'évaluation topographique d'une surface peut être fait, d'une part, en tenant compte du caractère tactile/non tactile de l'outil sonde et d'autre part, en tenant compte du domaine et de la résolution de la mesure (Tableau A.I.5)

En dépit de la disponibilité commerciale de plusieurs de ces nouveaux systèmes, tous présentent des inconvénients et n'ont pas une application universelle. Cependant, la mesure quantitative de paramètres 3D a conduit à une augmentation du champ d'applications de ces techniques [Dong'94] [Stout'95].

Aujourd'hui, les praticiens disposent d'outils adaptés pour la caractérisation de la topographie des surfaces. Les paramètres à trois dimensions permettent de faire, en une seule opération, la différence entre deux surfaces, non seulement du point de vue topographique mais aussi du point de vue fonctionnel. Une évaluation approfondie de la surface étudiée conduit à mieux comprendre les caractéristiques fonctionnelles et à mieux contrôler le processus de fabrication afin d'avoir des surfaces présentant les performances requises pour l'application. Malgré l'absence de norme, les paramètres 3D ont été utilisés pour caractériser avec succès les différentes surfaces pendant les deux dernières décennies.

Tableau A.I.5 – Méthodes d'analyse topographique des surfaces

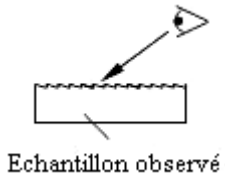
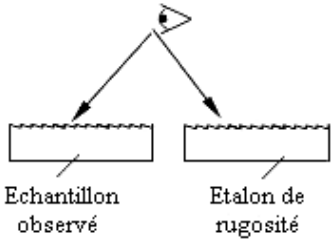
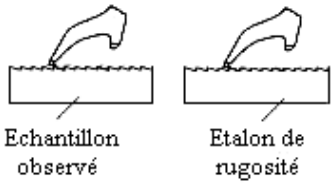
Méthode de mesure		Principe	Domaine d'application	Avantages	Désavantages
Observation visuelle directe		On visualise la nature et les caractéristiques de la surface à l'aide d'un appareil optique 	- contrôle préliminaire - surfaces sans caractéristiques spécifiques - grande production	- simplicité - opérativité	- caractère subjectif - il est conditionné par l'expérience de l'opérateur - apparition de grandes erreurs pour des actions répétitives
Comparaison avec des étalons	visuelle	Vérification de la similitude de l'échantillon contrôlé avec l'échantillon étalon 	- surfaces avec une texture irrégulière et profils non périodiques - grande production	- simplicité - la possibilité d'évaluation de la rugosité pendant différentes étapes de la fabrication	- caractère subjectif - application limitée à cause de l'identité du matériau
	tactile	Vérification de la similitude de l'échantillon contrôlé avec l'échantillon étalon 			

Tableau A.I.5 – Méthodes d'analyse topographique des surfaces (suite)

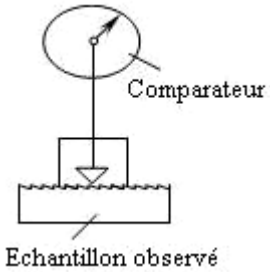
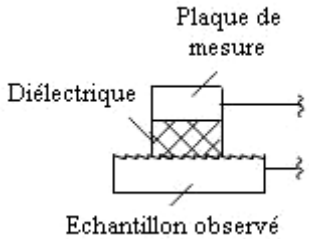
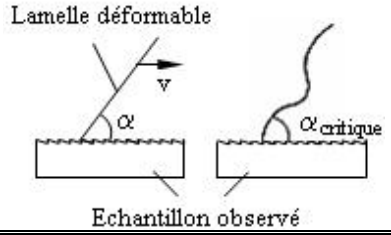
Méthode de mesure		Principe	Domaine d'application	Avantages	Désavantages
Mesure avec contact	non mobile avec comparateur	Evaluation de la rugosité de la surface par des mesures successives 	- surfaces rugueuses, irrégulières, isotropes	- simplicité - opérativité	- caractère informatif - offre des informations seulement sur les hauteurs maximales de la rugosité
	non mobile électrique	Evaluation de la capacité de l'interstice d'air compris entre l'échantillon observé et la plaque de mesure 	- surfaces isotropes avec une rugosité grossière - surfaces avec une valeur limite de la rugosité	- caractérisation de la rugosité de la surface sur une aire déterminée de la surface	- mesure exclusivement des hauteurs maximales de la surface - très sensible aux impuretés de la surface
	mobile avec lamelle déformable	Evaluation de la surface avec une lamelle déformable positionnée sur divers angle jusqu'à le faire courbé 	- profils irréguliers et non périodiques avec une valeur limite de la rugosité	- simplicité	- corrélation difficile entre les valeurs mesurées et les valeurs standardisées - suppose une vérification laborieuse

Tableau A.I.5 – Méthodes d'analyse topographique des surfaces (suite)

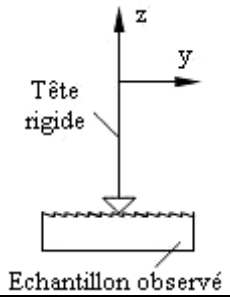
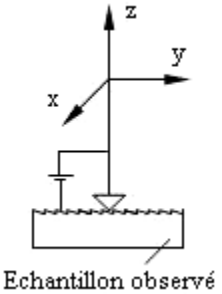
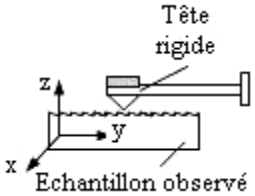
Méthode de mesure			Principe	Domaine d'application	Avantages	Désavantages
Mesure avec contact	Mobil avec une tête rigide	Avec contact mécanique	Evaluation de la surface observée avec une tête rigide capable de suivre le profil réel 	- surfaces avec des irrégularités orientées vers une certaine direction - domaine de mesure étendu de la rugosité	- information sur le profil 2D ainsi que 3D - corrélation facile avec des paramètres standardisés	- grande durée de mesure - erreur systémique introduit par la géométrie de la tête rigide - possibilité d'altération de la surface observée
		Avec contact électrique (effet tunnel)	Evaluation de la surface avec une tête électro-conductrice en maintenant constante le courant électrique générée par effet tunnel 	- surfaces peu rugueuses - matériaux électro-conducteurs	- enregistrement information 3D - grand résolution sur la vertical (0,001nm) et sur l'horizontal (0,1nm)	- sensible à la distance entre la tête et la surface - possibilité d'altération de la surface - erreur introduit par de grandes pentes de mesure - hystérésis de positionnement
		Avec contact physique	Evaluation de la surface à l'aide d'une tête rigide soumise concomitant aux forces atomiques de répulsion et aux forces moléculaires d'attraction 	- surfaces peu rugueuses - matériaux organique et biologique non-conducteurs	- enregistrement du profil à l'échelle atomique - résolution au niveau d'angström - influence minimal sur la surface observée	- hystérésis de positionnement - l'aire restreint d'évaluation (~1μm^2) - erreur introduite par la contamination de surface

Tableau I.5 – Méthodes d'analyse topographique des surfaces (suite)

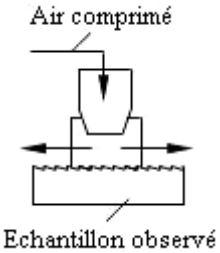
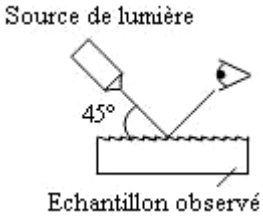
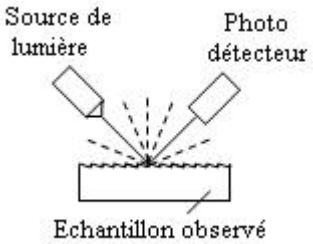
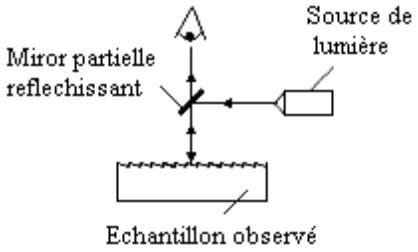
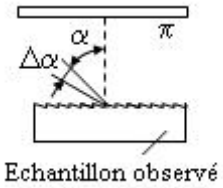
Méthode de mesure				Principe	Domaine d'application	Avantages	Désavantages
Mesure sans contact	Pneumatique			Introduction d'air comprimé dans l'espace existante dans le plan des pics et des creux 	- surfaces isotropes de grande rugosité	- caractérisation de la surface sur une aire bien déterminée	- grand erreur de mesure sur les ondulations de la surface
Mesure sans contact	Optique	réflective	par sectionnement optique	Eclairage de la surface avec une source de lumière pour mettre en évidence la rugosité du profil locale 	- surfaces avec des irrégularités périodiques - application à une gamme large de paramètres	- caractérisation de la surface sur une aire bien déterminée	- difficulté dans l'analyse des surfaces isotropes - méthode conditionné par la réflectivité de la surface - erreurs d'identification des profils pour des surfaces de grande inclinaison
Mesure sans contact	Optique	réflective	photométrique	Eclairage de la surface avec une source de lumière et évaluation des components reflétés spéculaires 	- surfaces avec des irrégularités aléatoires et en général peu rugueuses	- caractérisation de la surface sur une aire bien déterminée - possibilité d'évaluation de la rugosité pendant le processus de fabrication	- sensibilité aux impuretés des surfaces - méthode conditionné par la réflectivité de la surface - erreurs d'identification des profils pour des surfaces de grande inclinaison

Tableau I.5 – Méthodes d'analyse topographique des surfaces (suite)

Méthode de mesure			Principe	Domaine d'application	Avantages	Désavantages
Mesure sans contact	Optique	interférentielle	Création des phénomènes d'interférence entre la surface observée et la lumière incidente 	- surfaces isotropes peu rugueuses avec une réflectivité raisonnable	- mise en évidence des erreurs de l'aspect de la surface - caractérisation de la surface sur une aire bien déterminée - grand résolution (nm) - reconstruction du profil à 2D ou 3D	- domaine de mesure limité à la longueur d'onde utilisé - évaluation laborieuse des franges d'interférence
		diffractive	Eclairage de la surface observée avec un faisceau de lumière cohérente et enregistrement photographique/holographique des images de diffraction obtenues 	- évaluation de rugosité dans un grand domaine d'application (nm…µm) sans tenir compte de la méthode de fabrication	- possibilité de mesure des grandes rugosités - corrélation du contraste des images de diffraction avec R_q	- nécessite des étalons des rugosités bien calibrées - enregistrement des erreurs significatives pour des grandes inclinaisons du profil

Annexe 2

A.II.Caractérisation du faisceau laser et mesure de la durée d'impulsion

A.II.1.Caractérisation du spot laser

Afin de mesurer est de caractériser le faisceau laser, nous avons utilisé un analyseur Promotec (Tableau A.II.1).

Tableau A.II.1– Paramètres de mesure

Paramètre	Notation	Value	Unit
PROLAS-Version		1,31	
Diapositif		UFF 100	
Numéro de série		UFF100-276	
Puissance laser	P	75	W
Position de référence externe	zeref	0	mm
Système laser		Nd :YAG Rofin Sinar	
Optique		160	
Operateur		Adriana	
Longueur d'onde		1,06	µm
z-Offset	zOff	269,175	mm
Ongle de rotation		45	°
Angel d'observation		30	°

L'analyseur saisi le faisceau laser par l'intermédiaire d'une aiguille en mouvement de rotation et de translation, qui possède un orifice positionnée dans le faisceau laser. Les photons qui entre dans l'orifice de l'aiguille creuse sont envoyés vers un détecteur pyroélectrique par l'intermédiaire de deux miroirs inclinés. Pendant que le dispositif de rotation de l'aiguille creuse réalise le mouvement de rotation, le faisceau laser est analysé suivante la direction Ox. L'axe de rotation Oz est ensuite déplacé par l'action du système d'avance et permet ainsi d'étudier la totalité de la surface du faisceau laser. La distribution de l'énergie du faisceau laser

est donc mesuré par l'enregistrement de la surface transversale du faisceau, pendant que celle-ci est traversée par l'aiguille creuse.

L'analyseur est prévu avec un logiciel d'acquisition LASERSCOPE UFF 100. A l'aide de celui-ci nous obtenons la distribution d'énergie du faisceau laser (Figure A.II.1) ainsi que le profil de distribution de la densité de puissance (Figure A.II.2)

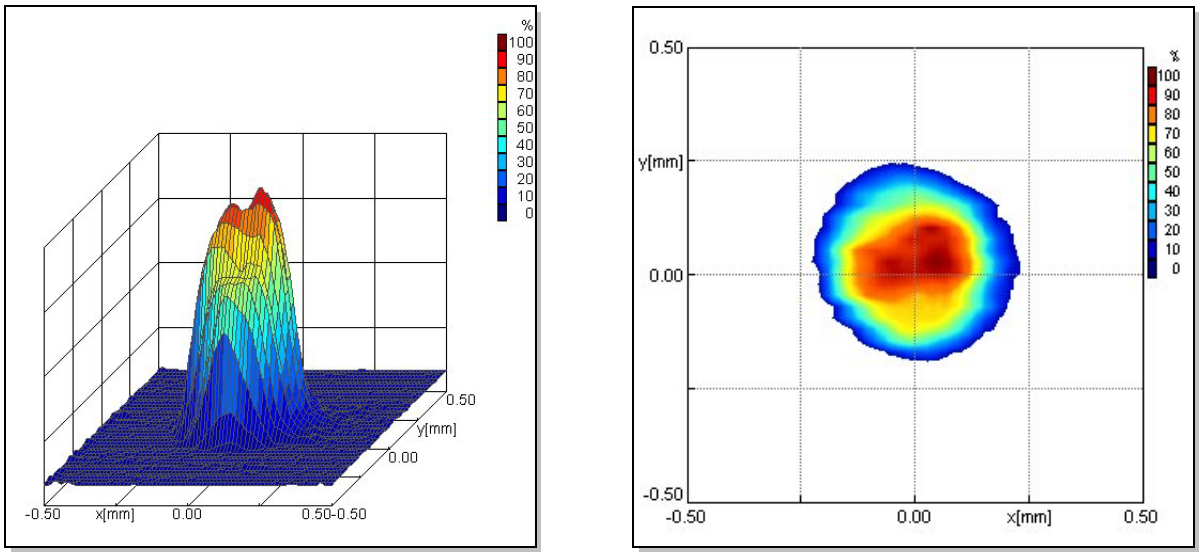
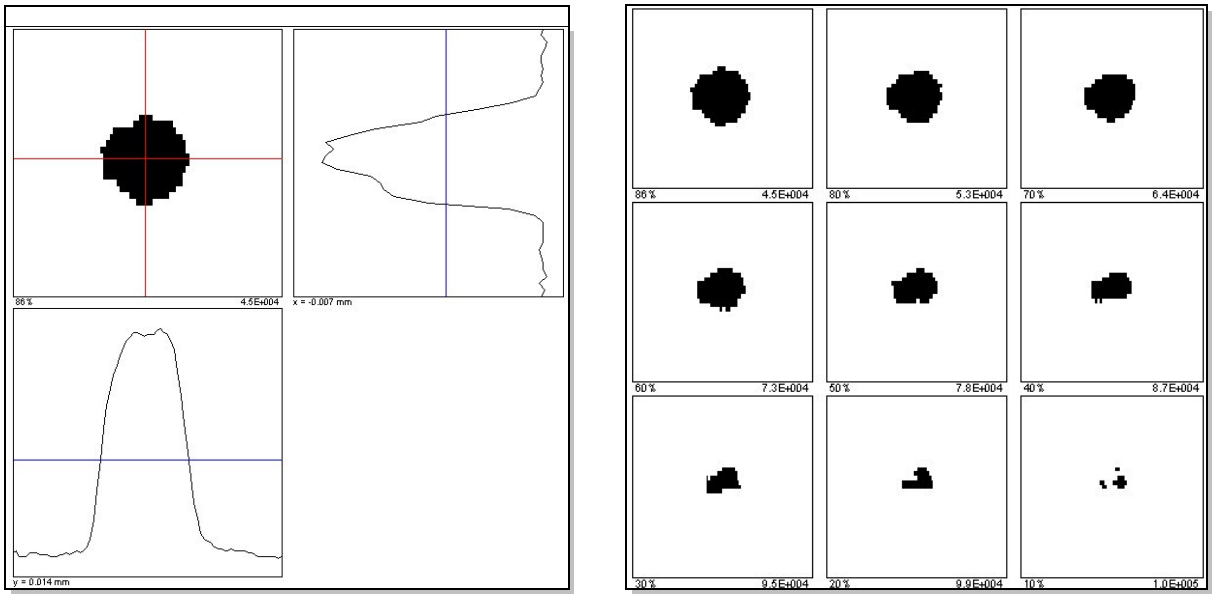


Figure A.II.1 – Répartition d'énergie du faisceau laser focalisé



a) b)

Figure A.II.2 – (a) Profil de la distribution de la densité de puissance et (b) sections de la distribution de puissance en fonction de pourcentage d'énergie laser

A partir des valeurs obtenues expérimentalement (Tableau A.II.2) le logiciel permet de tracer le profil du faisceau laser tant en représentation bidimensionnelle (Figure A.II.1) que tridimensionnelle (Figure A.II.4)

Tableau A.II.2 – Caractéristiques de la taille du faisceau laser focalisé

Mesure numéro	z-Position z [mm]	Radius (86%) r(86%) [mm]	x-Beam radius wx [mm]	y-Beam radius wy [mm]	Rotation angle phi [°]	Area (86%) A(86%) [mm^2]	Beam radius w [mm]	Ellipticity epsilon
1	276	0,224	0,288	0,241	4	0,157	0,266	1,193
2	274	0,203	0,267	0,233	15	0,1295	0,25	1,147
3	272	0,173	0,226	0,197	2	0,09378	0,212	1,148
4	270	0,167	0,221	0,199	-2	0,08783	0,21	1,113
5	269	0,162	0,212	0,194	-4	0,08291	0,203	1,093
6	268	0,161	0,204	0,189	-1	0,0819	0,196	1,078
7	266	0,181	0,231	0,206	-15	0,1026	0,219	1,122
8	264	0,202	0,253	0,227	-9	0,1284	0,24	1,117
9	262	0,235	0,29	0,258	-12	0,1732	0,274	1,125
10	260	0,265	0,327	0,289	-7	0,2213	0,309	1,129

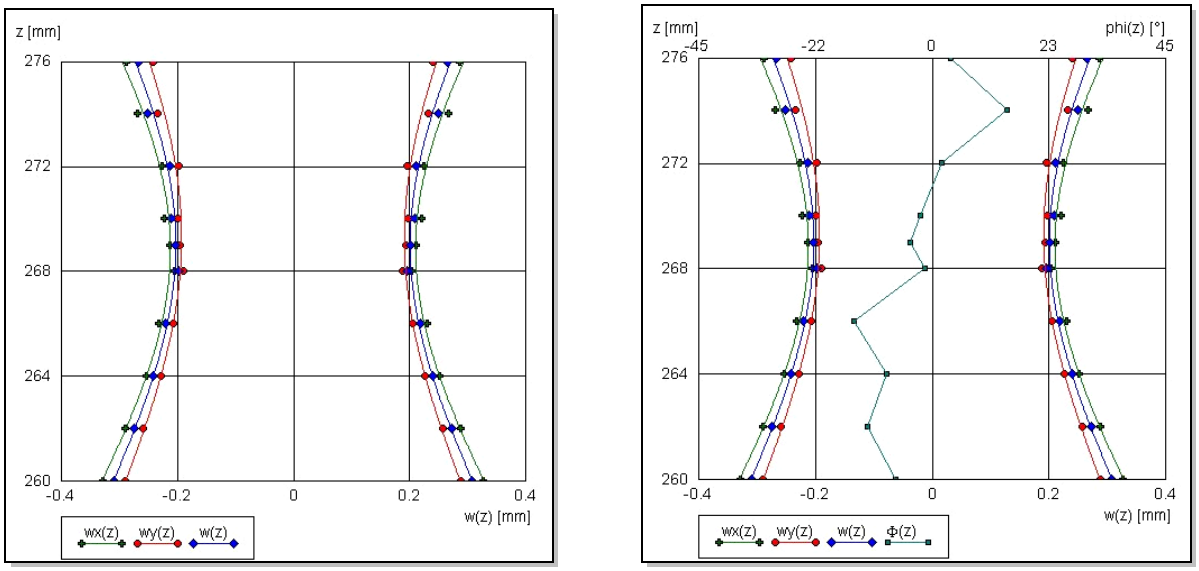
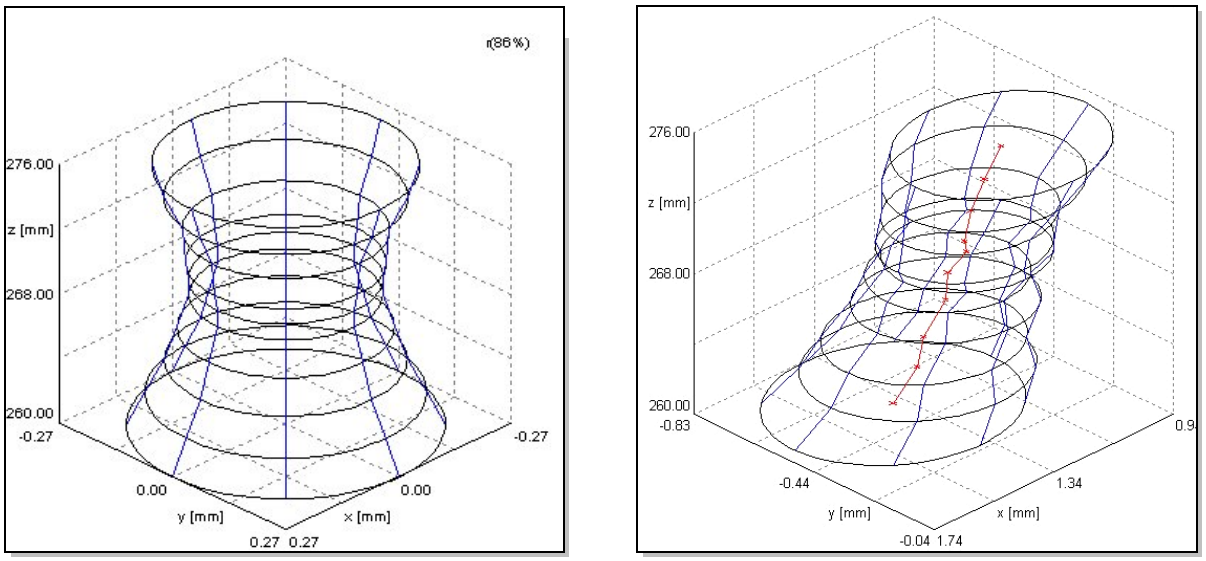


Figure A.II.3 – Caustique 2D de la taille du faisceau laser focalisé



a) **b)**

Figure A.II.4 – (a) Caustique 3D de la taille du faisceau laser focalisé et **(b)** la position du faisceau laser

En analysant les résultats obtenus et les deux dernières figures on observe que le diamètre du faisceau laser focalisé est d = 2 w0 = 320 µm.

A.II.2.Mesure de la puissance moyenne et calcule de l'énergie des impulsions

A l'aide d'une puissance mettre nous avons mesuré la puissance moyenne du faisceau laser. Les mesures ont été faites aux intervalles égaux de la fréquence de l'impulsion et de l'intensité du courant à la diode de pompage. Les résultats ainsi obtenus sont présenté dans le Tableau A.II.3

Cette démarche a comme but de déterminer l'énergie des impulsions laser. A partir de ceux résultats et en utilisant l'équation A.II.1 nous avons calculée l'énergie des impulsions. Les résultats sont présentés dans le Tableau A.II.4

$$P_m = E \cdot f \qquad \textbf{(A.II.1)}$$

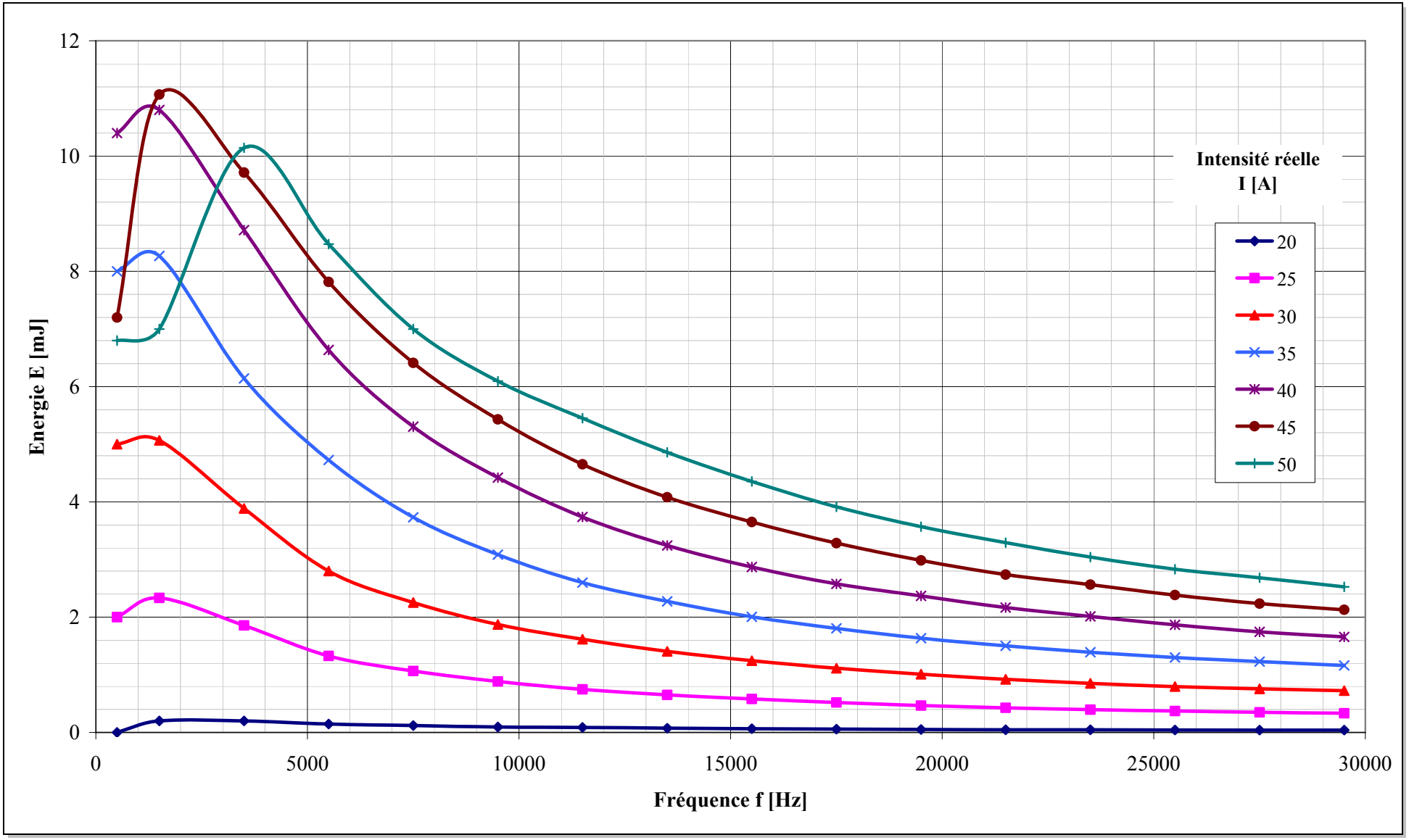
Tableau A.II.3 – Puissance moyenne laser

	Intensité I [A]						
	20	25	30	35	40	45	50
Fréquence f [Hz]	**Puissance moyenne Pm [W]**						
500	0,00	1,00	2,50	4,00	5,20	3,60	3,40
1500	0,30	3,50	7,60	12,40	16,20	16,60	10,50
3500	0,70	6,50	13,60	21,50	30,50	34,00	35,50
5500	0,80	7,30	15,40	26,00	36,50	43,00	46,60
7500	0,90	8,00	16,90	28,00	39,80	48,10	52,50
9500	0,90	8,40	17,80	29,30	42,00	51,60	57,90
11500	1,00	8,60	18,60	29,90	43,00	53,50	62,70
13500	1,00	8,80	19,00	30,70	43,80	55,10	65,60
15500	1,00	9,00	19,30	31,10	44,50	56,60	67,50
17500	1,00	9,10	19,50	31,60	45,10	57,50	68,50
19500	1,00	9,10	19,70	31,90	46,20	58,20	69,60
21500	1,00	9,20	19,80	32,30	46,60	58,90	70,80
23500	1,10	9,30	20,00	32,70	47,30	60,30	71,50
25500	1,10	9,50	20,30	33,20	47,60	60,80	72,20
27500	1,10	9,60	20,80	33,80	48,00	61,50	73,80
29500	1,20	9,80	21,40	34,30	48,90	62,80	74,50

Tableau A.II.4 – Energie par impulsion

	Intensité I [A]						
	20	25	30	35	40	45	50
Fréquence f [Hz]	**Energie [mJ]**						
500	0,000	2,000	5,000	8,000	10,400	7,200	6,800
1500	0,200	2,333	5,067	8,267	10,800	11,067	7,000
3500	0,200	1,857	3,886	6,143	8,714	9,714	10,143
5500	0,145	1,327	2,800	4,727	6,636	7,818	8,473
7500	0,120	1,067	2,253	3,733	5,307	6,413	7,000
9500	0,095	0,884	1,874	3,084	4,421	5,432	6,095
11500	0,087	0,748	1,617	2,600	3,739	4,652	5,452
13500	0,074	0,652	1,407	2,274	3,244	4,081	4,859
15500	0,065	0,581	1,245	2,006	2,871	3,652	4,355
17500	0,057	0,520	1,114	1,806	2,577	3,286	3,914
19500	0,051	0,467	1,010	1,636	2,369	2,985	3,569
21500	0,047	0,428	0,921	1,502	2,167	2,740	3,293
23500	0,047	0,396	0,851	1,391	2,013	2,566	3,043
25500	0,043	0,373	0,796	1,302	1,867	2,384	2,831
27500	0,040	0,349	0,756	1,229	1,745	2,236	2,684
29500	0,041	0,332	0,725	1,163	1,658	2,129	2,525

Tableau A.II.5 – Evolution de l'énergie par impulsion avec la fréquence des impulsions et l'intensité du courant à la diode de pompage



A.II.3.Caractérisation des impulsions laser

Tableau A.II.6 – Mesures de la durée d'impulsion en fonction de la fréquence et de l'intensité du courant à la diode de pompage

	Intensité I [A]					
	25	**30**	**35**	**40**	**45**	**50**
Fréquence f [Hz]	**Durée d'impulsion à mi-hauteur tp [ns]**					
1500	310	200	200	180	180	150
5500	380	270	230	190	190	190
9500	460	330	270	280	220	210
13500	620	390	310	290	260	230
17500	690	480	360	310	280	250
21500	760	520	410	350	320	300
25500	780	560	490	370	340	340

Les mesures ont été relevées à mi-hauteur, voir figure suivante :

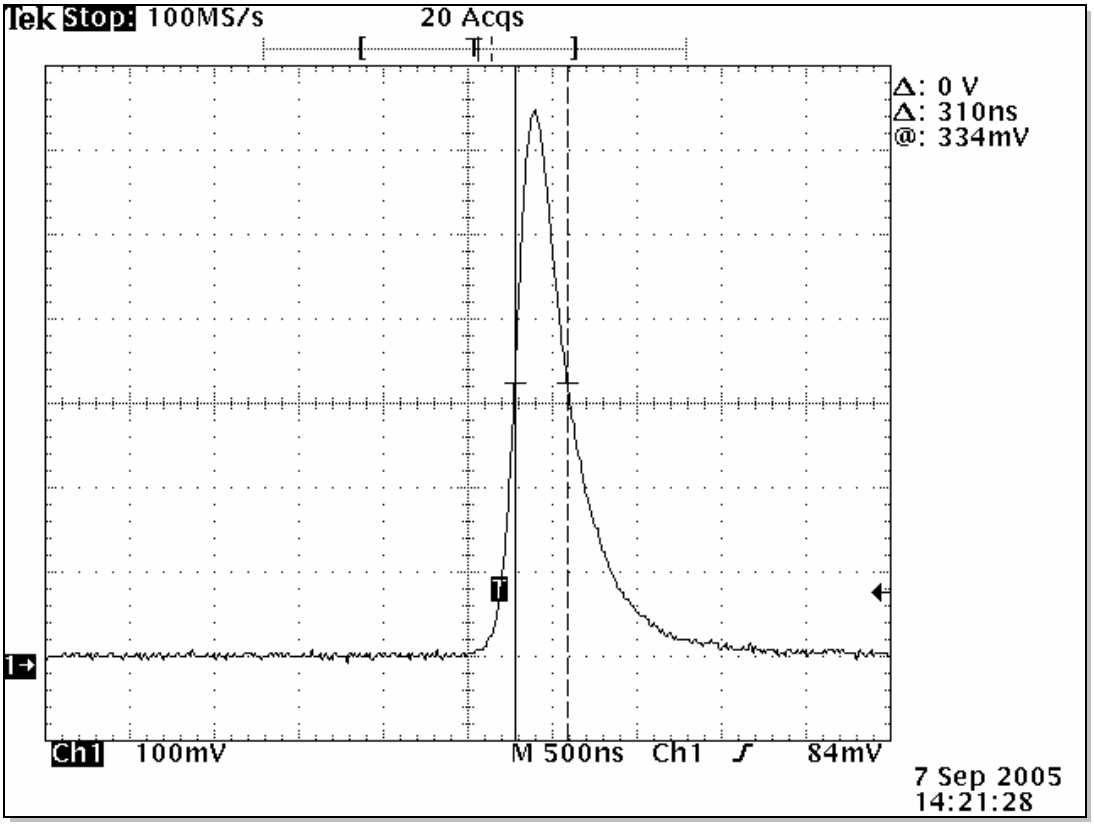
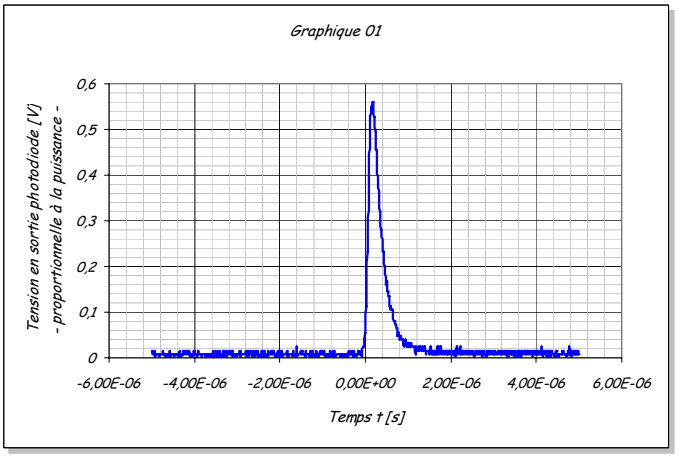


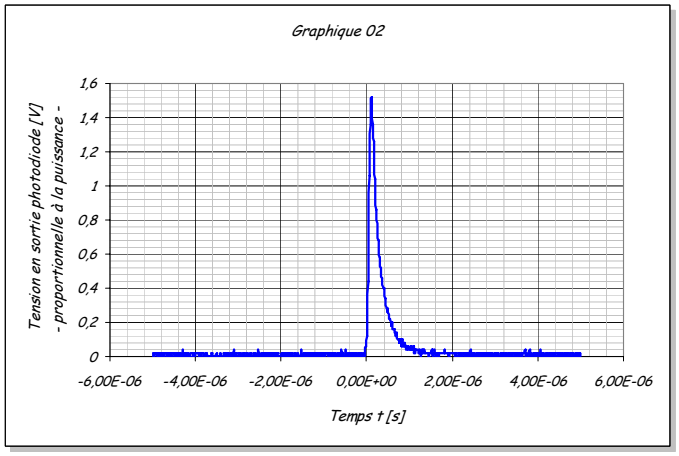
Figure A.II.5 – Distribution temporelle du faisceau laser

Distribution temporelle des impulsions laser

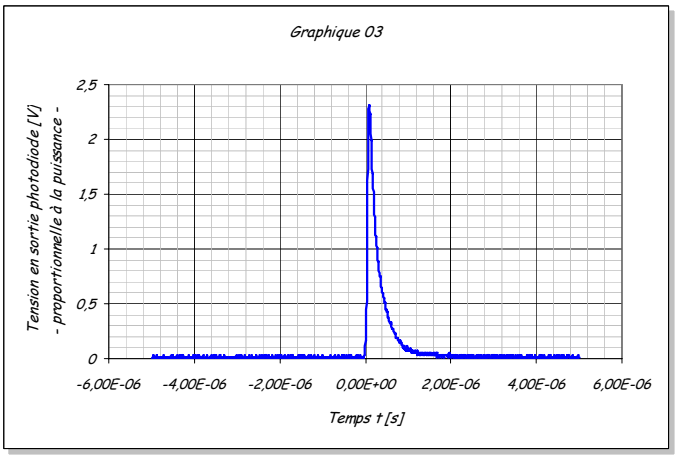
I = 25A ; f = 1500Hz ; E = 2,33mJ



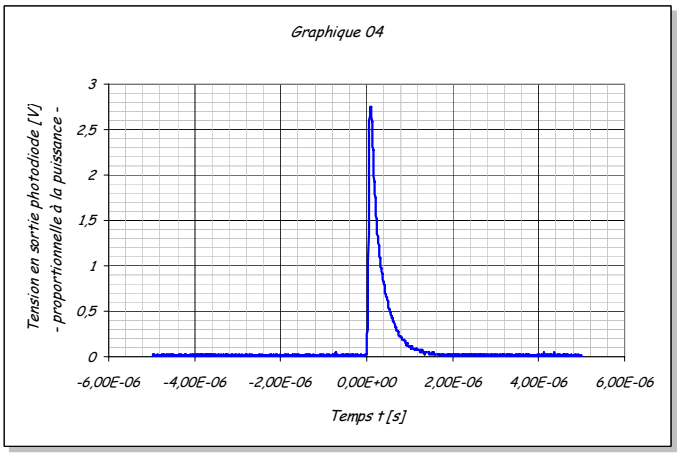
I = 30A ; f = 1500Hz ; E = 5,07mJ



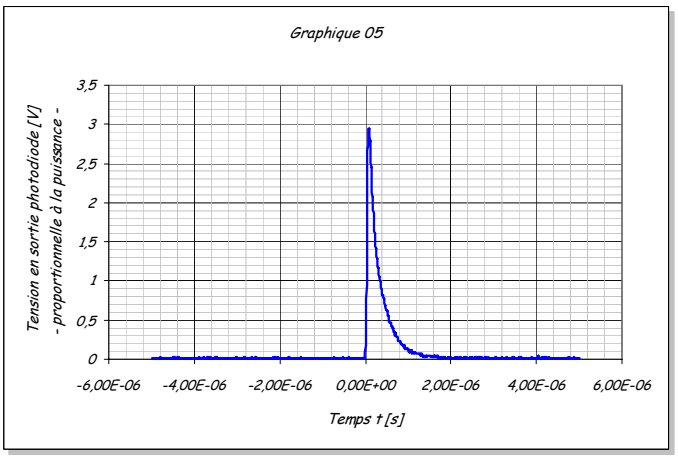
I = 35A ; f = 1500Hz ; E = 8,27mJ



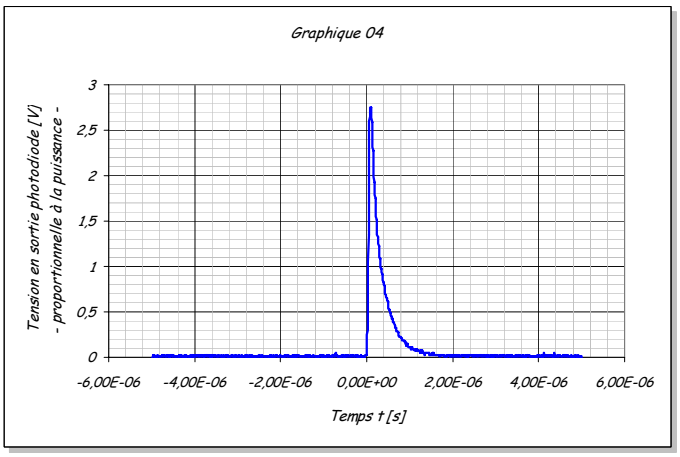
I = 40A ; f = 1500Hz ; E = 10,80mJ



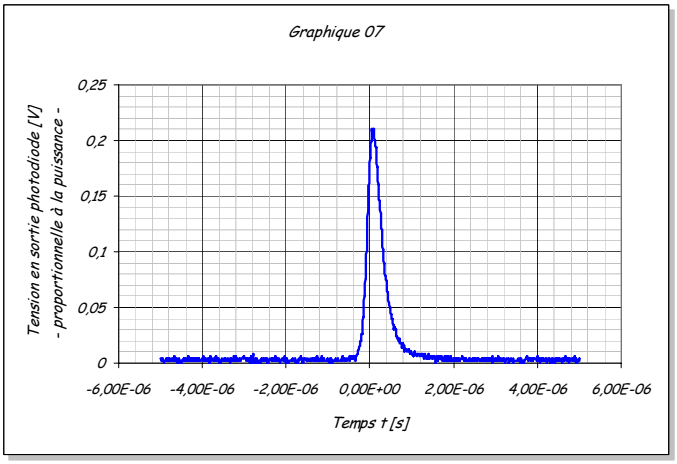
I = 45A ; f = 1500Hz ; E = 11,07mJ



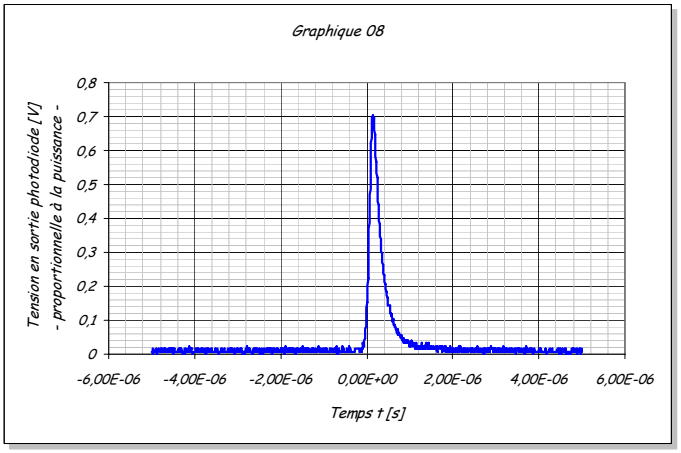
I = 50A ; f = 1500Hz ; E = 7,00mJ



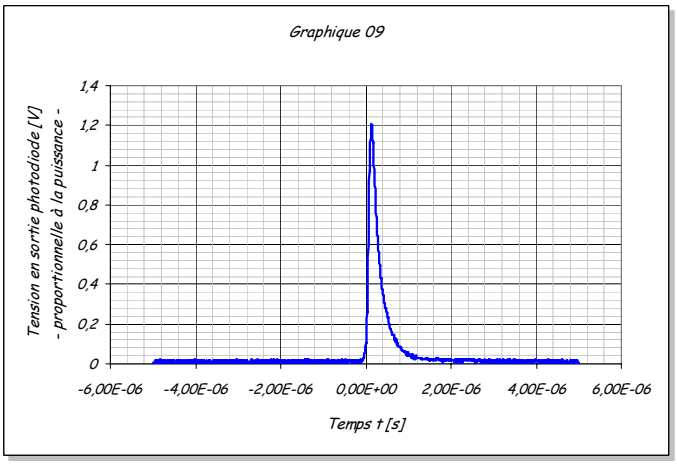
I = 25A ; f = 5500Hz ; E = 1,33mJ



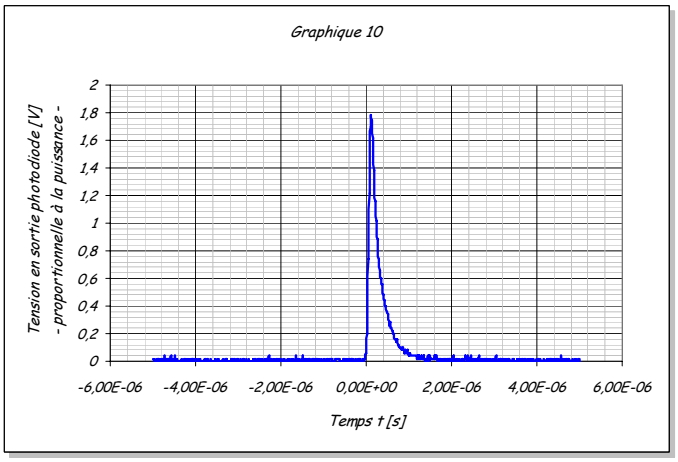
I = 30A ; f = 5500Hz ; E = 2,80mJ



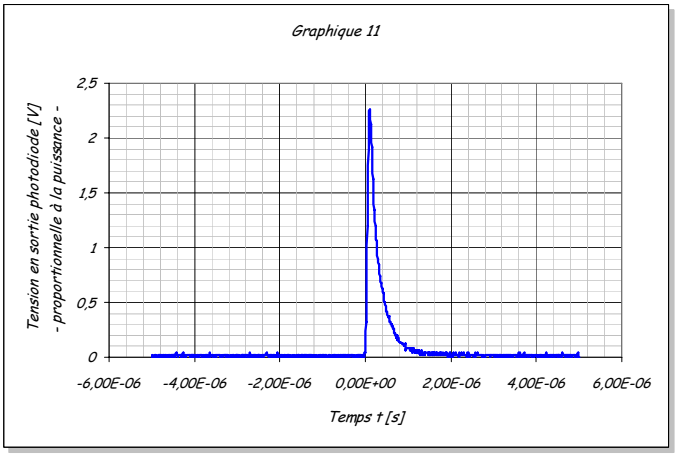
I = 35A ; f = 5500Hz ; E = 4,73mJ



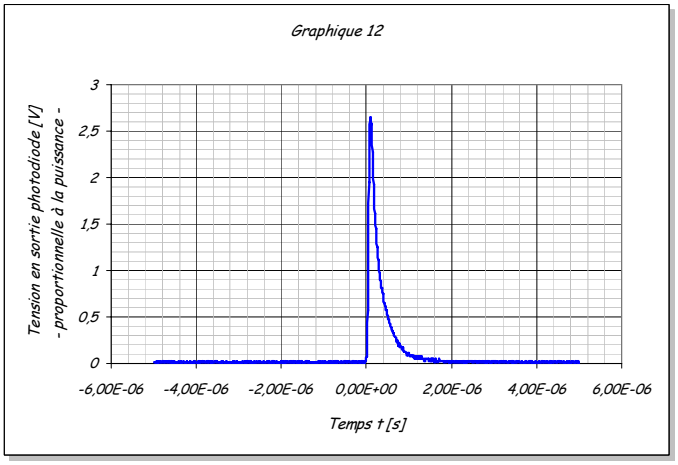
I = 40A ; f = 5500Hz ; E = 6,64mJ



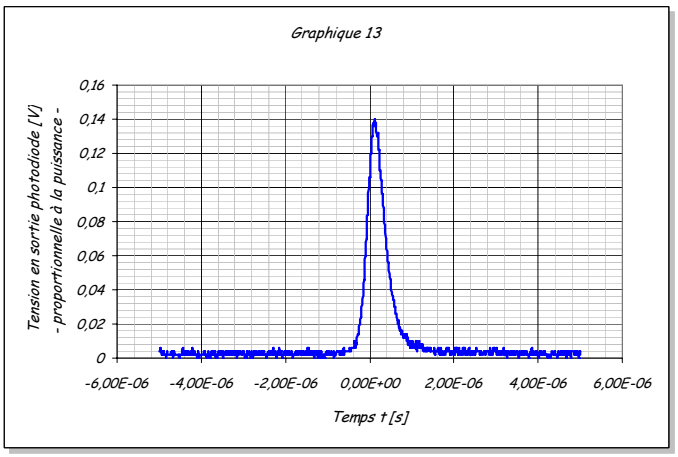
I = 45A ; f = 5500Hz ; E = 7,82mJ



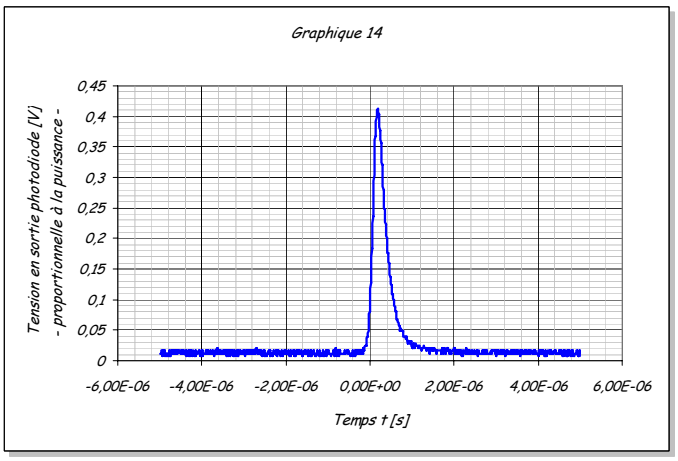
I = 50A ; f = 5500Hz ; E = 8,47mJ



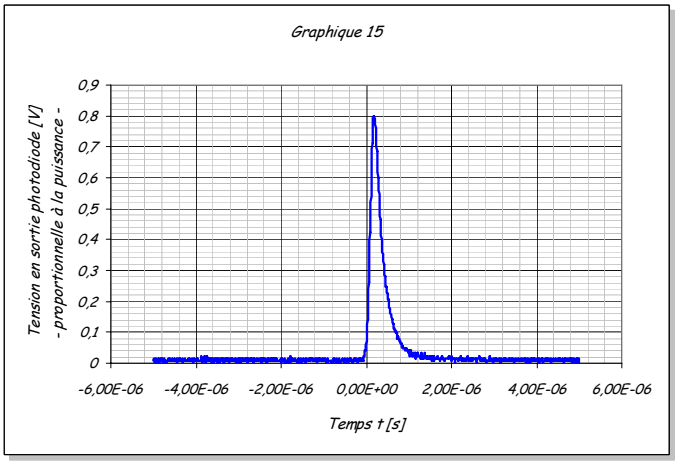
I = 25A ; f = 9500Hz ; E = 0,88mJ



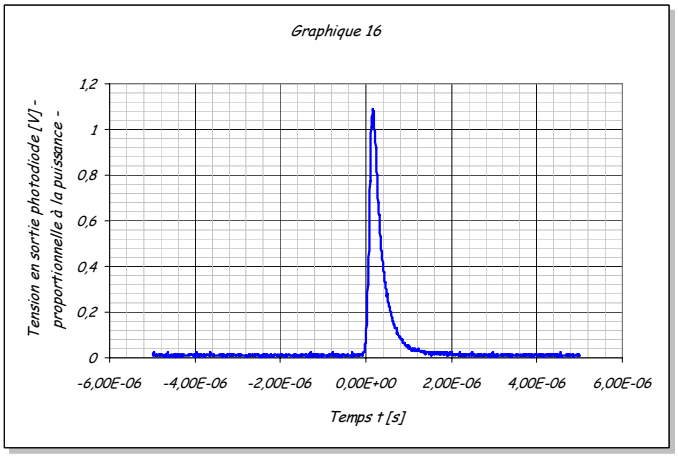
I = 30A ; f = 9500Hz ; E = 1,87mJ



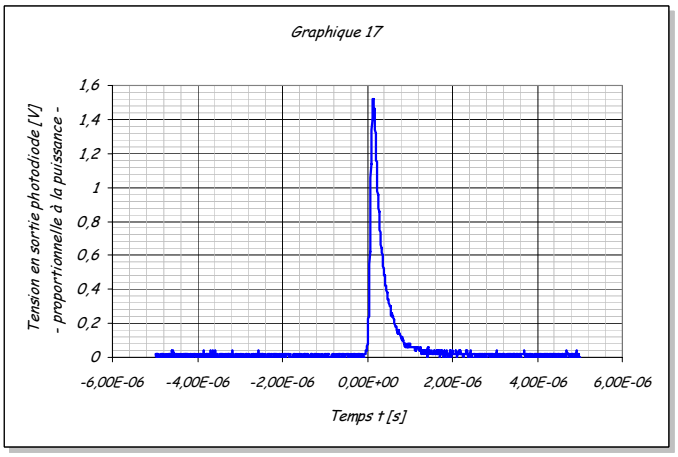
I = 35A ; f = 9500Hz ; E = 3,08mJ



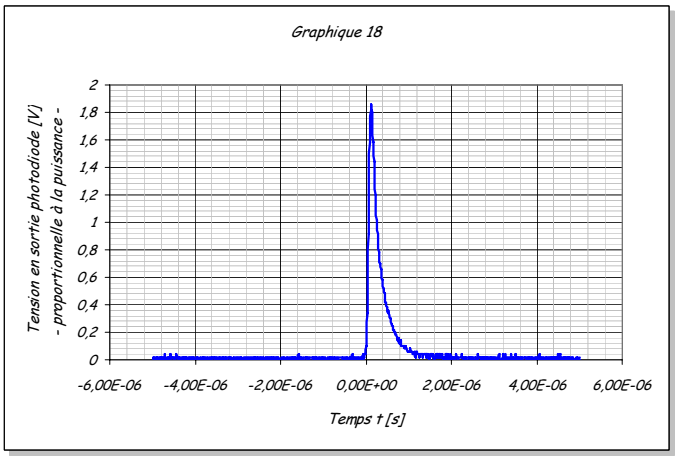
I = 40A ; f = 9500Hz ; E = 4,42mJ



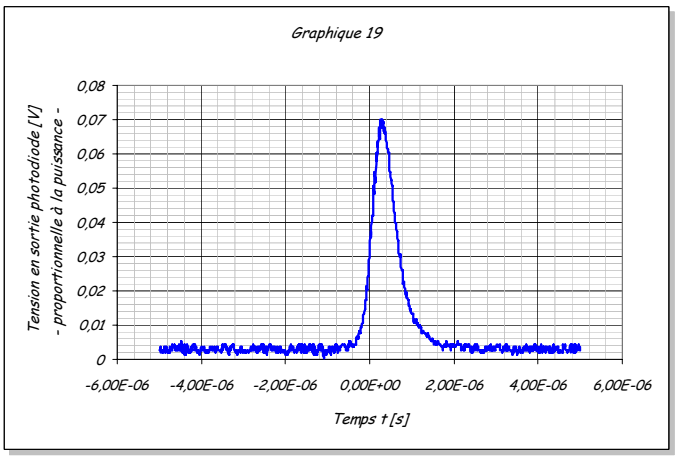
I = 45A ; f = 9500Hz ; E = 5,43mJ



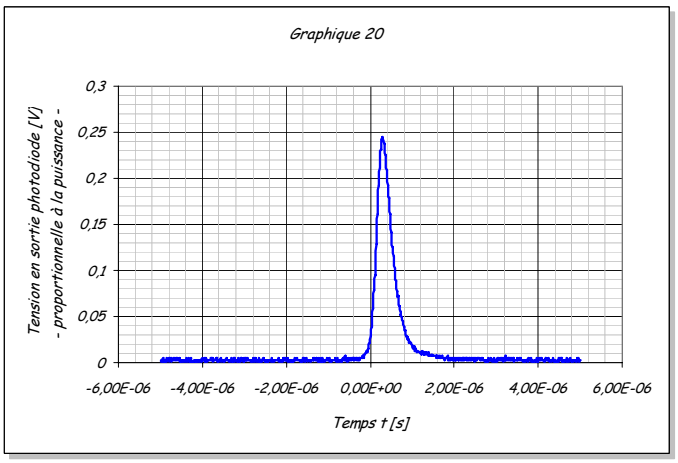
I = 50A ; f = 9500Hz ; E = 6,09mJ



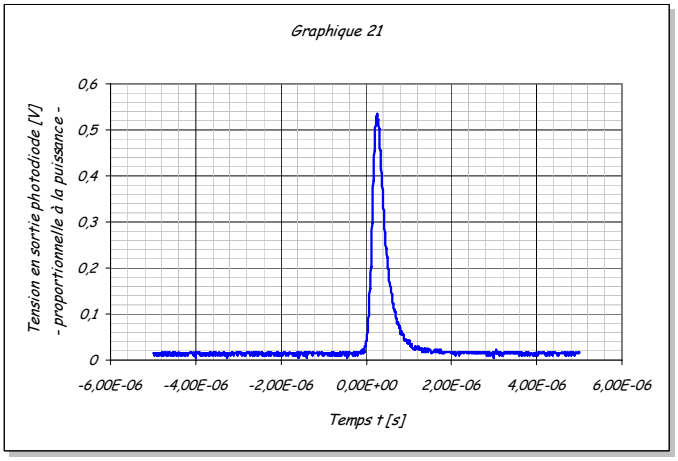
I = 25A ; f = 13500Hz ; E = 0,65mJ



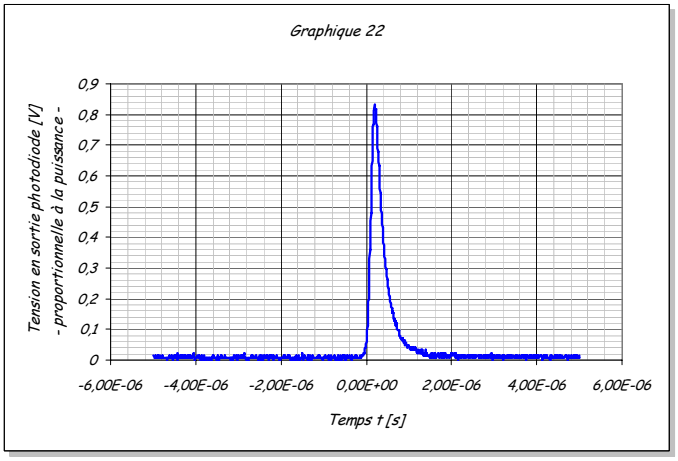
I = 30A ; f = 13500Hz ; E = 1,41mJ



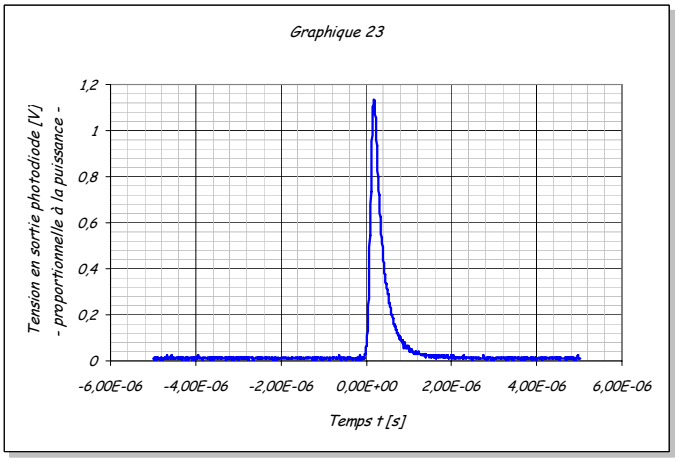
I = 35A ; f = 13500Hz ; E = 2,27mJ



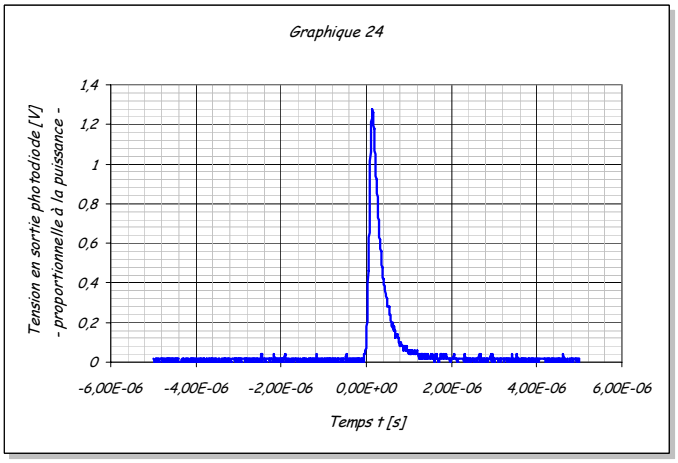
I = 40A ; f = 13500Hz ; E = 3,24mJ



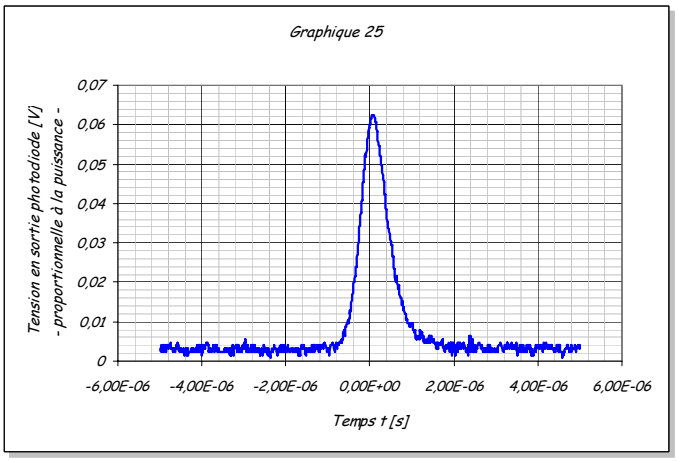
I = 45A ; f = 13500Hz ; E = 4,08mJ



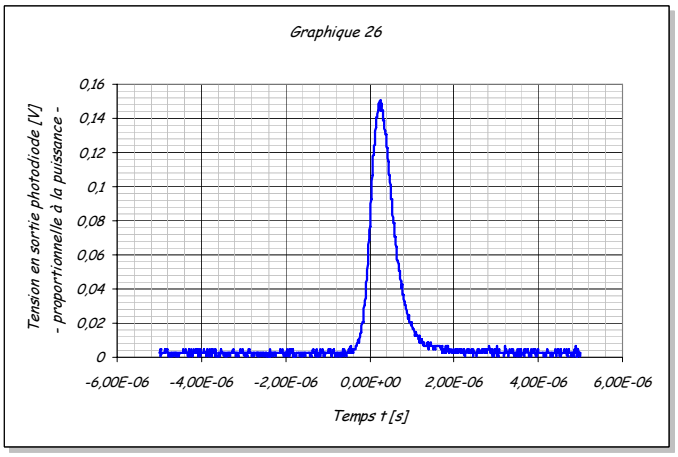
I = 50A ; f = 13500Hz ; E = 4,86mJ



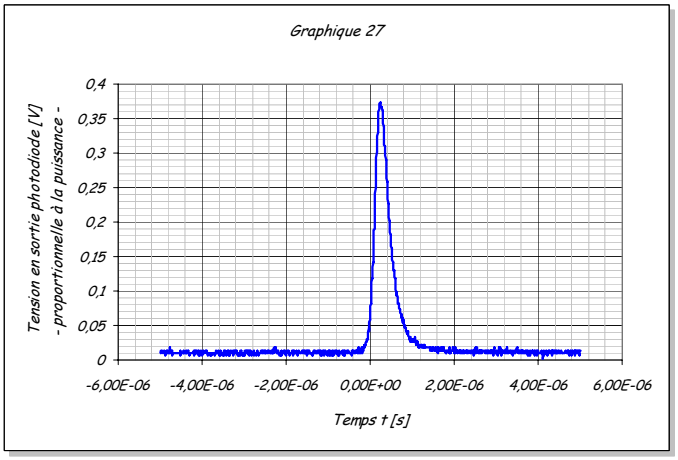
I = 25A ; f = 17500Hz ; E = 0,52mJ



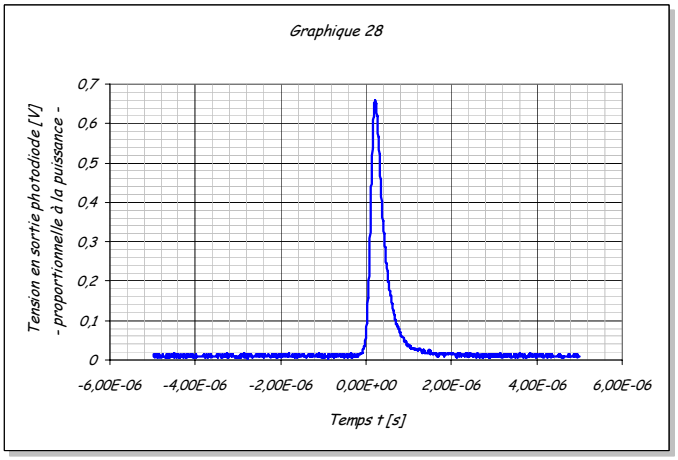
I = 30A ; f = 17500Hz ; E = 1,11mJ



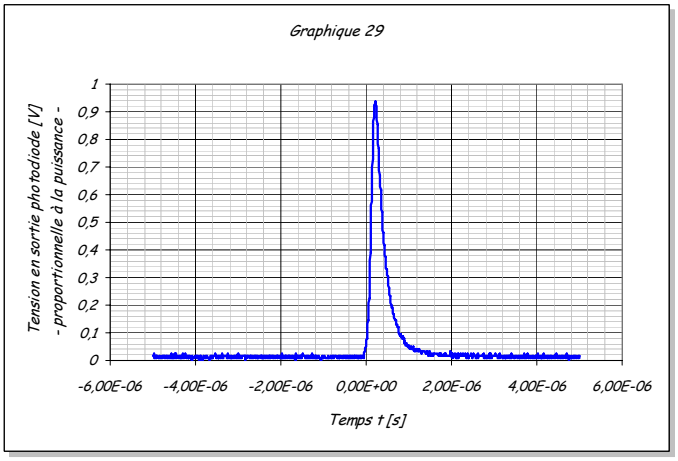
I = 35A ; f = 17500Hz ; E = 1,81mJ



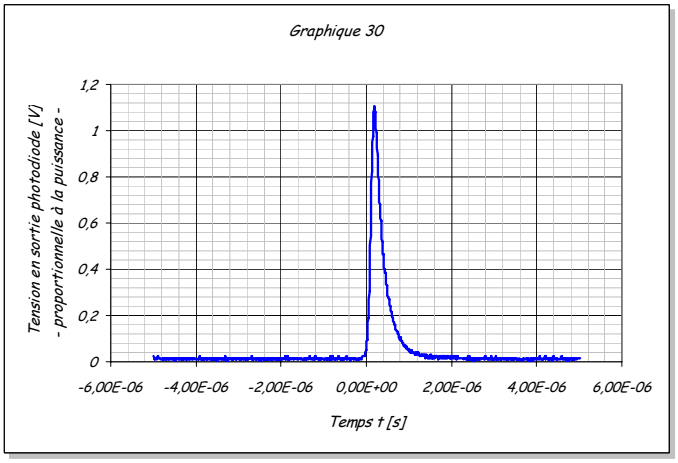
I = 40A ; f = 17500Hz ; E = 2,58mJ



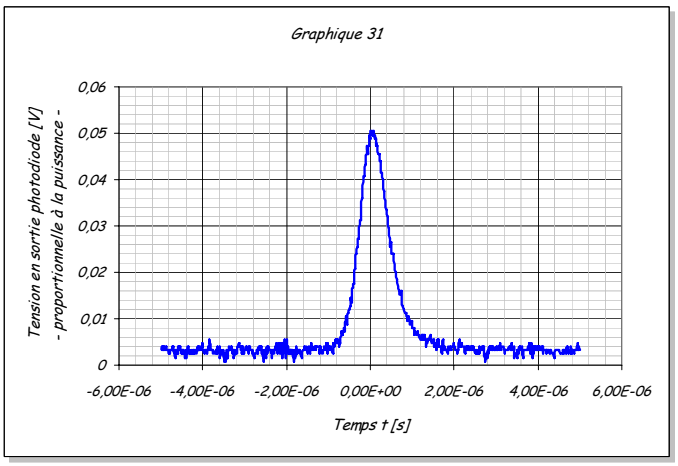
I = 45A ; f = 17500Hz ; E = 13,29mJ



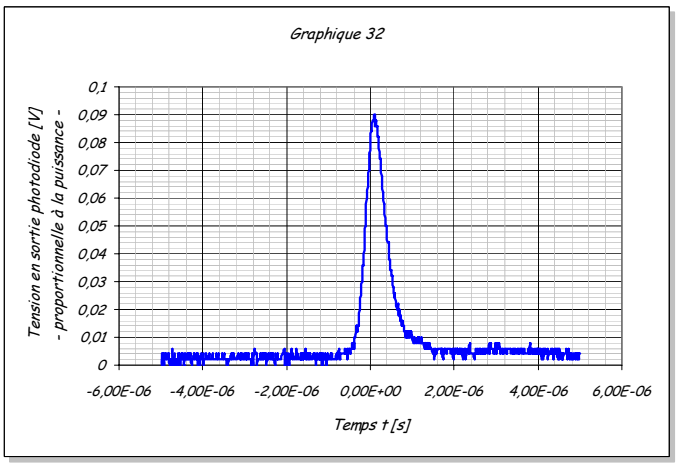
I = 50A ; f = 17500Hz ; E = 3,91mJ



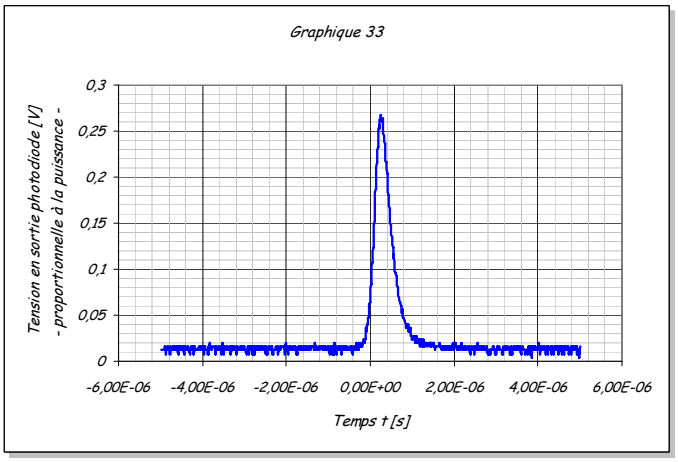
I = 25A ; f = 21500Hz ; E = 0,43mJ



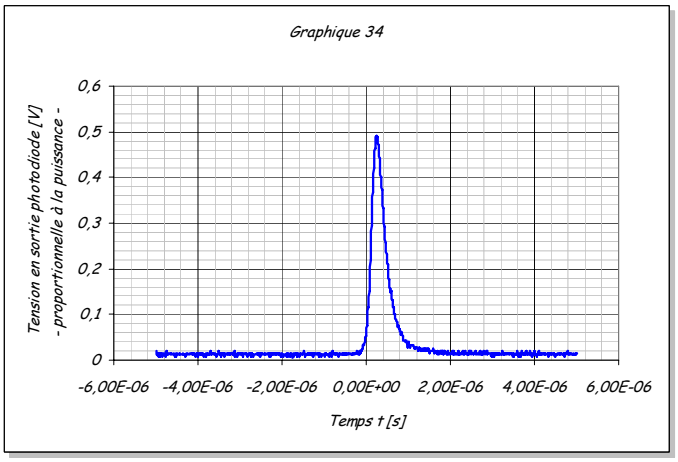
I = 30A ; f = 21500Hz ; E = 0,92mJ



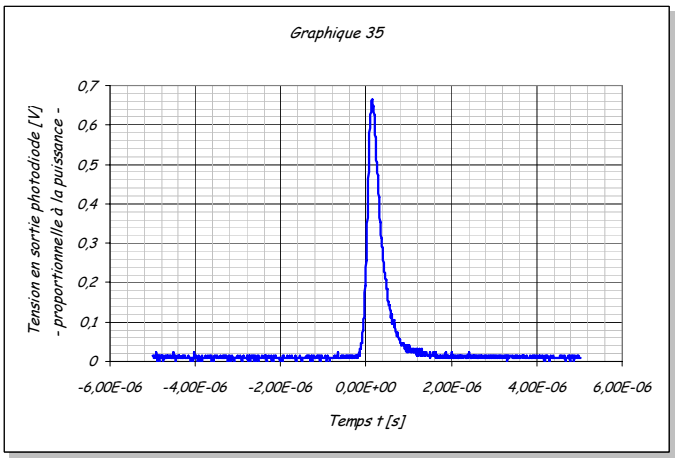
I = 35A ; f = 21500Hz ; E = 1,50mJ



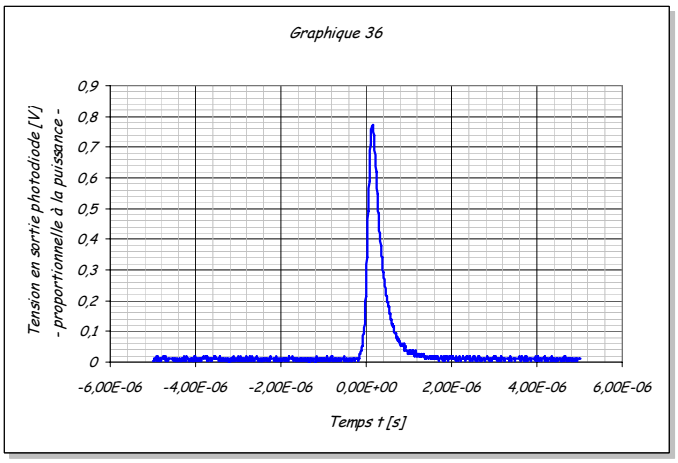
I = 40A ; f = 21500Hz ; E = 2,17mJ



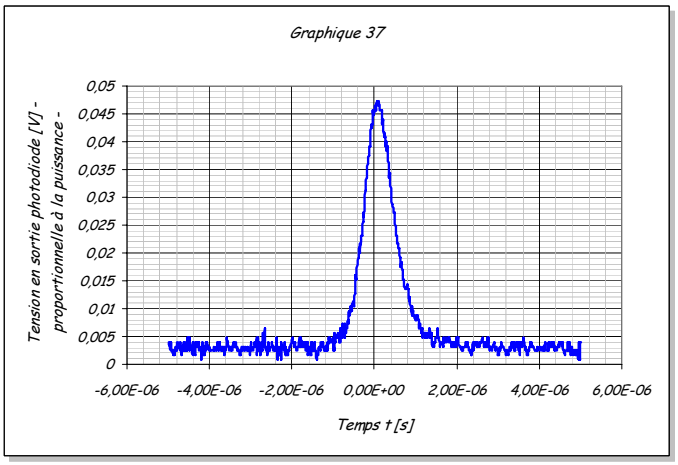
I = 45A ; f = 21500Hz ; E = 2,74mJ



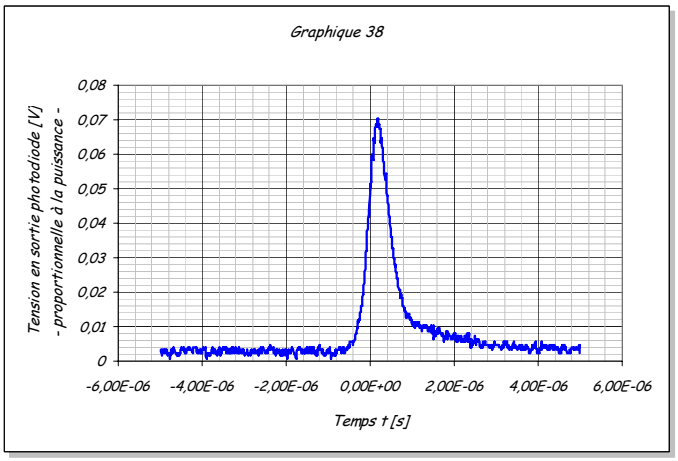
I = 50A ; f = 21500Hz ; E = 3,29mJ



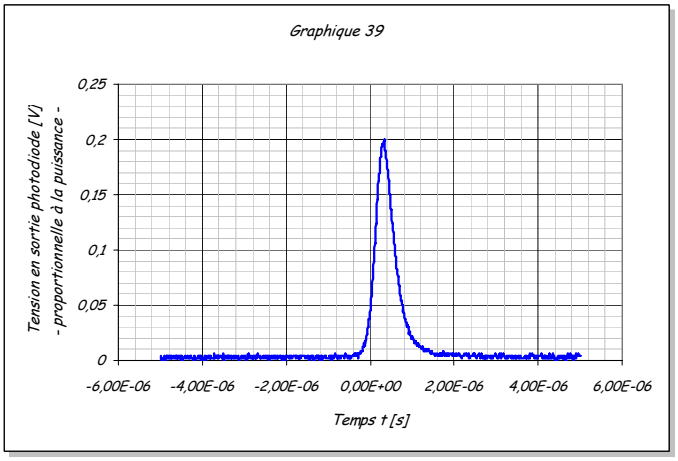
I = 25A ; f = 25500Hz ; E = 0,37mJ



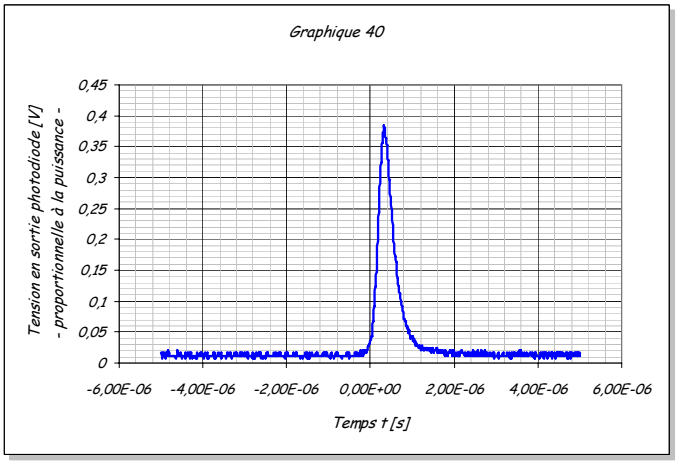
I = 30A ; f = 25500Hz ; E = 0,79mJ



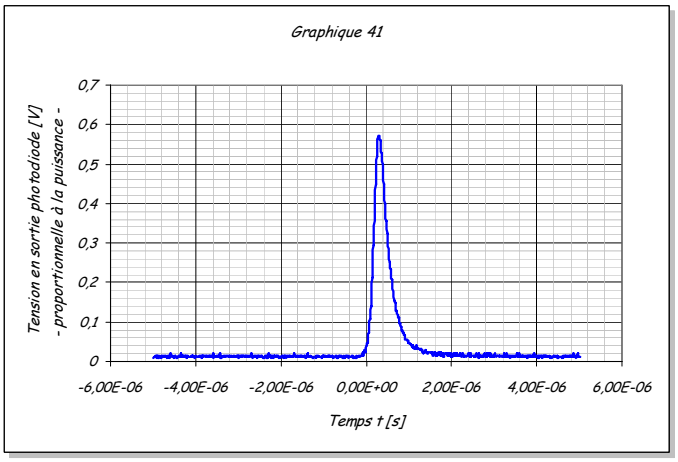
I = 35A ; f = 25500Hz ; E = 1,30mJ



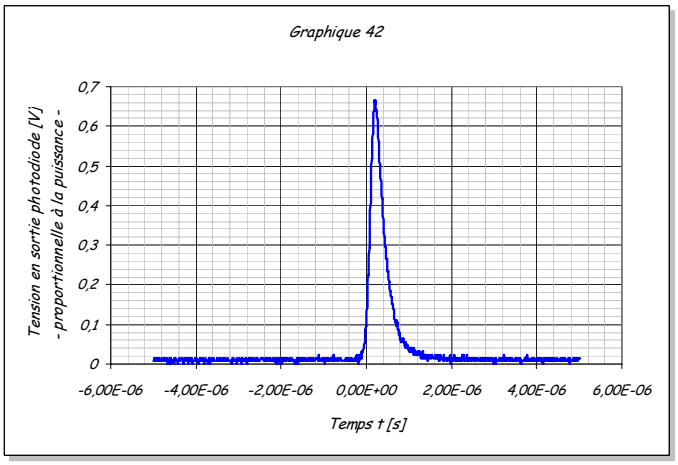
I = 40A ; f = 25500Hz ; E = 1,87mJ



I = 45A ; f = 25500Hz ; E = 2,38mJ



I = 50A ; f = 25500Hz ; E = 2,83mJ



Annexe 3

A.III.Méthodologie de calcul des coefficients de régression

A.III.1.La méthode de moindres carrées

Un problème fréquemment rencontré dans l'étude d'un objet, phénomène ou processus est d'établir, basé sur les résultats expérimentaux, la dépendance fonctionnelle (ou "par des équations de régression) entre une fonction "objectif" et les facteurs d'influence. La particularité de ce problème réside du fait que les erreurs aléatoires de mesure implique la recherche de la dépendance fonctionnelle afin d'éliminer, dans une mesure le plus élevée possible, le « bruit » expérimental (généré par ces erreurs aléatoires) et pas dans la direction de décrire exactement les résultats expérimentaux. Cette affirmation, résultée du principe des moindres carrés, suppose que la courbe correspondante à l'équation qui estime la fonction objectif (nommée "équation de régression") doit passer, le plus proche possible de l'ensemble des points dont les coordonnées sont [(valeurs des facteurs d'influence), (valeurs de la fonction objectif)].

On doit mentionner que la méthode des moindres carrés est appliquée couramment dans l'interprétation des résultats des mesures par analyse régressionnelle. La méthode donne la possibilité d'établir les coefficients de régression pour une forme imposée de la relation fonctionnelle entre les variables indépendantes et la variable dépendante. La détermination des valeurs des coefficients se fait à partir de la condition de minimisation, pour l'ensemble des points expérimentaux, des écarts entre les valeurs mesurées et celles estimées de la fonction objectif.

Il est connu le fait que, sur un domaine fini (comme le cas des domaines expérimentaux), un ensemble de points, résultés par des mesures, peut être décrit

analytiquement, dans les conditions formulées ci-dessus, par une variété des types des fonctions:

$$y = f(x_i, b_j)\ ,\ i = 1,..,n,\ j = 1,..,n \qquad \textbf{(A.III.1)}$$

où $f(x_i, b_j)$ représente l'estimation de la dépendance fonctionnelle réelle :

$$y = \varphi\ (x_1, x_2, \ldots, x_k, z_1, z_2, \ldots, z_m, \beta_1, \beta_2, \ldots, \beta_d, b_1, b_2, \ldots, b_d) \qquad \textbf{(A.III.2)}$$

avec :

$x_1, x_2, \ldots, x_k$ - facteurs d'influence contrôlables;

$z_1, z_2, \ldots, z_m$ - facteurs d'influence non-contrôlables, aléatoires, qui génèrent les erreurs aléatoires;

$\beta_1, \beta_2, \ldots, \beta_d$ - paramètres statistiques, non-connus généralement, nommés coefficients d'influence où de régression ;

$b_1, b_2, \ldots, b_d$ - estimations statistiques, basées sur les résultats des mesures, des grandeurs b_j.

La méthode des moindres carrés n'indique pas la meilleure forme de la fonction de régression $\varphi\ (x_i, \beta_j)$ pour représenter les données. Elle permet toutefois l'estimation des valeurs des coefficients des régression b_j de telle manière que la relation analytique trouvée assure la particularisation de la fonction $\varphi\ (x_i, \beta_j)$, appartenant à une famille des fonctions choisi par le chercheur (à partir des considérants théoriques ou d'autre nature, concernant l'objet, le phénomène ou le processus étudiés). Cette fonction doit assurer la meilleure approximation analytique pour les résultats des mesures. Autrement dit, la méthode permet la détermination des paramètres b_j de la relation, tant que la forme de la relation de dépendance s'impose.

Afin de mieux comprendre la modalité d'application de la méthode de moindres carrés, pour la suite on va analyser le cas simple d'une fonction objectif y dépendante d'un seul facteur d'influence, x.

On considère un phénomène ou un processus pour lequel on a déterminé par des mesures les valeurs y_i d'une fonction objectif ayant une seule variable, correspondantes aux valeurs x_i du facteur d'influence (la variable), i = l,...,n. Le but est de trouver l'estimation de la dépendance fonctionnelle (équation A.III.2), dans laquelle β_j représentent des paramètres

inconnus, à estimer à partir des résultats des mesures. De même, on souhait trouver la meilleure estimation, dans le sens du principe des moindres carrés, dans le domaine des estimations possibles. On suppose que le nombre des déterminations effectuées, n, peut être dans, tous les cas, supérieur au nombre des paramètres inconnus, d.

Si les valeurs y_i n'étaient pas affectées par des erreurs de mesures, le système d'équations :

$$\begin{aligned} y_1 &= \varphi\,(x_1,\beta_1, \beta_2, \ldots, \beta_d,) \\ y_2 &= \varphi\,(x_2,\beta_1, \beta_2, \ldots, \beta_d,) \\ &\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots \\ y_n &= \varphi\,(x_n,\beta_1, \beta_2, \ldots, \beta_d,) \end{aligned} \qquad \textbf{(A.III.3)}$$

résulté suite aux mesures, serait compatible et avec des solutions (en principe, au moins) par rapport aux inconnues βj, et ces n - d équations supplémentaires seraient des simples conséquences des premières d équations. Toutefois, en réalité, les valeurs y_i sont affectées par les erreurs aléatoires ε_i, de telle manière que le système (équation A.III.3) doit être remplacé avec le système d'équations :

$$\begin{aligned} &\varphi\,(x_1,\beta_1, \beta_2, \ldots, \beta_d,) - y_1 = \varepsilon_1 \\ &\varphi\,(x_2,\beta_1, \beta_2, \ldots, \beta_d,) - y_2 = \varepsilon_2 \\ &\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots \\ &\varphi\,(x_n,\beta_1, \beta_2, \ldots, \beta_d,) - y_n = \varepsilon_n \end{aligned} \qquad \textbf{(A.III.4)}$$

Conformément au principe des moindres carrés, afin d'obtenir la meilleure estimation des valeurs y_i, il est nécessaire à minimiser la somme des carrés des erreurs ε_i. En passant de la dépendance réelle à l'estimation de celle-ci, on remplace les erreurs ε_i avec les résidus e_i, et les coefficients β_j avec leurs estimations, b_j, le système d'équations (4) devenant:

$$\begin{aligned} &f\,(x_1,\beta_1, \beta_2, \ldots, \beta_d,) - y_1 = e_1 \\ &f\,(x_2,\beta_1, \beta_2, \ldots, \beta_d,) - y_2 = e_2 \\ &\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots \\ &f\,(x_n,\beta_1, \beta_2, \ldots, \beta_d,) - y_n = e_n \end{aligned} \qquad \textbf{(A.III.5)}$$

Le système (équation A.III.5) est nommé "système d'équations de condition" car la détermination des paramètres b_j peut se faire en mettant la condition de minimum pour la somme des carrés des résidus :

$$e_1^2 + e_2^2 + ... + e_i^2 = \sum_{i=1}^{n} e_i^2 \Rightarrow \text{minimum} \qquad \textbf{(A.III.6)}$$

Suivant le système des équations de condition (5) et l'équation (6), il résulte:

$$S = \sum_{i=1}^{n} \left[f(x_i, b_1, b_2, ..., b_n) - y_i \right]^2 \Rightarrow \text{minimum} \qquad \textbf{(A.III.7)}$$

La valeur minimale de l'expression S est obtenue pour les valeurs des paramètres b_j résultées comme solutions du système d'équations obtenu par l'annulation des dérivées partielles de l'expression S en rapport avec les inconnues b_j :

$$\begin{aligned} &\frac{\partial S}{\partial b_1} = 0 \\ &\frac{\partial S}{\partial b_2} = 0 \\ &..... \\ &\frac{\partial S}{\partial b_d} = 0 \end{aligned} \qquad \textbf{(A.III.8)}$$

Le système (équation A.III.8) est nommé le système des équations normales.

A.III.2.Détermination des coefficients de régression dans le cas d'une fonction de première dégrée avec une seule variable

Afin de pouvoir comprendre la modalité d'application effective de la méthode des moindres carrés dans le calcul des coefficients de régression bj, on présente pour la suite la

détermination des ceux-ci dans le cas d'une fonction de premier degré, avec une seule variable.

On suppose que pour trouver la relation de dépendance entre les valeurs de la fonction objectif y et celles du facteur d'influence x, une sélection qui inclue les paires des points (x_i, y_i), i=l, ... ,n, a été réalisée et la forme recherchée de l'équation de régression est:

$$y = b_0 x_0 + b_1 x_1 \qquad \textbf{(A.III.9)}$$

où x_0 est une variable fictive, égale avec l'unité (x_0 = 1), introduite afin d'écrire plus facilement la fonction de régression $f(x,b_j)$. Pour l'homogénéité de la relation, le coefficient qui multiplie cette variable fictive a été noté b_0.

Généralement, les paires de points (x_i, y_i) sont obtenues suivant un processus de mesure, pour des valeurs préétablies x_i du facteur d'influence, en résultant les valeurs mesurées y_i de la fonction objectif.

Compte tenu aussi de l'équation (équation A.III.7), il résulte que la forme particulière de l'expression S s'écrie :

$$S = \sum_{i=1}^{n} \left[b_0 x_{0i} + b_1 x_i - y_i \right]^2 \Rightarrow \text{minimum} \qquad \textbf{(A.III.10)}$$

et le système d'équations normales (équation A.III.8) devient:

$$\begin{aligned} \frac{\partial S}{\partial b_0} &= 0 \\ \frac{\partial S}{\partial b_1} &= 0 \end{aligned} \qquad \textbf{(A.III.11)}$$

la forme explicite de ceci étant:

$$\begin{aligned} b_0 \cdot \sum_{i=1}^{n} x_{0i}^2 + b_1 \cdot \sum_{i=1}^{n} x_{0i} \cdot x_i &= \sum_{i=1}^{n} x_{0i} \cdot y_i \\ b_0 \cdot \sum_{i=1}^{n} x_{0i} \cdot x_i + b_1 \cdot \sum_{i=1}^{n} x_i^2 &= \sum_{i=1}^{n} x_i \cdot y_i \end{aligned} \qquad \textbf{(A.III.12)}$$

La résolution pour $x_{0i} = 1$, i=1,...,n, conduit aux équations suivantes pour le calcul des coefficients de régression b_o et b_l :

$$b_0 = \frac{\sum_{i=1}^{n} y_i \cdot \sum_{i=1}^{n} x_i^2 - \sum_{i=1}^{n} x_i \cdot \sum_{i=1}^{n} x_i y_i}{n \cdot \sum_{i=1}^{n} x_i^2 - \left(\sum_{i=1}^{n} x_i \right)^2}$$

(A.III.13)

$$b_1 = \frac{n \cdot \sum_{i=1}^{n} x_i y_i - \sum_{i=1}^{n} x_i \cdot \sum_{i=1}^{n} y_i}{n \cdot \sum_{i=1}^{n} x_i^2 - \left(\sum_{i=1}^{n} x_i \right)^2}$$

À l'heure actuelle, la résolution du système d'équations normales et implicitement la détermination des inconnues b_d, l'explicitation donc de la relation de dépendance entre le facteur d'influence (la variable indépendante) et la fonction objectif (la variable dépendante) se fait numériquement.

Annexe 4

A.IV.Méthodologie de calcul pour l'analyse de variance

A.IV.1.Analyse de variance à un facteur

Pour vérifier la signification de l'influence d'un seul facteur on utilise les relations suivantes [Cicala'99] :

- somme de carrée des différences entre la moyenne arithmétique de valeurs mesurées y k et la moyenne totale (YT)' pour chaque niveau k du facteur influent X3 (nombre de passes):

$$SC_{niveau} = n \cdot \sum_{k=1}^{I_3} \left(y_k - \overline{y}_T\right)^2 \qquad \textbf{(A.IV.1)}$$

- valeur de la dissipation globale des toutes valeurs mesurées autour leur moyenne arithmétique y T :

$$SC_T = \sum_{k=1}^{I_3} \sum_{u=1}^{n} \left(y_{ku} - \overline{y}_T\right)^2 \qquad \textbf{(A.IV.2)}$$

- somme de carrée due aux erreurs aléatoires (pour chaque niveau du facteur influent):

$$SC_e = SC_T - SC_{niveau} \qquad \textbf{(A.IV.3)}$$

- variance due à la dissipation des valeurs mesurées à cause de modification du niveau du facteur influent :

$$s^2_{e_{niveau}} = \frac{SC_{niveau}}{(I_3 - 1)} \qquad \textbf{(A.IV.4)}$$

- variance due à la dissipation des valeurs mesurées à cause des erreurs aléatoires de mesure:

$$s^2_e = \frac{SC_e}{I_3 \cdot (n-1)} \qquad \textbf{(A.IV.5)}$$

A.IV.2.Analyse de variance à deux facteurs

Dans le cas où l'étude expérimental comporte sur deux ou plusieurs facteurs, la vérification de la signifiance de l'influence de ceux-ci sur les fonctions objectifs analysé, on utilise les relations suivantes [Cicală'99] :

- moyenne arithmétique des valeurs mesurées pour le niveau i du facteur influent x_i:

$$\overline{y}_i = \frac{\sum_{i=1}^{I_2} y_{ij}}{I_2} \qquad \textbf{(A.IV.6)}$$

- moyenne arithmétique des valeurs mesurées pour le niveau j du facteur influent x_j:

$$\overline{y}_j = \frac{\sum_{i=1}^{I_1} y_{ij}}{I_1} \qquad \textbf{(A.IV.7)}$$

- moyenne arithmétique des toutes les valeurs mesurées y_T (moyenne totale) :

$$\overline{y}_T = \frac{\sum_{i=1}^{I_1}\sum_{j=1}^{I_2} y_{ij}}{I_1 \cdot I_2} \qquad \textbf{(A.IV.8)}$$

- somme des carrés des différences entre la moyenne arithmétique de valeurs mesurées y_i et la moyenne totale (y_T), pour chaque niveau i du facteur influent x_1 :

$$SC_{x_1} = I_2 \sum_{i=1}^{I_1} \left(\overline{y}_i - \overline{y}_T\right)^2 \qquad \textbf{(A.IV.9)}$$

- somme des carrés des différences entre la moyenne arithmétique de valeurs mesurées y_j et la moyenne totale (y_T), pour chaque niveau j du facteur influent x_2:

$$SC_{x_2} = I_1 \sum_{i=1}^{I_2} \left(\overline{y}_j - \overline{y}_T\right)^2 \qquad \textbf{(A.IV.10)}$$

- valeur de la dissipation globale de toutes les valeurs mesurées autour de leur moyenne arithmétique:

$$SC_T = \sum_{i=1}^{I_1} \sum_{j=1}^{I_2} \left(y_{ij} - \overline{y}_T\right)^2 \qquad \textbf{(A.IV.11)}$$

- somme des carrés dus aux erreurs aléatoires (pour chaque niveau du facteur influent):

$$SC_e = \sum_{i=1}^{I_1} \sum_{j=1}^{I_2} \left(y_{ij} - \overline{y}_i - \overline{y}_j + \overline{y}_T\right)^2 \qquad \textbf{(A.IV.12)}$$

- variance due à la dissipation des valeurs mesurées suite à la modification du niveau du facteur influent x_1, puis x_2:

$$s_{x_1}^2 = \frac{SC_{x_1}}{\left(I_1 - 1\right)}$$

$$s_{x_2}^2 = \frac{SC_{x_2}}{\left(I_2 - 1\right)} \qquad \textbf{(A.IV.13)}$$

- variance due à la dissipation des valeurs mesurées suite aux erreurs aléatoires de mesure:

$$s_e^2 = \frac{SC_e}{\left(I_1 - 1\right) \cdot \left(I_2 - 1\right)} \qquad \textbf{(A.IV.14)}$$

A.IV.3.Application de l'analyse de variance pour l'étude expérimentale - chapitre I

A) Acier inoxydable 304L

Tableau A.IV.1 – Résultats de l'application d'analyse de variance pour D_v

Source de variance	Somme de carrées	Degré de liberté	Variances estimées	Critère statistique - Fisher	
				Valeur calculée	Valeur critique
Les niveaux du facteur x_1	SC_{x1} = = 0,382813	1	$(SC_{x1}/1)$ = = 0,382813	F_{calcX1} = = 39,17285	$F_{0,05;1;7}$ = 5,59
Les niveaux du facteur x_2	SC_{x2} = = 0,046513	1	$(SC_{x2}/1)$ = = 0,046513	F_{calcX2} = = 4,75958	
Les niveaux du facteur x_3	SC_{x3} = = 0,000113	1	$(SC_{x3}/1)$ = = 0,000113	F_{calcX3} = = 0,01151	
Interaction x_1x_2	SC_{x1x2} = = 0,000612	1	$(SC_{x1x2}/1)$ = = 0,000612	$F_{calcX1X2}$ = = 0,06268	
Interaction x_1x_3	SC_{x1x2} = = 0,002113	1	$(SC_{x1x3}/1)$ = = 0,002113	$F_{calcX1X3}$ = = 0,21617	
Interaction x_2x_3	SC_{x1x2} = = 0,000612	1	$(SC_{x2x3}/1)$ = = 0,000612	$F_{calcX2X3}$ = = 0,06268	
Erreur expérimentale	SC_e = = 0,068407	7	$(SC_e/7)$ = = 0,009772	-	-
Variance totale	SC_T = = 0,501182	13	-	-	-

Tableau A.IV.2 – Résultats de l'application d'analyse de variance pour la rugosité S_a

Fonction objectif	Source de variance	Somme de carrées	Degré de liberté	Variances estimées	Critère statistique - Fisher	
					Valeur calculée	Valeur critique
Rugosité de la surface S_a	Les niveaux du facteur x_1	SC_{x1} = = 308,5873	1	$(SC_{x1}/1)$ = = 308,5873	F_{calcX1} = = 29,92	$F_{0,05;1;7}$ = = 5,59
	Les niveaux du facteur x_2	SC_{x2} = = 104,9764	1	$(SC_{x2}/1)$ = = 104,9764	F_{calcX2} = = 10,17	
	Les niveaux du facteur x_3	SC_{x3} = = 37,2557	1	$(SC_{x3}/1)$ = = 37,2557	F_{calcX3} = = 3,61	
	Interaction x_1x_2	SC_{x1x2} = = 380,8110	1	$(SC_{x1x2}/1)$ = = 380,8110	$F_{calcX1X2}$ = = 36,92	
	Interaction x_1x_3	SC_{x1x2} = = 16,8215	1	$(SC_{x1x3}/1)$ = = 16,8215	$F_{calcX1X3}$ = = 1,63	
	Interaction x_2x_3	SC_{x1x2} = = 26,4119	1	$(SC_{x2x3}/1)$ = = 26,4119	$F_{calcX2X3}$ = = 2,56	
	Erreur expérimentale	SC_e = = 72,1939	7	$(SC_e/7)$ = = 10,3134	-	-
	Variance totale	SC_T = = 947,0577	13	-	-	-

Tableau A.IV.3 – Résultats de l'application d'analyse de variance pour la rugosité S_z

Fonction objectif	Source de variance	Somme de carrées	Degré de liberté	Variances estimées	Critère statistique - Fisher	
					Valeur calculée	Valeur critique
Rugosité de la surface S_z	Les niveaux du facteur x_1	SC_{x1} = = 20730,04	1	$(SC_{x1}/1)$ = = 20730,04	F_{calcX1} = = 57,38	$F_{0,05;1;7}$ = = 5,59
	Les niveaux du facteur x_2	SC_{x2} = = 13480,82	1	$(SC_{x2}/1)$ = = 13480,82	F_{calcX2} = = 37,31	
	Les niveaux du facteur x_3	SC_{x3} = = 2236,30	1	$(SC_{x3}/1)$ = = 2236,30	F_{calcX3} = = 6,19	
	Interaction x_1x_2	SC_{x1x2} = = 22460,34	1	$(SC_{x1x2}/1)$ = = 22460,34	$F_{calcX1X2}$ = = 62,17	
	Interaction x_1x_3	SC_{x1x2} = = 468,10	1	$(SC_{x1x3}/1)$ = = 468,10	$F_{calcX1X3}$ = = 1,29	
	Interaction x_2x_3	SC_{x1x2} = = 88,64	1	$(SC_{x2x3}/1)$ = = 88,64	$F_{calcX2X3}$ = = 0,24	
	Erreur expérimentale	SC_e = = 2528,89	7	$(SC_e/7)$ = = 361,27	-	-
	Variance totale	SC_T = = 61993,15	13	-	-	-

Tableau A.IV.4 – Résultats de l'application d'analyse de variance pour D_v/S_a

Fonction objectif	Source de variance	Somme de carrées	Degré de liberté	Variances estimées	Critère statistique - Fisher	
					Valeur calculée	Valeur critique
Fonction composé D_v/S_a	Terme linéaire x_1	SC_{x1} = = 1972,5	1	$(SC_{x1}/1)$ = = 1972,5	F_{calcX1} = = 2,43	$F_{0,05;1;10}$ = = 4,96
	Terme linéaire x_2	SC_{x2} = = 22523,3	1	$(SC_{x2}/1)$ = = 22523,3	F_{calcX2} = = 27,85	
	Interaction x_1x_2	SC_{x1x2} = = 7186,2	1	$(SC_{x1x2}/1)$ = = 7186,2	$F_{calcX1X2}$ = = 8,88	
	Terme quadratique x_1^2	$SC\,x_1^2$ = = 72929,1	1	$(SC\,x_1^2/1)$ = = 72929,1	$F_{calc}\,x_1^2$ = = 90,20	
	Terme quadratique x_2^2	$SC\,x_2^2$ = = 23543,2	1	$(SC\,x_2^2/1)$ = = 23543,2	$F_{calc}\,x_2^2$ = = 29,12	
	Erreur expérimentale	SC_e = = 8084,8	10	$(SC_e/7)$ = = 808,48	-	-
	Variance totale	SC_T = = 136488,4	15	-	-	-

Tableau A.IV.5 – Résultats de l'application d'analyse de variance pour D_v/S_z

Fonction objectif	Source de variance	Somme de carrées	Degré de liberté	Variances estimées	Critère statistique - Fisher	
Fonction composé D_v/S_z	Terme linéaire x_1	SC_{x1} = = 7,108	1	$(SC_{x1}/1)$ = = 7,108	F_{calcX1} = = 0,812	$F_{0,05;1;10}$ = = 4,96
	Terme linéaire x_2	SC_{x2} = = 252,852	1	$(SC_{x2}/1)$ = = 252,852	F_{calcX2} = = 28,88	
	Interaction x_1x_2	SC_{X1X2} = = 0,043	1	$(SC_{x3}/1)$ = = 0,043	F_{calcX3} = = 0,01	
	Terme quadratique x_1^2	$SC\,x_1^2$ = = 723,035	1	$(SC_{x1x2}/1)$ = = 723,035	$F_{calc}\,x_1^2$ = = 82,57	
	Terme quadratique x_2^2	$SC\,x_2^2$ = = 224,951	1	$(SC_{x1x3}/1)$ = = 224,951	$F_{calc}\,x_2^2$ = = 25,69	
	Erreur expérimentale	SC_e = = 87,559	10	$(SC_e/7)$ = = 8,756	-	
	Variance totale	SC_T = = 1297,975	15	-	-	-

B) Alliage de titane TA6V

Tableau A.IV.6 – Résultats de l'application d'analyse de variance pour D_v

Source de variance	Somme de carrées	Degré de liberté	Variances estimées	Critère statistique - Fisher	
				Valeur calculée	Valeur critique
Les niveaux du facteur x_1	SC_{x1} = = 1,698481	1	$(SC_{x1}/1)$ = = 1,698481	F_{calcX1} = = 850,7294	$F_{0,05;1;7}$ = 5,59
Les niveaux du facteur x_2	SC_{x2} = = 0,245290	1	$(SC_{x2}/1)$ = = 0,245290	F_{calcX2} = = 122,8559	
Les niveaux du facteur x_3	SC_{x3} = = 0,047298	1	$(SC_{x3}/1)$ = = 0,047298	F_{calcX3} = = 23,6905	
Interaction x_1x_2	SC_{x1x2} = = 0,106733	1	$(SC_{x1x2}/1)$ = = 0,106733	$F_{calcX12}$ = = 53,4602	
Interaction x_1x_3	SC_{x1x2} = = 0,009592	1	$(SC_{x1x3}/1)$ = = 0,009592	$F_{calcX13}$ = = 4,8045	
Interaction x_2x_3	SC_{x1x2} = = 0,002014	1	$(SC_{x2x3}/1)$ = = 0,002014	$F_{calcX23}$ = = 1,0089	
Erreur expérimentale	SC_e = = 0,013976	7	$(SC_e/7)$ = = 0,001997	-	-
Variance totale	SC_T = = 2,123385	13	-	-	-

Tableau A.IV.7 – Résultats de l'application d'analyse de variance pour la rugosité S_a

Fonction objectif	Source de variance	Somme de carrées	Degré de liberté	Variances estimées	Critère statistique - Fisher	
					Valeur calculée	Valeur critique
Rugosité de la surface S_a	Les niveaux du facteur x_1	SC_{x1} = = 29,9925	1	$(SC_{x1}/1)$ = = 29,9925	F_{calcX1} = = 7,96	$F_{0,05;1;7}$ = = 5,59
	Les niveaux du facteur x_2	SC_{x2} = = 106,2153	1	$(SC_{x2}/1)$ = = 106,2153	F_{calcX2} = = 28,22	
	Les niveaux du facteur x_3	SC_{x3} = = 19,3131	1	$(SC_{x3}/1)$ = = 19,3131	F_{calcX3} = = 5,13	
	Interaction x_1x_2	SC_{x1x2} = = 47,9710	1	$(SC_{x1x2}/1)$ = = 47,9710	$F_{calcX1X2}$ = = 12,74	
	Interaction x_1x_3	SC_{x1x2} = = 1,4196	1	$(SC_{x1x3}/1)$ = = 1,4196	$F_{calcX1X3}$ = = 0,377	
	Interaction x_2x_3	SC_{x1x2} = = 6,2835	1	$(SC_{x2x3}/1)$ = = 6,2835	$F_{calcX2X3}$ = = 1,66	
	Erreur expérimentale	SC_e = = 26,3450	7	$(SC_e/7)$ = = 3,7636	-	-
	Variance totale	SC_T = = 237,5401	13	-	-	-

Tableau A.IV.8 – Résultats de l'application d'analyse de variance pour la rugosité S_z

Fonction objectif	Source de variance	Somme de carrées	Degré de liberté	Variances estimées	Critère statistique - Fisher	
					Valeur calculée	Valeur critique
Rugosité de la surface S_z	Les niveaux du facteur x_1	SC_{x1} = = 248,76	1	$(SC_{x1}/1)$ = = 20730,04	F_{calcX1} = = 0,21	$F_{0,05;1;7}$ = = 5,59
	Les niveaux du facteur x_2	SC_{x2} = = 16163,12	1	$(SC_{x2}/1)$ = = 13480,82	F_{calcX1} = = 14,06	
	Les niveaux du facteur x_3	SC_{x3} = = 516,01	1	$(SC_{x3}/1)$ = = 2236,30	F_{calcX1} = = 0,44	
	Interaction x_1x_2	SC_{x1x2} = = 12751,25	1	$(SC_{x1x2}/1)$ = = 22460,34	F_{calcX1} = = 11,09	
	Interaction x_1x_3	SC_{x1x2} = = 940,70	1	$(SC_{x1x3}/1)$ = = 468,10	F_{calcX1} = = 0,81	
	Interaction x_2x_3	SC_{x1x2} = = 553,61	1	$(SC_{x2x3}/1)$ = = 88,64	F_{calcX1} = = 0,48	
	Erreur expérimentale	SC_e = = 8045,79	7	$(SC_e/7)$ = = 361,27	-	-
	Variance totale	SC_T = = 39219,23	13	-	-	-

Tableau A.IV.9 – Résultats de l'application d'analyse de variance pour D_v/S_a

Fonction objectif	Source de variance	Somme de carrées	Degré de liberté	Variances estimées	Critère statistique - Fisher	
					Valeur calculée	Valeur critique
Fonction composé D_v/S_a	Terme linéaire x_1	SC_{x1} = = 23423,3	1	$(SC_{x1}/1)$ = = 23423,3	F_{calcX1} = = 20,12	$F_{0,05;1;10}$ = = 4,96
	Terme linéaire x_2	SC_{x2} = = 86741,5	1	$(SC_{x2}/1)$ = = 86741,5	F_{calcX2} = = 74,52	
	Interaction x_1x_2	SC_{x1x2} = = 41,7	1	$(SC_{x1x2}/1)$ = = 41,7	$F_{calcX1X2}$ = = 0,04	
	Terme quadratique x_1^2	$SC\,x_1^2$ = = 5906,5	1	$(SC\,x_1^2/1)$ = = 5906,5	$F_{calc}\,x_1^2$ = = 5,07	
	Terme quadratique x_2^2	$SC\,x_2^2$ = = 22414,7	1	$(SC\,x_2^2/1)$ = = 22414,7	$F_{calc}\,x_2^2$ = = 19,25	
	Erreur expérimentale	SC_e = = 11639,8	10	$(SC_e/7)$ = = 1163,98	-	-
	Variance totale	SC_T = = 150236,7	15	-	-	-

Tableau A.IV.10 – Résultats de l'application d'analyse de variance pour D_v/S_z

Fonction objectif	Source de variance	Somme de carrées	Degré de liberté	Variances estimées	Critère statistique - Fisher	
Fonction composé D_v/S_z	Terme linéaire x_1	SC_{x1} = = 132,025	1	$(SC_{x1}/1)$ = = 132,025	F_{calcX1} = = 5,57	$F_{0,05;1;10}$ = = 4,96
	Terme linéaire x_2	SC_{x2} = = 870,106	1	$(SC_{x2}/1)$ = = 252,852	F_{calcX2} = = 36,71	
	Interaction x_1x_2	SC_{X1X2} = = 0,121	1	$(SC_{x3}/1)$ = = 0,121	$F_{calcX1X2}$ = = 0,01	
	Terme quadratique x_1^2	$SC\,x_1^2$ = = 239,480	1	$(SC_{x1x2}/1)$ = = 239,480	$F_{calc}\,x_1^2$ = = 10,10	
	Terme quadratique x_2^2	$SC\,x_2^2$ = = 382,613	1	$(SC_{x1x3}/1)$ = = 382,613	$F_{calc}\,x_2^2$ = = 16,14	
	Erreur expérimentale	SC_e = = 237,000	10	$(SC_e/7)$ = = 23,700	-	
	Variance totale	SC_T = = 1863,165	15	-	-	-

A) Alliage d'aluminium AA6056

Tableau A.IV.11 – Résultats de l'application d'analyse de variance pour D_v

Source de variance	Somme de carrées	Degré de liberté	Variances estimées	Critère statistique - Fisher	
				Valeur calculée	Valeur critique
Les niveaux du facteur x_1	SC_{x1} = = 0,103649	1	$(SC_{x1}/1)$ = = 0,103649	F_{calcX1} = = 7,19	$F_{0,05;1;7}$ = 5,59
Les niveaux du facteur x_2	SC_{x2} = = 0,524093	1	$(SC_{x2}/1)$ = = 0,524093	F_{calcX2} = = 36,35	
Les niveaux du facteur x_3	SC_{x3} = = 0,001180	1	$(SC_{x3}/1)$ = = 0,001180	F_{calcX3} = = 0,08	
Interaction x_1x_2	SC_{x1x2} = = 0,082446	1	$(SC_{x1x2}/1)$ = = 0,082446	$F_{calcX12}$ = = 5,72	
Interaction x_1x_3	SC_{x1x2} = = 0,014601	1	$(SC_{x1x3}/1)$ = = 0,014601	$F_{calcX13}$ = = 1,01	
Interaction x_2x_3	SC_{x1x2} = = 0,048438	1	$(SC_{x2x3}/1)$ = = 0,048438	$F_{calcX23}$ = = 3,36	
Erreur expérimentale	SC_e = = 0,100930	7	$(SC_e/7)$ = = 0,01449	-	-
Variance totale	SC_T = = 0,875339	13	-	-	-

Tableau A.IV.12 – Résultats de l'application d'analyse de variance pour la rugosité S_a

Fonction objectif	Source de variance	Somme de carrées	Degré de liberté	Variances estimées	Critère statistique - Fisher	
					Valeur calculée	Valeur critique
Rugosité de la surface S_a	Les niveaux du facteur x_1	SC_{x1} = = 179,172	1	$(SC_{x1}/1)$ = = 179,172	F_{calcX1} = = 15,51	$F_{0,05;1;7}$ = = 5,59
	Les niveaux du facteur x_2	SC_{x2} = = 0,029	1	$(SC_{x2}/1)$ = = 0,029	F_{calcX2} = = 0,002	
	Les niveaux du facteur x_3	SC_{x3} = = 1677,218	1	$(SC_{x3}/1)$ = = 1677,218	F_{calcX3} = = 145,14	
	Interaction x_1x_2	SC_{x1x2} = = 66,528	1	$(SC_{x1x2}/1)$ = = 66,528	$F_{calcX1X2}$ = = 5,76	
	Interaction x_1x_3	SC_{x1x2} = = 12,852	1	$(SC_{x1x3}/1)$ = = 12,852	$F_{calcX1X3}$ = = 1,11	
	Interaction x_2x_3	SC_{x1x2} = = 211,305	1	$(SC_{x2x3}/1)$ = = 211,305	$F_{calcX2X3}$ = = 18,29	
	Erreur expérimentale	SC_e = = 80,888	7	$(SC_e/1)$ = = 11,555	-	-
	Variance totale	SC_T = = 2227,995	13	-	-	-

Tableau A.IV.13 – Résultats de l'application d'analyse de variance pour la rugosité S_z

Fonction objectif	Source de variance	Somme de carrées	Degré de liberté	Variances estimées	Critère statistique - Fisher	
					Valeur calculée	Valeur critique
Rugosité de la surface S_z	Les niveaux du facteur x_1	SC_{x1} = = 34449,84	1	$(SC_{x1}/1)$ = = 34449,84	F_{calcX1} = = ,	$F_{0,05;1;7}$ = = 5,59
	Les niveaux du facteur x_2	SC_{x2} = = 470,09	1	$(SC_{x2}/1)$ = = 470,09	F_{calcX1} = = ,	
	Les niveaux du facteur x_3	SC_{x3} = = 38236,49	1	$(SC_{x3}/1)$ = = 38236,49	F_{calcX1} = = ,	
	Interaction x_1x_2	SC_{x1x2} = = 1747,14	1	$(SC_{x1x2}/1)$ = = 1747,14	F_{calcX1} = = ,	
	Interaction x_1x_3	SC_{x1x2} = = 151,60	1	$(SC_{x1x3}/1)$ = = 151,60	F_{calcX1} = = ,	
	Interaction x_2x_3	SC_{x1x2} = = 12026,07	1	$(SC_{x2x3}/1)$ = = 12026,07	F_{calcX1} = = ,	
	Erreur expérimentale	SC_e = = 2241,74	7	$(SC_e/7)$ = = 320,25	-	-
	Variance totale	SC_T = = 89322,98	13	-	-	-

Tableau A.IV.14 – Résultats de l'application d'analyse de variance pour D_v/S_a

Fonction objectif	Source de variance	Somme de carrées	Degré de liberté	Variances estimées	Critère statistique - Fisher	
					Valeur calculée	Valeur critique
Fonction composé D_v/S_a	Terme linéaire x_1	SC_{x1} = = 1,657	1	$(SC_{x1}/1)$ = = 1,657	F_{calcX1} = = 0,11	$F_{0,05;1;13}$ = = 4,67
	Terme linéaire x_2	SC_{x2} = = 637,144	1	$(SC_{x2}/1)$ = = 637,144	F_{calcX2} = = 42,57	
	Terme linéaire x_3	SC_{x3} = = 1214,299	1	$(SC_{x3}/1)$ = = 1214,299	F_{calcX3} = = 81,14	
	Interaction x_1x_2	SC_{x1x2} = = 105,348	1	$(SC_{x1x2}/1)$ = = 105,348	$F_{calcX1X2}$ = = 7,04	
	Interaction x_1x_3	SC_{x1x3} = = 0,408	1	$(SC_{x1x3}/1)$ = = 0,408	$F_{calcX1X3}$ = = 0,02	
	Interaction x_2x_3	SC_{x2x3} = = 335,722	1	$(SC_{x2x3}/1)$ = = 335,722	$F_{calcX2X3}$ = = 22,43	
	Terme quadratique x_1^2	$SC\,x_1^2$ = = 9,245	1	$(SC\,x_1^2/1)$ = = 9,245	$F_{calc}\,x_1^2$ = = 0,62	
	Terme quadratique x_2^2	$SC\,x_2^2$ = = 0,861	1	$(SC\,x_2^2/1)$ = = 0,861	$F_{calc}\,x_2^2$ = = 0,06	
	Terme quadratique x_3^2	$SC\,x_3^2$ = = 480,982	1	$(SC\,x_3^2/1)$ = = 480,982	$F_{calc}\,x_3^2$ = = 32,14	
	Erreur expérimentale	SC_e = = 194,544	13	$(SC_e/7)$ = = 14,965	-	-
	Variance totale	SC_T = = 2986,441	22	-	-	-

Tableau A.IV.15 – Résultats de l'application d'analyse de variance pour D_v/S_z

Fonction objectif	Source de variance	Somme de carrées	Degré de liberté	Variances estimées	Critère statistique - Fisher	
					Valeur calculée	Valeur critique
Fonction composé D_v/S_z	Terme linéaire x_1	SC_{x1} = = 1,07582	1	$(SC_{x1}/1)$ = = 1,07582	F_{calcX1} = = 4,70	$F_{0,05;1;13}$ = = 4,67
	Terme linéaire x_2	SC_{x2} = = 11,72878	1	$(SC_{x2}/1)$ = = 11,72878	F_{calcX2} = = 51,23	
	Terme linéaire x_3	SC_{x3} = = 22,65184	1	$(SC_{x3}/1)$ = = 22,65184	F_{calcX3} = = 98,95	
	Interaction x_1x_2	SC_{x1x2} = = 1,91605	1	$(SC_{x1x2}/1)$ = = 1,91605	$F_{calcX1X2}$ = = 8,37	
	Interaction x_1x_3	SC_{x1x3} = = 0,03930	1	$(SC_{x1x3}/1)$ = = 0,03930	$F_{calcX1X3}$ = = 0,17	
	Interaction x_2x_3	SC_{x2x3} = = 10,31171	1	$(SC_{x2x3}/1)$ = = 10,31171	$F_{calcX2X3}$ = = 45,04	
	Terme quadratique x_1^2	$SC\,x_1^2$ = = 0,01630	1	$(SC\,x_1^2/1)$ = = 0,01630	$F_{calc}\,x_1^2$ = = 0,07	
	Terme quadratique x_2^2	$SC\,x_2^2$ = = 0,00300	1	$(SC\,x_2^2/1)$ = = 0,00300	$F_{calc}\,x_2^2$ = = 0,01	
	Terme quadratique x_3^2	$SC\,x_3^2$ = = 7,95106	1	$(SC\,x_3^2/1)$ = = 7,95106	$F_{calc}\,x_3^2$ = = 0,17	
	Erreur expérimentale	SC_e = = 2,97605	13	$(SC_e/7)$ = = 0,22893	-	-
	Variance totale	SC_T = = 58,75935	22	-	-	-

Annexe 5

A.V.Méthodologie de calcul pour la vérification de l'adéquation des modèles mathématiques

Afin de vérifier l'adéquation des modèles mathématiques développés pendant l'étude expérimentale il est nécessaire de calculer les grandeurs statistiques suivantes:

- la dispersion de la reproductibilité, s_0^2, au niveau du point supplémentaire du plan d'expérience :

$$s_0^2 = \frac{\sum_{i=1}^{c} \left(\overline{y}_{0v} - \overline{y}_0\right)^2}{Q \cdot (c-1)} \qquad \textbf{(A.V.1)}$$

avec: y_{0v} - valeurs des deux répliques effectuées (point supplémentaire du plan d'expériences);

y_0 - moyenne arithmétique des valeurs y_{0v} ;

Q - nombre de points supplémentaires du plan d'expériences ;

n - nombre de répliques au niveau du point supplémentaire du plan d'expériences ;

- la dispersion de concordance s_{conc}^2 :

$$s_{conc}^2 = \frac{\sum_{i=1}^{N} \left(\tilde{y}_i - y_i\right)^2}{N - k'} \qquad \textbf{(A.V.2)}$$

avec : N - nombre total d'essais expérimentaux

k' - nombre de coefficients significatifs pour chaque polynôme de régression;

$\tilde{y}_i$ - valeurs estimées des fonctions de réponse;

y_i - valeurs mesurées des fonctions de réponse.

L'adéquation de chaque modèle se vérifie avec le test de ***Fisher*,** la valeur critique de celui-ci $F_{tab,\alpha,\nu 1\nu 2}$ étant choisie dans la littérature [Cicală'99] en fonction de la probabilité de confiance α = 0,05 et pour le nombre de degrés de liberté ν_1 = N - k' , respectivement ν_1 = Q(n-1).

$$F_{calc} = \frac{s_0^2}{s_{conc}^2} \qquad \textbf{(A.V.3)}$$

Si l'inégalité suivante se confirme il résulte que le modèle analysé est en adéquation avec les données expérimentale.

$$F_{calc} < F_{tab,\alpha,\nu 1\nu 2} \qquad \textbf{(A.V.4)}$$

Résumé

Le travail présenté concerne la modélisation expérimentale et numérique du processus de texturation par faisceau laser des surfaces métalliques. L'étude a été menée sur trois matériaux : acier inoxydable 304L, alliage de titane TA6V et alliage d'aluminium AA6056.

Le but de la modélisation expérimentale est d'obtenir des modèles statistiques d'évolution des fonctions objectifs (débit d'usinage, rugosité de la surface) en fonction des facteurs d'influence (paramètres laser). La complexité des phénomènes physiques se produisant lors de l'interaction faisceau laser-matière et le grand nombre de facteurs qui intervient au cours du processus de texturation, nous ont amené à faire appel à la stratégie des plans d'expériences. Cette stratégie nous a permis de réduire le nombre d'essais tout en ayant une bonne résolution des résultats obtenus. En utilisant la méthode des plans d'expériences (plus exactement la technique des surfaces de réponse), nous avons réalisé une optimisation du processus de texturation pour deux matériaux : le 304L et le TA6V avec comme critère principal la minimisation de la rugosité de surface tout en gardant un grand débit volumique (> 1 $mm^3.min^{-1}$). En ce qui concerne l'alliage d'aluminium AA6056 il faut faire un choix entre avoir une bonne qualité de surface ou avoir une productivité élevée. Ceci est vraisemblablement lié au matériel dont nous disposons.

La partie modélisation numérique a comme but de compléter les informations acquises par le biais de la modélisation expérimentale avec des informations sur l'évolution des phénomènes physiques lors de l'interaction faisceau laser-matériaux. Nous avons utilisé le logiciel de calcul par éléments finis « COMSOL Multiphysics ». Dans une première partie, nous avons réalisé une modélisation thermique 1D pour différentes combinaisons entre les facteurs d'influence. Les résultats permettent de mieux comprendre le comportement des trois matériaux étudiés et d'expliquer la différence de comportement de l'alliage d'aluminium par rapport aux deux autres. Cependant ils ne permettent pas de prendre en compte le déplacement transverse du liquide sous l'action de la pression de recul, induisant une déformation en surface et la formation d'un bourrelet. Ainsi, pour mettre en évidence ces phénomènes nous avons utilisé un modèle 2D couplant thermique et mécanique des fluides. Nous avons analysé l'influence des différentes densités de puissance sur la forme du cratère et sur la vitesse de déplacement du liquide sous l'action de la pression de recul pour les trois matériaux étudiés.

Les résultats obtenus ont montré que plus l'interaction faisceau laser – matière est « violente », plus le déplacement du liquide vers les bords de l'impact est important. Les simulations d'un cycle de chauffage – refroidissement, ont révélé qu'après la fin de l'impulsion, le liquide continue à se déplacer vers les bords de l'impact sous l'effet d'inertie imprimé par la pression de recul. Ce phénomène, conduit à une décroissance de l'épaisseur de la couche de liquide. Ceci conduit à une diminution du temps nécessaire au refroidissement, et en conséquence le liquide se solidifie sur les bords du cratère avant son retour dans le cratère, sous l'action de la force due aux tensions de surface. L'évolution temporelle de la profondeur du cratère, nous a conduit à l'hypothèse que les mécanismes d'enlèvement de matière sont différents pour chaque matériau analysé. Si pour l'acier inoxydable le phénomène de vaporisation semble prédominant, dans le cas de l'alliage d'aluminium l'enlèvement de matière semble se réaliser en grande partie par l'éjection de liquide sous l'action de la pression de recul. Ces phénomènes influent sur la formation et sur l'importance des bourrelets autour de l'impact qui, à leur tour, influent sur la rugosité des surfaces texturées. Donc, tant que le phénomène de vaporisation est prédominant dans le processus de l'enlèvement de matière, l'épaisseur de la couche liquide reste faible et les surfaces obtenues sont moins perturbées par l'ejection du liquide sous l'action de la pression de recul.

Mots clés: texturation, faisceau laser, modélisation numérique, modélisation expérimentale