



HAL
open science

PROPELA - procédé de perçage laser pour l'aéronautique

Minh-Hoang Nguyen

► **To cite this version:**

Minh-Hoang Nguyen. PROPELA - procédé de perçage laser pour l'aéronautique. Autre [cond-mat.other]. Université de Bordeaux, 2017. Français. NNT : 2017BORD0577 . tel-01552306

HAL Id: tel-01552306

<https://theses.hal.science/tel-01552306>

Submitted on 2 Jul 2017

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.

THÈSE PRÉSENTÉE

POUR OBTENIR LE GRADE DE

**DOCTEUR DE
L'UNIVERSITÉ DE BORDEAUX**

ÉCOLE DOCTORALE DES SCIENCES ET PHYSIQUES DE L'INGÉNIEUR
SPÉCIALITÉ : LASERS, MATIÈRE ET NANOSCIENCES

PAR MINH-HOANG NGUYEN

**PROPELA - PROCÉDÉ DE PERÇAGE LASER
POUR L'AÉRONAUTIQUE**

Sous la direction de : Éric FREYSZ

Soutenue le 26 Avril 2017

Après avis de :

- M. J.M. JOUVARD Professeur à l'Université de Bourgogne
M. P. LE MASSON Professeur à l'Université de Bretagne-Sud

Devant la commission d'examen formée par :

- | | | |
|-----------------|---|-------------------|
| M. J. OBERLÉ | Professeur à l'Université de Bordeaux | <i>Président</i> |
| M. J.M. JOUVARD | Professeur à l'Université de Bourgogne | <i>Rapporteur</i> |
| M. P. LE MASSON | Professeur à l'Université de Bretagne-Sud | <i>Rapporteur</i> |
| M. C. DELOR | Responsable ingénierie chez Safran HE | <i>Invité</i> |
| M. R. KLING | Responsable MUL chez ALPhANOV | <i>Invité</i> |
| M. E. FREYSZ | Directeur de recherche de 1 ^{ère} classe au CNRS | |

“Si les faits ne correspondent pas à la théorie, changez les faits.”

Albert Einstein

Remerciements

Au bout d'un peu plus de trois ans d'efforts, me voilà enfin devant cette fameuse page de remerciements, celle à laquelle nous pensons tous mais qui surgit sans crier gare. C'est sans aucun doute la phase la plus agréable de la rédaction et pourtant l'exercice se révèle plus compliqué qu'on ne l'imagine car il s'agit de n'oublier personne...

En premier lieu, je voudrais exprimer mes remerciements à tous les membres de mon jury de thèse : merci à M. Jean-Marie JOUVARD et à M. Philippe LE MASSON pour avoir accepté de consacrer du temps à examiner et à critiquer mon manuscrit, merci à M. Jean OBERLE pour avoir présidé le jury. Je tiens également à remercier les membres invités : merci à M. Cyrille DELOR qui m'a donné l'opportunité de réaliser cette thèse et merci à Rainer KLING pour m'avoir accueilli au sein du groupe micro usinage d'ALPhANOV. J'en profite également pour remercier M. Mickael COURTOIS pour l'intérêt qu'il a accordé à nos échanges à propos de l'implémentation sur COMSOL. Ses conseils se sont avérés salutaires.

La richesse d'un travail de thèse et la manière dont ce travail se déroule dépend en grande partie du directeur de thèse. En cela, je tiens à exprimer ma profonde gratitude vis-à-vis de Eric FREYSZ pour avoir encadré ces travaux avec une disponibilité de tous les instants malgré ses différentes obligations de directeur d'équipe. Je te remercie pour ta patience et tes encouragements dans les moments difficiles qui m'ont poussé à persévérer notamment pour l'élaboration du modèle. Je voudrais également te remercier pour toutes les connaissances et les conseils que tu m'as apporté avec la pédagogie qui te caractérise. Enfin merci de m'avoir accompagné pendant ces années avec ton incroyable énergie, ta bonne humeur et tes imitations d'accents à mourrir de rire.

Cette thèse n'aurait pas pu être menée à bien sans le soutien de nombreuses personnes. Je voudrais donc remercier tous les membres permanents du LOMA, l'ensemble du personnel d'ALPhANOV et de SAFRAN Helicopter Engines ainsi que tous les thésards que j'ai pu côtoyer de près ou de loin durant ces trois années. Ce sont grâce à ces derniers que mon quotidien au labo a été si agréable. Je tiens à remercier en particulier :

- Marion, ma colloc du bureau 116, pour m'avoir si bien accueilli à mon arrivée au labo. Tu m'en auras appris des choses, dont pas mal sur l'art de la procrastination. Je te remercie de ne pas m'avoir laissé seul avec Julia et d'avoir été présente pendant les moments difficiles que malheureusement tu as fini par subir. Je suis content d'avoir partagé ces instants de joie et de peine avec toi. J'espère que tu te plairas dans ta nouvelle vie à Thourotte.

- Amine, le maître du feu, pour m'avoir prouvé qu'il y avait un grain de folie en chaque scientifique et qu'une enfance invraisemblable n'est pas toujours synonyme de fardeau. J'ai été marqué par l'étendu de tes connaissances sur des domaines aussi variés que les bières trappistes en passant par le championnat de NBA. Merci pour les barres de rire devant les vidéos improbables de YouTube que j'ai découvert avec toi.
- Gabriel, mon Bro, pour m'avoir initié aux joies des Madames et pour les soirs où tu m'as accompagné au bar, dans mes moments de déprimés, même si on n'a jamais fini par croiser tes étudiantes... Bon courage pour la rédaction, ce n'est pas une phase marrante mais dis toi que le pire est passé et qu tu es quasiment au bout.
- Antonio, l'épéiste fou, pour m'avoir prouvé que les clichés sur les italiens étaient en deçà de la réalité et qu'un chimiste n'était rien de plus qu'un cuisinier qui s'ignore. Si jamais tu veux te mettre à la boxe, je serais heureux d'être ton sparring partner. Merci de m'avoir fait goûter à toutes ces pâtisseries italiennes et pour ta bonne humeur quotidienne.
- David, maître du jeu, pour m'avoir fait découvrir des tas de jeux qui ne m'auront pas spécialement aidé pendant la rédaction mais qui sont tellement réjouissants. J'espère que ta reconversion dans l'informatique te plaira et toutes mes félicitations pour ton mariage à venir.
- Mathilde, l'insatiable aubépineoise, pour avoir ramené de la joie de vivre dans le bureau 116. Ton arrivée providentielle m'a sorti de l'isolement. Facile à vivre, toujours souriante et totalement atypique, tu t'es distinguée par de curieuses manies (j'en cherche toujours le sens d'ailleurs). Procrastiner à tes côtés fut un réel plaisir. Je t'encourage à poursuivre cette activité et à la transmettre aux nouveaux arrivants.

Pendant ces trois ans, il y a aussi eu à mes côtés ma mère, mon frère et ma sœur ainsi que tous les amis. Un grand merci à eux pour leur soutien moral quasi quotidien malgré l'éloignement pour certains. Beaucoup de choses se sont passés durant ces trois années, de grandes joies mais également de terribles peines. Merci de m'avoir accompagné pendant ces périodes jusqu'à la défense de ce travail. Je suis conscient de ne pas avoir été facile à vivre. J'ai vous ai quelques fois négligé mais sachez que vous comptez énormément pour moi et que je vous aime même si je ne l'exprime pas de manière démonstrative au quotidien.

Enfin pour finir, il y a eu mon père. Il a toujours été là pour moi. Si j'ai pu aller au bout de ce challenge c'est en grande partie grâce au nombreux sacrifice que tu as fait au cours de ta vie, allant parfois jusqu'à négliger ta santé. Tu ne pourras jamais lire ces lignes mais sache que sans ton soutien je n'y serais pas arrivé. Un grand merci à toi Papa.

Résumé/Abstract

PROPELA - PROCÉDÉ DE PERÇAGE LASER POUR L'AÉRONAUTIQUE

Par Minh-Hoang NGUYEN

Résumé : Le perçage est un procédé de fabrication répandu dans le milieu industriel. Le secteur aéronautique a recours à ce procédé pour usiner de nombreuses pièces. Les chambres de combustions en sont un exemple. Exposées à des cycles thermiques sévères, elles sont percées d'une multitude de trous de refroidissement. Chez Safran Helicopter Engines, motoriste spécialisé dans la conception de turbines à gaz pour hélicoptères, ce perçage est réalisé à l'aide d'un procédé d'usinage unique : le perçage par percussion laser à la volée. Ce procédé phare leur permet de réaliser des milliers de trous inclinés dans des tôles en matériaux réfractaires. Safran Helicopter Engines cherche à maintenir son avance dans la production de turbines en s'appuyant sur les innovations constantes du procédé de perçage. Ce travail de thèse s'est articulé autour du développement d'un nouveau procédé de perçage laser. De manière à définir un procédé fiable et efficace, plusieurs stratégies de perçage sont étudiées via les possibilités offertes par un laser à fibre milliseconde de haute puissance. Les résultats obtenus laissent entrevoir des perspectives intéressantes en termes d'augmentation de cadence de production à qualité d'usinage équivalente. L'amélioration des performances a été démontrée expérimentalement sur un banc d'essais représentatif des machines de production. Des trous de 400 μm de diamètre incliné à 60 ° ont pu être réalisés avec un cycle de perçage raccourci au minimum d'un facteur 2. Cette thèse présente également des éléments de compréhension des phénomènes de formation d'un trou. Pour cela, une modélisation des processus thermo-hydrodynamiques impliqués dans le procédé de perçage laser a été développée. Ce modèle basé sur une approche par éléments finis repose sur l'étude thermique au cours de l'interaction entre le faisceau laser et la matière. Une partie du modèle inclut les phénomènes de propagation du faisceau dans la cavité en cours de formation afin de traduire de manière plus réaliste le dépôt d'énergie.

Mots clés : Perçage laser, Laser à fibre, A la volée, Zone affectée thermiquement, Conicité

PROPELA - LASER DRILLING PROCESS FOR AEROSPACE INDUSTRY

By Minh-Hoang NGUYEN

Abstract : Drilling is a well-known manufacturing process. The aeronautic industry uses this process to machine a lot of elements. Among them, we can mention turbine blades, fuel injectors, combustion chambers. The latter are exposed to serious thermal stresses. To limit their impacts, combustion chambers are drilled with multiples cooling holes. At Safran Helicopter Engines, engines manufacturer specialized in engines design for helicopters, drilling is performed with a unique machining process : on the fly laser percussion drilling. This flagship process allows drilling thousands of tilted holes on refractory materials. Safran Helicopter Engines seeks to preserve its leading position in turbo engines manufacturing by looking for steady innovative drilling process. This thesis is structured around the development of a new laser drilling process. To define a reliable and efficient process, several drilling strategies were studied through the possibilities offered by a high-power millisecond fiber laser. The presented results allow catching a glimpse of the possibilities of production improvement. The performance enhancement was established through experimentation with a test bench. Holes of 400 μm diameter with an angle of 60° were drilled with a reduced processing time thanks to this new drilling process. In this thesis, we also propose a theoretical approach describing the hole formation. A mathematical model, accounting for all the physical process taking place during the drilling process is introduced. This model is based on finite elements method and considers the laser beam propagation within the drilled holes by solving Maxwell equations.

Keywords : Laser drilling, Fiber laser, On-the-fly, Heat affected zone, Taper

Unité de recherche :

Laboratoire Ondes et Matière d'Aquitaine (**LOMA**), UMR 5798

Remerciements		ii
Résumé		iv
Table des matières		vi
Table des figures		ix
Liste des tableaux		xvi
1 Introduction		1
2 État de l’art		5
2.1 Historique du perçage		5
2.1.1 Procédés de perçage conventionnels		5
2.1.2 Procédés de perçage non conventionnels		6
2.2 Le procédé de perçage par percussion laser		8
2.2.1 Le rayonnement laser		9
2.2.2 Phénomènes physiques associés au perçage par laser		11
2.2.3 Stratégies de perçage		12
2.3 Études expérimentales du perçage laser		14
2.4 Études de modélisation du perçage laser		22
2.5 Conclusion		24
3 Dispositifs et procédures expérimentales		25
3.1 Machine PROPELA		25
3.1.1 Source laser		26
3.1.1.1 Caractéristiques techniques		27
3.1.1.2 Synchronisation et déclenchement des impulsions laser		30
3.1.2 Optiques et tête de découpe		32
3.1.3 Le poste de perçage		34
3.1.3.1 Commande numérique		34
3.1.3.2 Sécurité		35

3.2	Matériaux	36
3.2.1	Superalliage de cobalt KCN22W/Ha188	37
3.3	Techniques de préparation et de caractérisation du procédé	38
3.3.1	Montage de strioscopie	38
3.3.2	Montage pompe-sonde	39
3.3.3	Préparation des échantillons pour analyses métallurgiques	42
3.3.4	Procédures de caractérisation des macrographies	44
4	Étude expérimentale du perçage laser sur des alliages métalliques	45
4.1	Source laser à solide	46
4.1.1	Conditions expérimentales	47
4.1.2	Résultats	48
4.2	Source laser à fibre	49
4.2.1	Pré-étude à l'ILT (Fraunhofer-Institut für Lasertechnik)	50
4.2.1.1	Influence des paramètres laser	50
4.2.1.2	Choix du gaz d'assistance	57
4.2.1.3	Bilan pré-étude ILT	59
4.2.2	Procédé de perçage avec une série de multiples impulsions	59
4.2.2.1	Influence des paramètres opératoires sur la morphologie des trous et sur l'aspect métallurgique en perçage statique	59
4.2.2.2	Résultats obtenus en perçage dynamique	62
4.2.3	Procédé de perçage avec trains d'impulsions	63
4.2.3.1	Influence des paramètres d'une impulsion et de la taille du faisceau sur la morphologie d'un perçage	63
4.2.3.2	Influence du nombre d'impulsions sur la morphologie des trous	66
4.2.3.3	Paramètres du train d'impulsions	69
4.2.4	Définition de la conicité à l'aide de plans d'expériences	71
4.2.4.1	Plan d'expériences	73
4.2.4.2	Validation de la fonction analytique	75
4.3	Liste des paramètres laser testés	77
4.3.1	Ensemble des essais à 0°	77
4.3.2	Ensemble des essais à 60°	79
4.4	Conclusion	80
5	Modélisation numérique tridimensionnelle du procédé de perçage laser	82
5.1	Définition du modèle physique	83
5.1.1	Description mathématique du modèle de perçage laser	85
5.1.1.1	Étude thermique avec un flux de chaleur surfacique constant	90
5.1.1.2	Étude thermo-hydrodynamique avec un flux de chaleur surfacique constant	94
5.1.2	Étude de la propagation du faisceau laser	103
5.1.2.1	Influence de la longueur d'onde sur le comportement du matériau	104
5.1.2.2	Influence de la longueur d'onde sur la figure d'interférences	106
5.1.2.3	Étude thermo-hydrodynamique avec un flux de chaleur volumique	108
5.2	Discussion autour du gaz d'assistance	111

5.3 Conclusion	113
6 Conclusion et perspectives	115
A Technique de suivi d'interface : la méthode Level-Set	118
A.1 Formulation de la méthode Level-Set	118
B Méthode des éléments finis	123
B.1 Implémentation numérique du modèle	123
B.1.1 Éléments théoriques de la méthode des éléments finis	123
B.1.2 Le maillage	124
B.1.3 La formulation faible	125
C Étude du perçage laser de matériaux revêtus d'une barrière thermique céramique	126
C.1 Étude expérimentale : essais statiques de perçage laser	126
C.1.1 Échantillons étudiés	126
C.1.2 Résultats expérimentaux	127
C.2 Modélisation du perçage laser de matériaux revêtus de céramique	129
C.2.1 Modification du modèle	129
C.2.2 Résultats numériques	131
C.3 Conclusion	132
Bibliographie	133

TABLE DES FIGURES

1.1	Schéma de principe du fonctionnement d'une turbine à gaz.	2
2.1	Schéma représentant l'état énergétique d'un atome excité. La désexcitation peut survenir soit par émission spontanée a) soit par émission stimulée b).	9
2.2	Schéma d'un résonateur optique linéaire. Le miroir de sortie est partiellement transparent et permet de prélever une partie de la lumière amplifiée.	10
2.3	Schéma présentant le principe du perçage par trépanation, du perçage hélicoïdal et du perçage par balayage de motif.	13
2.4	Schéma présentant le principe du perçage à la volée dans le cas des procédés par mono impulsion et par percussion	14
2.5	(a) Section transverse d'un trou percé dans un composé intermétallique de nickel et d'aluminium à l'aide d'un laser à impulsion longue. La durée de perçage est de 1.2 s. (b) Section transverse d'un trou percé dans un composé intermétallique de nickel et d'aluminium à l'aide d'un laser à impulsion longue sous forme de burst.	15
2.6	A gauche, face d'entrée d'un trou percé à une puissance crête de 3500 W et une durée d'impulsion de 1 ms ; A droite, face d'entrée d'un trou percé à une puissance crête de 7000 W et une durée d'impulsion de 1 ms.	16
2.7	Trous de différentes conicités percés sans et à l'aide de modulation d'impulsions : (a) conicité quasi nulle , (b) conicité négative et (c) conicité positive. Les trous présentés sur la photo (a) et (b) ont été percés avec une augmentation linéaire de la puissance crête.	17
2.8	Schéma de la modulation en intensité des impulsions.	17
2.9	A gauche, image MEB d'une matrice de trous espacés de 2 mm percés sur une plaque de superalliage de nickel sans revêtement ; A droite, image MEB d'une matrice de trous espacés de 2 mm percés sur une plaque de superalliage de nickel avec revêtement anti-adhésif.	18
2.10	Étendue de la zone de scories représentée par la courbe en pointillés en fonction de l'énergie totale déposée. La courbe en trait plein décrit l'évolution de la conicité en fonction de la quantité d'énergie déposée	18
2.11	Section transverse de trous percés avec des paramètres optimisant la réduction de fissure.	19
2.12	Image MEB de trous percés dans une plaque d'acier inoxydable de 1 mm d'épaisseur.	20

2.13	Illustration des étapes du procédé de perçage hybride d'une plaque de superalliage revêtue d'une barrière thermique en céramique.	22
3.1	Bâti du laser à fibre d'IPG (modèle YLS-1200/12000-QCW) contenant les différents modules de diodes de pompe.	26
3.2	Schéma décrivant le principe de fonctionnement d'un coupleur optique FFC.	27
3.3	Récapitulatif des performances de la source laser à fibre YLS-1200-12000-QCW-WC	28
3.4	Profil spatial du faisceau laser au point de focalisation obtenu avec la fibre de transport de 100 μm , une lentille de collimation de 120 mm et une lentille de focalisation de 300 mm.	29
3.5	Profil temporel d'une impulsion de 2 ms mesuré par un oscilloscope. . . .	31
3.6	A gauche : déclenchement de l'impulsion laser (courbe orange) pendant le signal TTL émis par le contrôleur des axes de la machines (courbe bleue) ; A droite : la durée du signal TTL a été réduite à 50 ms. Dans ce cas, le laser ne peut pas émettre d'impulsion.	32
3.7	Tête de perçage Precitec modèle YK52 équipé d'un module pour caméra de visualisation.	33
3.8	Exemple d'une caustique tracée à partir des mesures du diamètre autour de la position du point focal du faisceau avec une fibre de 300 μm de diamètre, une lentille de collimation de 150 mm et une lentille de focalisation de 200 mm.	34
3.9	Intérieur de la machine de perçage PROPELA. Les appareils de mesures installés autour de la zone de perçage font partie des montage pompe-sonde et de strioscopie.	36
3.10	Évolution des paramètres physiques connus du superalliage de cobalt KCN22W en fonction de la température	38
3.11	Schéma de principe de la méthode de visualisation strioscopique. Au départ en l'absence d'objet, la source de lumière imagée par une lentille est stoppée dans le plan de Fourier à l'aide d'un filtre. L'écran de visualisation n'est donc pas éclairé. En présence de l'objet, la diffraction des rayons permet de contourner le filtre. On obtient alors une image des contours de l'objet en surbrillance sur l'écran.	39
3.12	Image filtrée de l'écoulement d'air à 4 bars à travers une buse de perçage	40
3.13	Schéma de principe du montage pompe-sonde utilisé. La sonde est émise de manière continue. L'intensité réfléchie I sert de référence. Après émission de l'impulsion laser pompe, l'intensité réfléchie est de nouveau mesurée afin de déterminer l'évolution du coefficient de réflexion.	41
3.14	En haut : graphique représentant l'évolution du coefficient de réflexion du PMMA à un rayonnement longueur d'onde $\lambda = 632 \text{ nm}$ en fonction du nombre d'impulsions pompe. En bas : capture d'écran de l'oscilloscope pendant le déclenchement de la mesure sur une impulsion pompe. La courbe orange représente le signal de la sonde, la courbe bleue l'impulsion pompe.	42
3.15	Méthode de mesure des diamètres de perçage. Les guides de mesures sont positionnés le long des parois du trou (pointillés noirs). Le diamètre en entrée est pris de manière orthogonale à ces repères à environ un tiers de l'épaisseur de la plaque.	44

4.1	Forme temporelle d'une impulsion laser émise par une source laser fonctionnant dans un mode relaxé.	47
4.2	Coupe transversale d'un trou incliné à 60° percé à la volée avec un laser Nd :YAG pompé par lampes flash.	48
4.3	Évolution du diamètre de perçage (entrée et sortie) en fonction de la puissance crête des impulsions, pour des impulsions de 0.50 ms à une fréquence de 50 Hz sur une tôle de NC22FeD. La puissance moyenne indiquée correspond à la valeur cumulée des 46 impulsions.	51
4.4	Évolution du diamètre de perçage (entrée et sortie) en fonction de la durée d'impulsion à une fréquence de 50 Hz et pour une puissance crête de 4000 W une tôle de NC22FeD. La puissance moyenne indiquée correspond à la valeur cumulée des 46 impulsions.	52
4.5	Évolution du diamètre de perçage (entrée et sortie) en fonction de la fréquence de répétition des impulsions, pour des impulsions de 0.50 ms et 4000 W de puissance crête une tôle de NC22FeD. La puissance moyenne indiquée correspond à la valeur cumulée des 46 impulsions.	53
4.6	Évolution du diamètre de perçage (entrée et sortie) en fonction de la puissance crête de l'impulsion, pour des impulsions de 0.50 ms à une fréquence de 50 Hz sur une tôle de KCN22W. La puissance moyenne indiquée correspond à la valeur cumulée des 46 impulsions.	54
4.7	Évolution du diamètre de perçage (entrée et sortie) en fonction de la durée de l'impulsion à une fréquence de 50 Hz et pour une puissance crête de 4000 W sur une tôle de KCN22W. La puissance moyenne indiquée correspond à la valeur cumulée des 46 impulsions.	54
4.8	Évolution du diamètre de perçage (entrée et sortie) en fonction de la fréquence de répétition des impulsions, pour des impulsions de 0.50 ms et 4000 W de puissance crête sur une tôle de KCN22W. La puissance moyenne indiquée correspond à la valeur cumulée des 46 impulsions.	55
4.9	Évolution du diamètre de perçage (entrée et sortie) en fonction de la nature du gaz à 5 bar de pression, 1 : Oxygène, 2 : Air comprimé, 3 : Argon, 4 : Azote	58
4.10	Évolution du diamètre de perçage (entrée et sortie) en fonction de la pression du gaz d'assistance. Essais réalisés sur un alliage réfractaire de nickel avec de l'air comprimé.	58
4.11	Évolution du diamètre de perçage (entrée et sortie) et de la conicité en fonction de la puissance crête de l'impulsion pour différentes valeurs de durée d'impulsion ; chaque essai a été réalisé avec deux impulsions.	60
4.12	Évolution du diamètre de perçage en fonction de la fluence laser et de la puissance crête. Chaque point correspond à la moyenne d'une série d'une trentaine de perçages. Ces trous ont été usinés en utilisant deux impulsions identiques. La durée d'impulsion est réglée ici à 1.40 ms. Le montage optique est constitué d'une lentille de collimation et de focalisation de 100 mm et 150 mm respectivement. La taille du faisceau au point de focalisation est d'environ 300 μm	61
4.13	Coupe transversale d'un trou percé à la volée avec deux impulsions laser de même puissance crête et durée d'impulsion, 4000 W et 1.40 ms respectivement. Le diamètre du faisceau au point de focalisation est de 300 μm . La vitesse de déplacement est ici de 1440 mm/min.	63

4.14	Évolution du diamètre de perçage (entrée et sortie) sur une tôle de superalliage de cobalt de $800\ \mu\text{m}$ d'épaisseur. Le graphique de gauche présente la modification du diamètre de perçage en fonction de la puissance crête pour un faisceau laser de $300\ \mu\text{m}$ au point de focalisation et une impulsion de 1.40 ms. Le graphique de droite montre l'évolution du diamètre de perçage en fonction de la durée d'impulsion pour un faisceau laser de $200\ \mu\text{m}$ au point de focalisation et une impulsion de 4000 W	64
4.15	Évolution du diamètre (entrée et sortie) de trous percés à 60° sur une tôle de cobalt de $800\ \mu\text{m}$ d'épaisseur en fonction de la fluence laser. Le cadre orange regroupe les résultats obtenus avec un faisceau de $200\ \mu\text{m}$ de diamètre. Le cadre vert regroupe les valeurs obtenues avec un faisceau de $267\ \mu\text{m}$ de diamètre. Pour chaque configuration, la fluence a été augmenté en augmentant la puissance crête. La durée d'impulsion était fixée à 1.40 ms avec le faisceau de $200\ \mu\text{m}$ et à 2.80 ms pour le faisceau de $267\ \mu\text{m}$	65
4.16	Évolution du diamètre d'entrée et de sortie de perçage en fonction du nombre d'impulsions pour une énergie déposée de 8.40 J pour une configuration de perçage à 60°	67
4.17	Évolution du diamètre d'entrée et de sortie de perçage en fonction du nombre d'impulsions pour une énergie déposée de 12.60 J pour une configuration de perçage à 60°	68
4.18	Coupe transversale d'un trou incliné de 60° percé en statique avec un train de trois impulsions de 6000 W et 0.70 ms.	71
4.19	Séquence filmée à l'aide d'une caméra rapide représentant l'impact de deux impulsions successives sur une plaque de cobalt.	72
4.20	Graphique représentant le domaine d'étude de variation de la conicité en fonction des paramètres laser de la première impulsion (la deuxième et la troisième impulsion ayant des paramètres fixés). Les points en rouge correspondent aux essais expérimentaux. La nappe passant par ces points représente la fonction décrivant l'évolution de la conicité.	74
4.21	Graphique 3D représentant le domaine de validité des fonctions analytiques. Les points bleus correspondent aux conditions testées expérimentalement.	76
4.22	Graphique représentant l'évolution de la conicité en fonction de différentes conditions énergétiques. Les points en noirs correspondent aux valeurs expérimentales. Les points en rouge sont issus des calculs théoriques	76
5.1	Interactions entre les différents phénomènes physiques (chauffage par rayonnement laser).	83
5.2	Schéma représentant les deux mécanismes d'enlèvement de matière : la vaporisation et l'éjection de matière en fusion. Le schéma indique également les défauts susceptibles d'apparaître (ZAT, couche de matière resolidifiée, scories, fissures)	84
5.3	1- Le faisceau laser est absorbée par la cible. 2- La température de la cible augmente et un bain liquide se forme. La température ne cesse d'augmenter et atteint le seuil de vaporisation de la cible. 3- La matière en s'évaporant exerce une pression sur le bain liquide qui est alors éjecté sur les côtés.	85

5.4	Γ_i représente la frontière séparant le domaine dense Ω_d du domaine gazeux Ω_g . Sur cette frontière, une condition de radiation et une condition de convection sont appliquées. Le flux de chaleur Q est également exercé sur Γ_i . Sur les frontières 1 et 2 qui bordent l'espace de calculs, $T = 293$ K. La frontière 3 est isolée thermiquement.	91
5.5	Distribution de la température au sein d'un barreau d'acier à différents instants (de gauche à droite, $t = 0.10$ ms, 1.40 ms, 1.50 ms et 3 ms). La température maximale atteinte est de 5120 K. Deux impulsions sont utilisées ici : $P_{\text{crête}} = 4000$ W, $t_{\text{impulsion}} = 1.40$ ms. Les deux contours, vert et gris, représentent respectivement le solidus et l'isotherme de vaporisation. La distance séparant ces deux isothermes reste constante (30 μm) et correspond donc à l'épaisseur de la phase liquide.	92
5.6	Évolution du diamètre de perçage d'entrée en fonction de la puissance crête, de la durée d'impulsion et de la taille du faisceau laser au point de focalisation. Dans chaque cas, les données ont été obtenues avec deux impulsions espacées de 0.10 ms. Dans le premier cas, la durée d'impulsion a été fixée à 1.40 ms avec un faisceau de 300 μm de diamètre. Ensuite, c'est la puissance crête qui a été fixée à 4000 W avec un faisceau de 300 μm de diamètre. Pour le dernier graphique, la durée d'impulsion a été réglée à 1.40 ms avec 4000 W de puissance crête.	93
5.7	Schématisme de l'algorithme de résolution du modèle.	95
5.8	Coupe transversale d'un barreau d'acier représentant la distribution de température à différents instants (de gauche à droite, $t = 0.10$ ms, 1.40ms, 1.50 ms et 3 ms). Le contour vert symbolise le front de fusion. La température maximale atteinte est de 5500 K. Deux impulsions séparées de 0.10 ms sont utilisées dans ce cas : $P_{\text{crête}} = 4000$ W, $t_{\text{impulsion}} = 1.40$ ms	97
5.9	Résultats de simulations illustrant l'impact de l'écoulement sur la distribution thermique. Les deux graphiques du haut montrent l'évolution du diamètre et de la profondeur de perçage en fonction de la puissance crête (pour des impulsions de 1.40 ms). Les deux graphiques du bas étudient les mêmes paramètres en fonction de la durée d'impulsion (à 4000 W de puissance crête). Dans chaque cas, les données ont été obtenues à l'aide de deux impulsions séparées de 0.10 ms. avec un faisceau de diamètre 300 μm	98
5.10	Coupe transversale d'un barreau d'acier représentant la distribution de température à différents instants (de gauche à droite, $t = 0.10$ ms, 0.70 ms, 1.50 ms, 3 ms). Les contours verts symbolisent le front de fusion et le front de de vaporisation. La température maximale atteinte est de 3290 K. Deux impulsions séparées de 0.10 ms sont utilisées dans ce cas : $P_{\text{crête}} = 4000$ W, $t_{\text{impulsion}} = 1.40$ ms	99
5.11	Résultats de simulations illustrant l'impact de l'écoulement et de la vaporisation sur la distribution thermique. Les données ont été obtenues avec de l'acier et un faisceau de 300 μm de diamètre. L'emploi de deux impulsions séparées de 0.10 ms est toujours de rigueur.	101

5.12	Coupe transversale d'un barreau d'acier représentant la distribution de température à différents instants (de gauche à droite, $t = 0.10$ ms, 0.70 ms, 1.50 ms, 3 ms). La ligne verte symbolise le front de fusion. La température maximale atteinte est de 3340 K. Deux impulsions séparées de 0.10 ms sont utilisées dans ce cas : $P_{\text{crête}} = 4000$ W, $t_{\text{impulsion}} = 1.40$ ms. Le profil spatial du faisceau est définie à l'aide d'une fonction gaussienne d'ordre élevé (8)	102
5.13	Résultats de simulations illustrant l'impact du profil spatial du faisceau laser sur la dimension du diamètre de perçage. Les données tracées en symboles pleins correspondent aux valeurs de diamètres d'entrée. Les données symbolisées par un caractère vide représentent les diamètres de sortie.	102
5.14	Illustration du modèle d'étude de réflectivité. Une impulsion laser de longueur d'onde variable est émise sur la frontière d'entrée 1. L'intensité récupérée en sortie permet d'évaluer le coefficient de réflexion de l'interface inclinée.	104
5.15	Description de la propagation d'une onde électromagnétique au sein d'une cavité semi-ouverte pour une longueur d'onde $\lambda = 10.70 \mu\text{m}$ à gauche et $\lambda = 53.50 \mu\text{m}$ à droite.	106
5.16	Description de la propagation d'une onde électromagnétique au sein d'une cavité semi-ouverte pour une longueur d'onde $\lambda = 50.35 \mu\text{m}$. L'image de gauche représente la figure d'interférences à T0. L'image de droite montre la figure d'interférences obtenue après déformation de l'interface réfléchissante.	107
5.17	Distribution de température au sein d'un barreau de cobalt à différents instants (de gauche à droite, $t = 0.05$ ms, 0.35 ms, 0.70 ms). La température maximale atteinte est de 3380 K. Une seule impulsion est appliquée ici : $P_{\text{crête}} = 2000$ W, $t_{\text{impulsion}} = 0.30$ ms. Le contour vert représentant le solidus permet de décrire le profil de perçage.	110
5.18	Distribution du champ électrique au sein d'un barreau de cobalt à 0.70 ms).	111
5.19	Capture d'écran de l'expulsion de la matière fondue après une impulsion de 4000 W	113
A.1	Schémas décrivant les techniques de représentation lagrangienne. A gauche la méthode dite de markers and cells. A droite la méthode dite de front-tracking	119
A.2	Schéma représentant la définition de la fonction Level-Set $\phi(x)$. L'interface est localiser à la position où $\phi(x)$ est nulle.	120
A.3	A gauche, lignes de niveau équidistantes. A droite, resserrement des lignes de niveaux	122
B.1	Illustration d'une géométrie continue (à gauche). La même géométrie a été réalisée à partir d'un nombre finis d'éléments (à droite).	124
C.1	Coupe transversale d'un échantillon de superalliage de cobalt revêtu de céramique percé à l'aide d'une impulsion laser de 10 kW et de $1,30$ ms. Le faisceau laser est focalisé à la surface de la céramique avec un diamètre sur cible de $300 \mu\text{m}$	127
C.2	Coupe transversale d'un trou incliné percé dans un superalliage de cobalt revêtu de céramique à l'aide d'une impulsion laser de 10 kW et de $1,30$ ms. Le diamètre maximale au niveau de l'élargissement est de $800 \mu\text{m}$	128

C.3	Spectre Raman d'un échantillon de KCN22W revêtu de ZrO ₂ percé avec une impulsion de 1,30 ms et 10 kW.	129
C.4	Flux de matière vaporisée en fonction de la température et de la position dans le matériau fictif. Les paramètres physiques utilisés sur cette figure ont été adaptés afin de visualiser les différents pics de vaporisation.	131
C.5	Coupe transversale d'un échantillon de superalliage de cobalt revêtu de céramique percé à l'aide d'une impulsion laser de 10 kW et de 1,30 ms. La ligne blanche correspond au profil de perçage obtenu numériquement.	132

LISTE DES TABLEAUX

3.1	Valeurs théoriques et expérimentales du diamètre du faisceau au point de focalisation pour deux diamètres de fibre optique et différentes optiques de collimation et focalisation.	34
3.2	Propriétés physiques de la nuance de superalliage de cobalt KCN22W à 20°C.	37
4.1	Tableau récapitulatif des couples de paramètres durée d'impulsion/puissance crête testés dans l'approche à énergie modérée (8.40 J).	68
4.2	Tableau récapitulatif des couples de paramètres durée d'impulsion/puissance crête testés dans l'approche à forte énergie (12.60 J).	69
4.3	Tableau récapitulatif des couples de paramètres durée d'impulsion/puissance crête testés avec un faisceau laser de 300 μm pour une énergie déposée de 12.60 J.	70
4.4	Ensemble des essais de perçage statique avec deux impulsions laser.	78
4.5	Ensemble des essais de perçage statique avec deux impulsions laser (suite).	79
4.6	Ensemble des essais de perçage statique avec deux impulsions laser.	80
5.1	Valeurs théoriques du coefficient de réflexion pour différentes polarisations et angles d'incidence, à une longueur d'onde de 1.070 μm	105
5.2	Valeurs du coefficient de réflexion calculées à partir des simulations pour différentes polarisations et angles d'incidence.	105

CHAPITRE 1

INTRODUCTION

Dès son introduction dans le milieu industriel, le laser a rapidement démontré qu'il s'agissait d'une technologie d'avenir. Cet outil offre en effet de nombreuses possibilités en terme d'approches de fabrication. Il permet le traitement sans contact à haute vitesse d'une large gamme de matériaux ce qui lui vaut d'être présent dans de nombreuses applications industrielles. Ses atouts et sa polyvalence participent à son attractivité et assurent son avance face aux techniques d'usinage conventionnelles, à l'image du procédé de perçage laser. Ce dernier permet de réaliser des trous de formes et de diamètres variés, allant de quelques dizaines de micromètres à plusieurs millimètres. Les matériaux percés peuvent faire jusqu'à plusieurs centimètres d'épaisseur et être de toute nature (métal, céramique, polymère). Le perçage laser est ainsi devenu essentiel à l'industrie aéronautique qui y a grandement recours.

Safran Helicopter Engines (anciennement Turbomeca) est un fabricant français de turbines à gaz dont le siège est situé à Bordes dans les Pyrénées-Atlantiques. Depuis sa création en 1938, plus de 72000 moteurs y ont été fabriqués afin d'équiper hélicoptères, avions, missiles (via sa filiale Microturbo). Ces moteurs ont également propulsé les turbo-trains (ETG et RTG) de la SNCF. Depuis le succès de l'intégration dans les années 50 du moteur Artouste dans les hélicoptères Alouette II, les performances des turbines à gaz produites par Safran Helicopter Engine n'ont jamais cessé d'augmenter grâce à l'optimisation des géométries aérodynamiques de ses composants, à l'augmentation des vitesses de rotation ainsi que des températures d'entrée de turbine, au-delà de 1200°C. Sans le développement de superalliages réfractaires, de telles performances n'auraient jamais pu être atteintes. L'entreprise a aujourd'hui l'ambition de soutenir la croissance du marché de l'hélicoptère en devenant le motoriste leader de cette industrie. Ainsi un

des enjeux pour Safran Helicopter Engines est d'arriver à produire des turbines à gaz plus performantes et plus sûrs tout en réduisant leurs consommations de carburant.

Une turbine à gaz est constituée des éléments suivants : une entrée d'air (E), un compresseur (C), une chambre de combustion (Ch) une turbine (T) et une tuyère d'échappement (Ec). La Figure 1.1 décrit le principe général du fonctionnement d'une turbine à gaz.

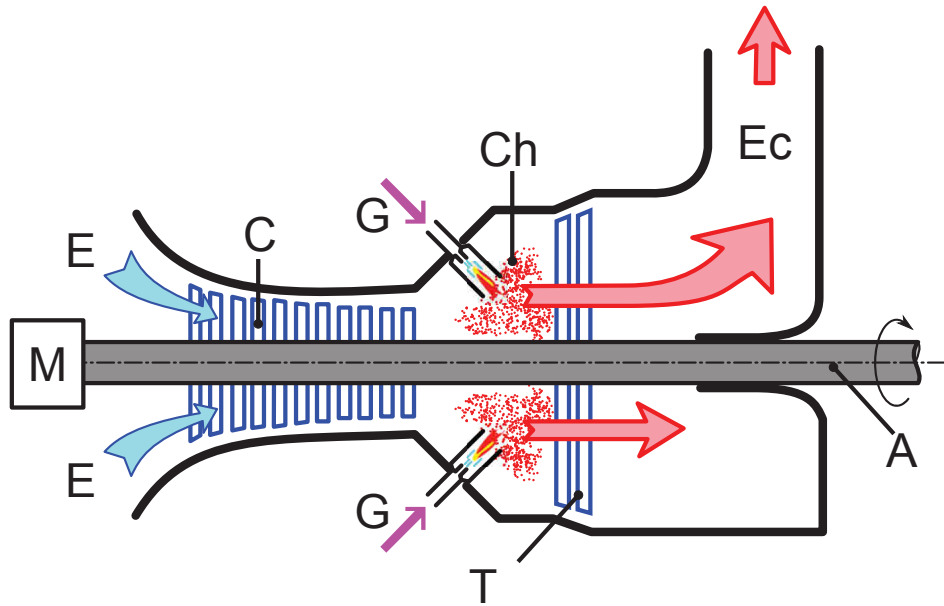


FIGURE 1.1: Schéma de principe du fonctionnement d'une turbine à gaz.

L'entrée d'air est un conduit destiné à capter l'air et à le guider dans les meilleures conditions vers l'entrée du compresseur. Ce dernier, constitué par un ensemble d'aubes fixes (stator) et mobiles (rotor), comprime l'air qui est ensuite dirigé vers la chambre de combustion. La chambre de combustion est une enceinte dans laquelle un mélange de carburant et d'air est brûlé. Lorsque l'allumage est réalisé, la combustion est entretenue par l'alimentation en air comprimé et l'injection de carburant. Les gaz issus de cette combustion sont délivrés vers la turbine qui convertit l'énergie cinétique communiquée par ces gaz chauds en énergie mécanique. La turbine, constituée de roues munies d'aubes, va entraîner dans son mouvement de rotation l'arbre auquel elle est fixée, ainsi que tous les éléments qui lui sont rattachés (compresseur, réducteurs). Les gaz chauds sont finalement évacués par le système d'échappement.

En agissant sur le débit d'air en entrée ou sur l'injection de carburant, il est possible d'augmenter la puissance des turbines à gaz. Leur efficacité peut aussi être grandement améliorée en augmentant la température au cœur de la chambre de combustion et dans le premier étage du compresseur haute pression. L'amélioration du rendement passe donc par une température de fonctionnement des turbines à gaz plus importante. Une solution

pour cela consiste à améliorer la combustion du mélange air/carburant. Cela implique une maîtrise et une optimisation du refroidissement de la chambre de combustion. Le maintien d'une température constante et raisonnable de celle-ci est réalisé à l'aide du multi-perçage des parois de la chambre.

La chambre de combustion est constituée à partir de l'assemblage de tôles d'alliages réfractaires. Bien que ces matériaux aient la possibilité de supporter des températures élevées, les valeurs atteintes au cœur de la chambre de combustion peuvent avoisiner les 2000°C ce qui va au delà des limites physiques de ces matériaux. Afin de limiter ces contraintes thermiques, les parois de la chambre, ainsi que les différents éléments qui la constituent, sont percées de milliers de trous. Ces trous vont extraire une partie de l'air provenant de l'étage de compression. Cela va permettre de former un film d'air isolant la tôle d'un contact direct avec la flamme et ainsi réduire son élévation de température. La combustion étant alimentée par l'air restant, si le refroidissement est efficace, il y aura plus d'air disponible pour entretenir la combustion. De plus un fonctionnement de la chambre à plus haute température, favorisera une combustion plus complète et limitera la formation de composés organiques volatils (COV) et d'oxydes d'azote (NO_x). Néanmoins des problèmes subsistent en ce qui concerne la réalisation de ces trous. L'efficacité de la régulation thermique va dépendre en grande partie de leur reproductibilité et de leur qualité. Les sections de passage¹ non conformes sont souvent la cause de rebuts. L'ajout de revêtements thermiques de plus en plus fréquent (pour améliorer l'isolation aux gaz à hautes températures) accentue davantage le problème, le perçage devant alors être réalisé sur un matériau hétérogène.

Au cours de ces travaux de thèse, nous nous proposons donc de développer un procédé de perçage jusqu'à présent peu étudié tant expérimentalement que d'un point de vue théorique. Celui-ci est basé sur l'utilisation d'une source laser à fibre. Les progrès récents réalisés sur ce type de laser en terme de coût d'utilisation et performances permettent d'envisager de telles applications. L'objectif principal est de définir un procédé de perçage à la volée fiable en vue de réaliser des trous de diamètre 400 μm inclinés de 60° sur des superalliages à base de cobalt. Ce travail de thèse a été réalisé dans le cadre d'un projet collaboratif (PROPELA) mettant en relation trois partenaires : l'entreprise porteuse du projet Safran Helicopter Engines, le Laboratoire Ondes et Matière d'Aquitaine et le centre technologique optique et lasers ALPhANOV. Safran Helicopter Engines a consacré (et continue de consacrer) une part importante aux efforts de recherche et développement d'un procédé de perçage de chambres de combustion, pièces maitresses de leurs turbines à gaz. Au départ percées mécaniquement à l'aide de machines outil spécialement conçues, l'entreprise a rapidement cherché à diversifier ses moyens de production afin d'augmenter sa productivité. Les enjeux de PROPELA sont donc majeurs

1. Débit à travers les trous

pour Safran Helicopter Engines. Il doit permettre d'assurer leur leadership dans la fabrication de turbines à gaz pour hélicoptères en renforçant leur maîtrise du procédé de perçage laser et en développant de nouvelles approches de perçage laser. Ce projet doit à terme conduire à l'implantation et la mise en service de nouveaux moyens de production.

Ce manuscrit de thèse est organisé de la façon suivante. Le chapitre 2 présente une étude bibliographique autour la thématique du perçage laser. Il revient sur les différentes techniques de perçage couramment utilisées dans l'industrie aéronautique. Un bilan consacré aux études expérimentales et théoriques antérieures est également présenté. Le chapitre 3 revient en détail sur les différents dispositifs expérimentaux mis en place au cours de ces travaux, en particulier la plateforme de perçage qui a été développée spécifiquement dans le cadre de ce projet. Le chapitre 4 se concentre sur les essais expérimentaux². Nous revenons dans cette partie sur les tests de perçage réalisés sur différentes sources laser. Nous détaillons l'approche adoptée pour la définition et la mise en place de notre nouveau procédé de perçage à la volée. Le chapitre 5 est consacré à l'aspect théorique de nos travaux. Il est dédié à la description numérique du perçage laser. Pour cela un modèle 2D-axisymétrique, basé sur la méthode des éléments finis, est proposé. Le modèle est décomposé en plusieurs étapes décrivant les phénomènes physiques se développant au cours de l'interaction laser. Le modèle complet de perçage est basé sur le couplage de ces différents phénomènes. Nous présentons au cours du dernier chapitre nos conclusions sur le potentiel de l'approche proposée ainsi que sur les perspectives possibles.

2. Il est à noter que certains essais, jugés trop sensibles par Safran HE, ne pourront être présentés dans ce manuscrit

D'abord instruments de laboratoires, les lasers trouvent aujourd'hui d'innombrables applications notamment dans le secteur aéronautique. La démocratisation de cet outil a contribué au développement de travaux sur la thématique du perçage laser. Avant de présenter les différents essais réalisés dans le cadre de cette thèse, il paraît indispensable d'engager un état des lieux des travaux autour de ce procédé. L'essor des sources laser a été accompagné par diverses études, en particulier sur les procédés et techniques d'usinage.

2.1 Historique du perçage

Il existe une multitude de technologies de perçage ayant chacune des avantages et inconvénients sur des critères aussi variés que la productivité, le coût d'exploitation, les matériaux usinables, les dimensions et la précision atteintes, la complexité des outillages associés. Dans cette partie, nous ferons un rapide bilan des principales techniques de perçage en mettant en avant les forces et les faiblesses de chacune. Nous distinguerons dans ce bilan les techniques conventionnelles des techniques non conventionnelles.

2.1.1 Procédés de perçage conventionnels

Les techniques dites conventionnelles de perçage regroupent l'ensemble des méthodes permettant de réaliser des trous cylindriques par enlèvement mécanique de matière [1]. La plus connue est le perçage par foret. La formation du trou est réalisée par retrait de

copeaux de matière obtenus par la mise en rotation d'un outil de coupe au contact de la pièce à usiner.

Bien que très répandu dans l'industrie, cette méthode souffre de plusieurs contraintes qui limitent son utilisation à des cas spécifiques. L'emploi d'un outil de coupe nécessite de prendre en compte son usure qui peut d'une part impacter la qualité de la production et d'autre part engendre des coûts supplémentaires liés à son remplacement. C'est un procédé qui entraîne également un fort échauffement de l'échantillon. L'usage d'un fluide de découpe est donc indispensable. Une autre particularité de la méthode concerne la vitesse de rotation du foret qui influe à la fois sur la qualité et le temps de perçage. Cette vitesse est à choisir en fonction de la nature de l'échantillon. Celle-ci pourra être d'autant plus élevée que le matériau est ductile. A l'inverse pour le perçage de matériaux durs, il faudra ajuster la vitesse de rotation ainsi que sa vitesse d'avance afin d'éviter toute casse et échauffement excessif. Dans le cas du perçage de matériaux durs, l'emploi d'outils de coupe spéciaux s'avère nécessaire (revêtement en carbure). Enfin le perçage de trous de faible diamètre est difficile car limité par la taille et le choix du foret.

Cette méthode se révèle peu adaptée au perçage de milliers de trous dans des matériaux durs malgré des avantages comme une faible conicité de perçage ou le fait de pouvoir percer une grande gamme de matériaux parmi les métaux, polymères et céramiques.

2.1.2 Procédés de perçage non conventionnels

La production efficace de trous inclinés, à l'échelle macroscopique avec des rapports de forme¹ élevés dans des superalliages, requière des capacités qui surpassent les possibilités des procédés de perçage conventionnels. La forte usure et la génération excessive de chaleur rendent les procédés mécaniques d'enlèvement de matière inadaptés à ces matériaux. Le temps d'usinage s'avère également relativement long.

Ces méthodes ne peuvent répondre aux impératifs de coût et de temps du milieu industriel, en particulier aéronautique. En effet dans ce secteur, la fabrication de turbines à gaz implique des opérations de perçage multiples qui nécessitent d'être efficaces et fiables afin d'assurer une productivité satisfaisante. Il existe pour cela différentes alternatives de procédés dits non conventionnels. Les plus connus et qui restent encore aujourd'hui utilisées sont le faisceau d'électrons et l'électro-érosion. Il existe également des solutions hybrides qui se révèlent intéressantes dans certains cas [2].

1. Rapport entre la longueur de perçage et le diamètre de perçage

Le perçage par faisceau d'électrons est une méthode qui consiste à faire interagir l'échantillon avec des électrons. Ces derniers sont accélérés jusqu'à leur impact avec l'échantillon. Le transfert d'énergie cinétique va générer suffisamment de chaleur pour occasionner fusion et vaporisation de la matière provoquant alors la formation d'un trou. Cette technique sans contact est intéressante sur plusieurs points. Elle n'engendre pas d'usure d'outils. La focalisation du faisceau est réalisée par le biais de lentilles magnétiques et ne nécessite pas d'optique. Il est possible de percer des trous inclinés de faible diamètre (jusqu'à 100 μm). Pour assurer la propagation des électrons, les échantillons sont placés dans des enceintes sous vide. Cela constitue un avantage pour la protection de la zone fondue face aux risques d'oxydation au contact de l'air environnant. Cependant cette force constitue également une faiblesse. En effet, faire un vide poussé prend du temps ce qui est un frein à la productivité. Cet inconvénient minimise la capacité de perçage pourtant élevée du procédé. La mise en place d'enceinte sous vide peut être contraignante selon l'encombrement de l'échantillon. Des contraintes de sécurité supplémentaires sont à prendre en compte notamment vis-à-vis du rayonnement X induit par le procédé.

L'électro-érosion (ou EDM pour "Electro Discharge Machining") est une technique d'usinage sans contact mise en place dans l'industrie dans les années 50 [3, 4]. Son principe repose sur la création de décharge électrique : l'échantillon à usiner, porté à un potentiel positif, baigne dans un fluide diélectrique auquel on applique un fort courant à travers une électrode de cuivre. La différence de potentiel engendre la formation d'une multitude de décharges suite au claquage du fluide diélectrique. Cette énergie électrique va se convertir en énergie thermique et va provoquer une augmentation de la température de la surface de l'échantillon. Lorsque le courant est coupé, la température chute et le fluide diélectrique environnant emporte la matière ablatée. Cette technique constitue une alternative intéressante pour le perçage de matériaux durs. Elle permet d'obtenir des trous de faible conicité. Les diamètres de perçage peuvent descendre jusqu'à 40 μ . Cependant les échantillons doivent nécessairement être conducteurs électriques ce qui exclut de fait le perçage de matériaux céramiques. L'usure de l'électrode est à prendre en considération. Le recyclage de boues (mélange du diélectrique et des résidus d'usinage) est indispensable. Ces éléments posent la question du coût à long terme. Cette méthode permet néanmoins d'obtenir de bon état de surface après traitement. Il est également possible de percer des trous de faible diamètre en fonction de l'électrode choisie. La productivité du procédé est cependant limitée (vitesse moyenne de perçage ~ 1 mm/min).

La dernière technique non conventionnelle en date est le perçage par laser. Cette technique bien que non exempt de défauts, s'avère la plus polyvalente dans le cadre du développement d'un procédé de perçage. Le principe du perçage par laser est semblable

au perçage par faisceau d'électrons à la différence que dans ce cas, ce sont des photons qui viennent interagir avec l'échantillon. Leur absorption va entraîner une augmentation locale de la température de l'échantillon jusqu'à engendrer la fusion et la vaporisation de la matière. Cette technique dispose de nombreux avantages : il s'agit d'une méthode sans contact qui présente une cadence de production élevée et non contrainte par un outillage particulier. Il est possible de percer des trous inclinés sur tout type de matériau. Il est en revanche indispensable de sélectionner le bon type de laser afin de favoriser l'absorption des photons (longueur d'onde, régime de fonctionnement du laser). Le rapport d'aspect de ce procédé est moins important que pour le perçage par électro-érosion ou par faisceau d'électrons (10 :1 contre 20 :1) et les trous sont sujets à une conicité plus ou moins importante.

2.2 Le procédé de perçage par percussion laser

Les hautes cadences d'usinage, atteignables en perçage par percussion, font de ce dernier un procédé propice à la réalisation de composants tels que les chambres de combustion, qui ne comptent pas moins de 50000 trous par pièce. La production d'éléments, comportant moins de trous (turbines, injecteurs, ...) à l'aide de ce procédé, reste également avantageux au regard des volumes de pièces à réaliser.

Avant d'être transposé aux sources lasers, ce procédé a été élaboré sur des installations à faisceau d'électrons. Couplée aux technologies laser, la technique profite des avantages et de la flexibilité de cet outil. A l'instar du perçage par percussion au faisceau d'électrons, le perçage par percussion laser est une méthode sans contact avec l'échantillon réduisant ainsi les contraintes mécaniques au cours de la mise en œuvre. L'usure des outils de coupe ne nécessite plus d'être considérée et contrairement à l'utilisation d'un faisceau d'électrons, l'emploi d'une source laser dispense d'outillages particuliers (notamment pour le maintien d'un vide primaire). Malgré l'investissement conséquent du matériel, la méthode reste économiquement viable devant des techniques conventionnelles qui peuvent également être limitées par la nature de l'échantillon à transformer.

Le procédé de perçage par percussion laser repose sur le contrôle et une gestion judicieuse du rayonnement laser (qui n'est pas émis en continu). Cette méthode fait appel à une succession d'impulsions laser pour former un trou. Elle peut être résumée en trois étapes :

- Une source laser émet une impulsion venant irradier un matériau cible en restant focalisée à sa surface.

- Cette impulsion va participer au retrait d'une quantité de matière principalement sous forme liquide.
- L'accumulation d'impulsions a pour effet de former et creuser une cavité. L'augmentation de la profondeur de la cavité va entraîner, en fonction de l'épaisseur de l'échantillon, soit la formation d'un trou borgne soit la formation d'un trou débouchant.

2.2.1 Le rayonnement laser

L'histoire du laser s'est construite durant ces cinquante dernières années. Son apparition en 1960 est la conséquence la plus spectaculaire d'une longue série de recherches qui trouvent leur origine en 1917 lorsque Albert Einstein est amené à prévoir le phénomène d'émission stimulée [5, 6]. Le fonctionnement d'un laser repose en grande partie sur ce principe fondamental. Cet effet, schématisé sur la Figure 2.1, apparaît d'ailleurs dans la dénomination laser qui est en réalité un acronyme faisant directement référence à ce processus d'émission stimulée ("Light Amplification by Stimulated Emission of Radiation").

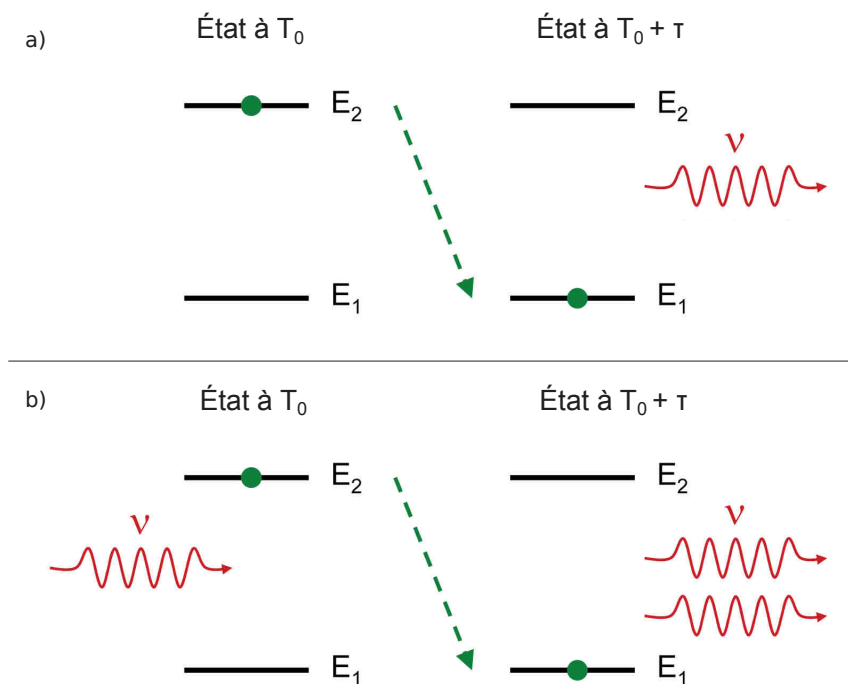


FIGURE 2.1: Schéma représentant l'état énergétique d'un atome excité. La désexcitation peut survenir soit par émission spontanée a) soit par émission stimulée b).

Considérons un atome stable soumis à un rayonnement. L'absorption d'un photon peut provoquer le transfert d'un électron d'un niveau d'énergie à un niveau d'énergie

supérieure. L'atome considéré est alors dans un état excité (voir Fig. 2.1, État à T_0). La désexcitation de l'atome peut se produire selon deux voies : l'émission spontanée et l'émission stimulée. Dans le premier cas (voir Fig. 2.1, a)), la durée de vie de l'atome dans l'état excité étant limitée (état métastable), celui-ci finit par retourner dans un état de plus basse énergie en émettant un rayonnement de direction aléatoire. Le second cas intervient lorsqu'un second photon frappe cet atome excité, il le désexcite (voir Fig. 2.1, b)). En retournant à son état de plus faible énergie, celui-ci produit un autre photon de même direction, énergie et phase que le photon incident. Le rayonnement créé est cohérent. Ce phénomène d'émission stimulée permet, dans certaines conditions, d'amplifier le rayonnement issu de la désexcitation de l'atome. Pour cela, un des critères à remplir consiste à stocker des électrons sur un niveau d'énergie supérieure. Ce mécanisme de stockage (ou inversion de population) peut être réalisé de différentes façons. Le pompage optique est la méthode qui se pratique le plus couramment. Cette technique a été mise au point dans les années 50 par Alfred Kastler [7] et a grandement contribué au succès de Théodore Maiman sur le développement du premier laser à rubis en 1960 [8–10]. Ses travaux ont par la suite ouvert la voie au développement de nombreux projets autour de la mise au point de sources. En 1961, l'équipe d'Ali Javan met au point le premier laser avec un mélange d'hélium-néon et obtient un rayonnement autour de $1.15 \mu\text{m}$ [11]. L'émission d'un rayonnement à 632.8 nm est obtenue l'année suivante par White et Rigden. Le fameux laser Nd:YAG fait son apparition en 1964.

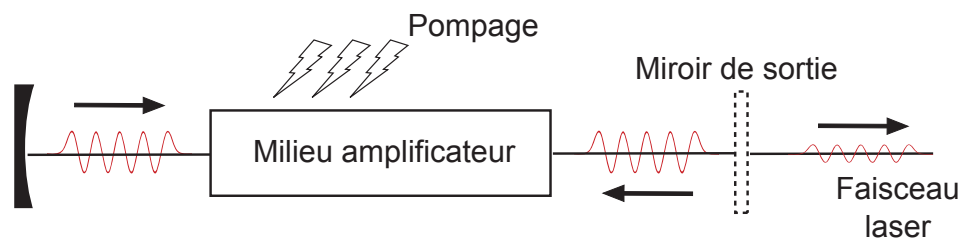


FIGURE 2.2: Schéma d'un résonateur optique linéaire. Le miroir de sortie est partiellement transparent et permet de prélever une partie de la lumière amplifiée.

La Figure 2.2 présente le schéma de fonctionnement d'un laser. Suite au pompage du milieu amplificateur, le rayonnement laser prend forme au sein de ce qu'on appelle un résonateur optique (ou cavité résonnante). Celui-ci est constitué, dans le cas le plus simple, de deux miroirs. La lumière va circuler au sein de la cavité en réalisant de multiples boucles à travers le milieu amplificateur. A chaque traversée de ce milieu dopé, le lumière va gagner en énergie grâce à l'effet d'émission stimulée. Le processus se poursuit jusqu'à ce que le gain soit égal aux pertes de la cavité. L'intensité intra-cavité devient constante :

$$\frac{dI}{dt} = \text{gain} - \text{pertes} = 0 \quad (2.1)$$

Pour que le processus d'augmentation d'énergie reprenne, il faut alors dépasser cette condition seuil en augmentant à nouveau le gain (proportionnel à l'inversion de population). Les pertes sont issues d'une part des réflexions au niveau des miroirs mais également au rayonnement qui s'échappe du miroir de sortie (semi-transparent). Cette fuite constitue l'émission laser. Ce rayonnement a pour principale caractéristique d'être spatialement et temporellement cohérent. Cet aspect unique distingue le rayonnement laser des sources de lumière conventionnelles.

2.2.2 Phénomènes physiques associés au perçage par laser

Au cours d'un procédé d'usinage laser, l'énergie est transportée jusqu'à la cible par le faisceau de lumière cohérente. En général celui-ci est focalisé à la surface de l'échantillon à usiner. Les phénomènes physiques associés à un procédé d'usinage laser sont directement liés au type d'interaction qui se produit entre le rayonnement et le matériau. La nature de cette interaction dépend de l'échelle de temps caractéristique considérée. Elle est par conséquent fonction de la durée d'impulsion. Dans le cadre de cette thèse, nous considérons seulement des impulsions laser de longues durées (typiquement de l'ordre de la milliseconde). Les phénomènes physiques se développant avec des impulsions laser courtes et ultra-courtes (durée inférieure ou égale à la nanoseconde) ne seront abordés qu'à travers la présentation de travaux de référence, permettant d'avoir une vision globale des études en cours dans le domaine du perçage laser.

Le perçage laser à l'aide d'impulsions longues est piloté par un effet thermo-hydrodynamique. Ce processus d'enlèvement de matière a lieu sous l'action de deux phénomènes : la fusion et la vaporisation de matière [12]. Le déroulement du procédé peut être décomposé par étapes. Un matériau irradié par un faisceau laser a la capacité d'absorber à sa surface, partiellement ou en totalité, l'énergie portée par ce rayonnement. Pour des matériaux métalliques, l'absorption a lieu sur une épaisseur de l'ordre de la dizaine d'Angström. En réponse à l'absorption de cette énergie, la température du matériau augmente localement en suivant schématiquement la loi de Fourier :

$$\nabla T = \frac{\alpha I}{k} \quad (2.2)$$

où ∇T , α , I et k correspondent respectivement au gradient de température à la surface du matériau irradié [K], au coefficient d'absorption du matériau à la longueur d'onde du laser [m^{-1}], à la puissance surfacique [$\text{W} \cdot \text{m}^{-2}$] et à la conductivité thermique du matériau [$\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$].

L'augmentation de température est proportionnelle à l'intensité du faisceau laser absorbé. La connaissance du coefficient d'absorption est essentielle afin de caractériser le

dépôt d'énergie au cours de l'interaction laser-matière. Ce coefficient n'est pas constant et évolue au cours du temps en fonction de plusieurs facteurs (état de surface du matériau, température, longueur d'onde, ...) rendant difficile la définition du dépôt d'énergie. Si l'énergie du faisceau laser est suffisamment importante malgré la diffusion thermique, l'augmentation de température continue jusqu'à atteindre la température de transition solide/liquide du matériau. Une fine couche de matière en fusion se forme alors en surface. L'élévation de température se poursuit et diffuse dans toute les directions favorisée par les phénomènes convectifs. L'augmentation de la température se poursuit jusqu'à ce que la surface du bain de matière en fusion atteigne la température de vaporisation. La création d'une phase gazeuse mène à l'étape finale du procédé. La détente du flux de matière vaporisée transfère une impulsion au bain de matière en fusion qui est alors expulsée de la zone irradiée [13]. Le retrait de matière, principalement sous forme de gouttelettes liquides, expose à nouveau le matériau brut au faisceau laser et le processus reprend. Ce mécanisme est responsable de la formation d'une cavité.

Le perçage laser, avec des durées d'impulsion longues, peut engendrer deux défauts majeurs : une zone affectée thermiquement (ZAT) et des fissures. La ZAT est une couche de matière, épaisse d'une dizaine de microns, qui peut se développer le long des parois du trou. Elle est constituée de matière fondue qui n'a pas été totalement évacuée de la zone d'interaction. A la fin de l'impulsion, le refroidissement de cette phase entraîne sa solidification. L'état microstructural de ce métal passé dans un état liquide sera différent de l'état microstructural du métal de base, en cause la vitesse de refroidissement. Une autre forme de ZAT peut apparaître dans le métal de base sans que celui-ci ait changé d'état physique. Dans ce cas c'est toujours l'élévation de température qui est en cause. La nature du matériau a également une grande importance. En fonction du matériau considéré, la zone périphérique à la zone irradiée peut subir un changement de phase allotropique. Ceci dépend uniquement du matériau et du diagramme de phase lui étant associé. Le second effet notable que peut occasionner le perçage laser à impulsions longues est l'apparition de micro-fissures dans la phase qui s'est re-solidifiée . Elle est susceptible de se propager jusque dans l'alliage de base. Cette fois encore, l'apparition du défaut est dépendant de la nature du matériau et des vitesses de refroidissement de la phase liquide.

2.2.3 Stratégies de perçage

Le perçage laser a la particularité de disposer de différentes approches du procédé (comparer aux procédés de découpe et soudage laser). Le perçage laser se décline sous différentes formes qu'il est possible de classer en fonction de divers critères dont le plus important pour un industriel : la productivité.

Nous distinguons ainsi les procédés de perçage intrinsèquement limités et ceux ayant une meilleure productivité. Nous retrouvons dans la première catégorie le perçage par trépanation, le perçage hélicoïdal et le perçage par usinage de motif (voir Fig. 2.3, a), b) et c)). Le perçage par trépanation consiste à détourer (découper) le trou à l'aide du faisceau laser. Dans ce cas, à l'image des procédés de découpe laser, le diamètre du faisceau au point de focalisation est très inférieur au diamètre du trou à percer. Le perçage hélicoïdal est une déclinaison du perçage par trépanation dans lequel le point de focalisation est ajusté au fur et à mesure de l'enlèvement de matière. Le perçage par usinage de motif repose sur la gravure d'un motif par balayage du faisceau laser à la surface du matériau. Le motif marqué peut par exemple constituer d'un ensemble de cercles concentriques. Le marquage du motif de manière successive permet de creuser une cavité jusqu'à obtenir un trou. Ces trois approches du procédé de perçage laser permettent de réaliser des trous dans des matériaux relativement épais tout en contrôlant leur conicité. Elles souffrent cependant d'une productivité limitée du fait de leur caractère itératif. Elles nécessitent en outre une constante immobilisation de l'échantillon au cours du procédé.

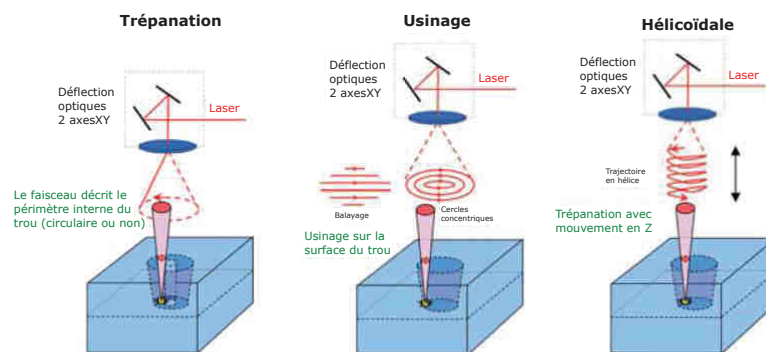


FIGURE 2.3: Schéma présentant le principe du perçage par trépanation, du perçage hélicoïdal et du perçage par balayage de motif.

Il existe cependant des stratégies de perçage plus efficaces. Le perçage par impulsion unique et le perçage par percussion disposent en effet d'une productivité plus intéressante. La première méthode permet d'obtenir un trou à l'aide d'une seule impulsion laser sur des matériaux peu épais (en fonction de l'énergie considérée). La seconde méthode facilite le perçage de matériaux relativement épais en cumulant l'effet de plusieurs impulsions. Cette approche permet également de répartir de façon plus efficace l'énergie entre les impulsions limitant ainsi l'impact des effets thermiques néfastes. Ces procédés s'avèrent plus adaptés au développement d'un procédé industriel. Leur emploi ne nécessite pas l'immobilisation de l'échantillon. Il est ainsi possible de gagner en efficacité en combinant ces méthodes à une approche dite à la volée (voir Fig. 2.4). Le perçage à la volée consiste à tirer sur un échantillon en mouvement continu (à vitesse

constante). Le procédé de perçage ne nécessite plus d'arrêt pour le positionnement de l'échantillon sous le faisceau laser. Ainsi il n'y a plus de temps d'arrêt entre le perçage du premier trou et les suivants. La synchronisation du laser sur les déplacements de la pièce joue ici un rôle fondamentale. Elle est indispensable à tout procédé de perçage à la volée quelque soit l'approche envisagée (impulsion unique ou percussion). Dans ce travail de thèse nous nous sommes intéressés au développement d'un procédé de perçage par percussion laser à la volée.

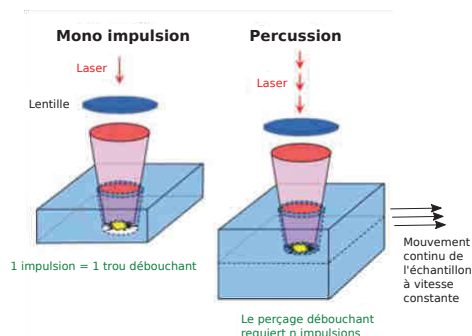


FIGURE 2.4: Schéma présentant le principe du perçage à la volée dans le cas des procédés par mono impulsion et par percussion

2.3 Études expérimentales du perçage laser

Les études expérimentales autour de la thématique du perçage laser regroupent de nombreux secteurs d'activités. Les domaines concernés par ce sujet étant de plus variés, inventorier de manière exhaustive l'ensemble de ces travaux n'est pas une tâche concevable. Par conséquent nous avons cherché à faire ressortir la diversité de ces études en mettant l'accent sur les aspects novateurs évoqués et en nous concentrant, dans la mesure du possible, sur les travaux en lien avec le secteur aéronautique.

L'objectif commun de ces études est de parvenir au développement d'un procédé de perçage à la fois fiable et efficace. Ainsi la plupart des travaux réalisés, avec une source laser à impulsion longue, se sont focalisés sur des problématiques concernant la qualité de perçage et la productivité. L'étude et la compréhension de ces variations de qualité ont fait l'objet de nombreux travaux au cours de ces vingt cinq dernières années [14–19]. Quelques articles proposent une approche originale du traitement du sujet en abordant des points jusque là négligés. Nous pouvons par exemple citer les travaux de de Qin *et al.* [20] où l'impact de la gravité sur la matière en fusion est intégré à l'étude du procédé de perçage. Hidai *et al.* [21] adoptent également une approche originale en s'intéressant au perçage de trous courbés à l'aide de la réflexion du faisceau au fond de

la cavité en cours de formation. Lu *et al.* [22] ont quant à eux observé l'impact du milieu environnant la zone de perçage. Ils ont réalisé des essais comparatifs sur des plaques métalliques exposées à l'air ambiant puis plongées dans de l'eau.

La majorité des études reposent néanmoins sur une démarche, plus convenue, qui se base sur la mise en place d'études paramétriques consistant à tester, en conditions normales, différentes combinaisons de paramètres laser. De cette manière, il est possible d'isoler et d'observer les effets de ces conditions opératoires sur l'évolution des trous percés, que ça soit d'un point de vue géométrique (diamètre, circularité, conicité) ou bien d'un point de vue métallurgique (ZAT, scories, fissures). Des relations de causalité entre paramètres laser et résultats obtenus sont ainsi établies.

Chen *et al.* [23] ont travaillé en suivant cette méthodologie. Ils ont essayé d'identifier les paramètres influents sur la formation de défauts en se focalisant en particulier sur la propagation de fissures. Pour des impulsions longues associées à une puissance crête faible, leurs essais de perçage montrent une importante densité de fissures situées le long des parois dans le cas d'un composé intermétallique de nickel et d'aluminium (voir Fig. 2.5). Ces fissures, de plusieurs millimètres de long, atteignent le métal de base. Pour des impulsions courtes couplées à une puissance crête élevée, les fissures sont moins nombreuses et restent confinées à la ZAT (ici couche fondue re-solidifiée d'épaisseur 50 μm). Les mêmes essais réalisés sur des superalliages de nickel, ne présentent en revanche aucune trace de fissuration.

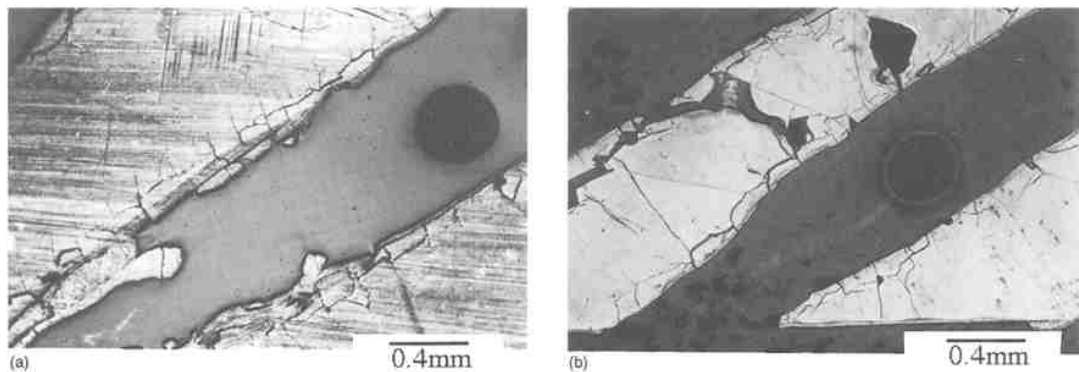


FIGURE 2.5: (a) Section transverse d'un trou percé dans un composé intermétallique de nickel et d'aluminium à l'aide d'un laser à impulsion longue. La durée de perçage est de 1.2 s. (b) Section transverse d'un trou percé dans un composé intermétallique de nickel et d'aluminium à l'aide d'un laser à impulsion longue sous forme de burst.

Ng *et al.* [24] se sont également intéressés aux effets de la puissance crête et de la durée d'impulsion en se focalisant ici sur la répétabilité (dimension et forme). Leurs essais, sur des plaques d'acier inoxydable, ont montré que l'augmentation de la puissance crête associée à la diminution de la durée d'impulsion améliorerait d'un facteur trois la

répétabilité du diamètre en entrée de perçage. Des tendances similaires sont en outre observées pour la circularité du trou et la quantité de scories produites au cours du procédé (voir Fig. 2.6).

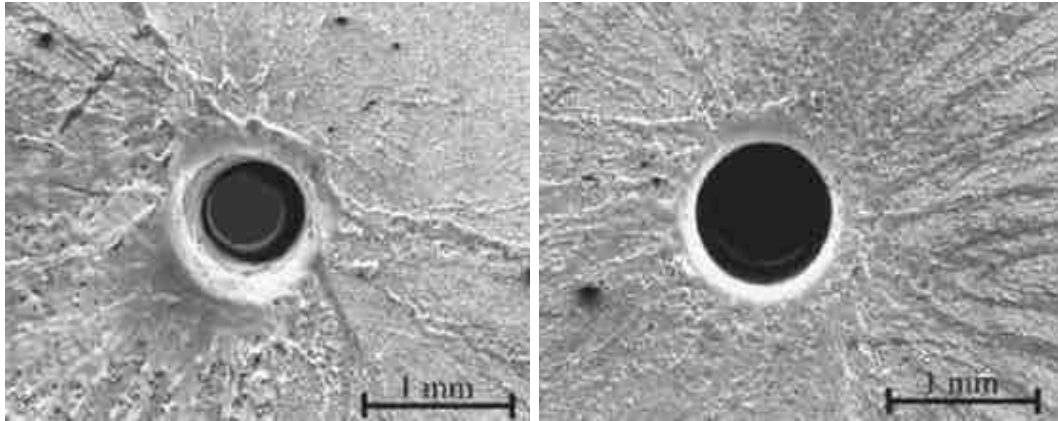


FIGURE 2.6: A gauche, face d'entrée d'un trou percé à une puissance crête de 3500 W et une durée d'impulsion de 1 ms ; A droite, face d'entrée d'un trou percé à une puissance crête de 7000 W et une durée d'impulsion de 1 ms.

Li *et al.* [25] se sont penchés sur la caractérisation de la conicité de trous obtenus à l'aide d'un procédé de perçage par percussion laser. Le mécanisme de formation du trou y est décrit pour des essais sur une plaque de 2.65 mm d'épaisseur de superalliage de nickel (Nimonic[®] 263). Ils identifient ainsi deux facteurs responsables de la formation de cette conicité : d'une part la diminution de la puissance au fur et à mesure que la profondeur augmente (le faisceau laser n'étant pas refocalisé en cours de perçage) et d'autre part l'érosion provoquée par la remontée de la matière en fusion. Cette érosion participe à la formation du trou. Néanmoins celle-ci n'est pas uniforme. Elle est davantage prononcée en face d'attaque ce qui entraîne des différences de diamètre entre l'entrée et la sortie de perçage. Ce défaut semble inhérent au procédé de perçage laser profond utilisant des impulsions longues. Néanmoins ils sont parvenus à compenser cette conicité voire d'inverser sa direction (voir Fig. 2.7 (a) et (b)) en augmentant linéairement l'énergie des impulsions et donc la puissance crête au cours du perçage (voir Fig. 2.8).

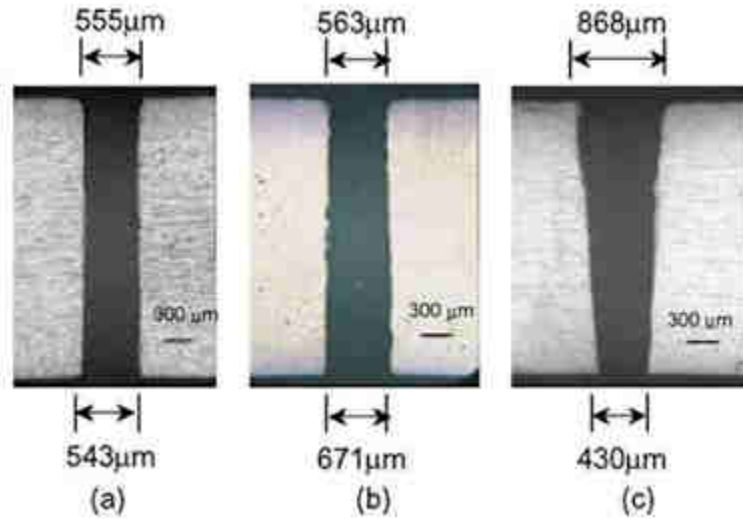


FIGURE 2.7: Trous de différentes conicités percés sans et à l'aide de modulation d'impulsions : (a) conicité quasi nulle , (b) conicité négative et (c) conicité positive. Les trous présentés sur la photo (a) et (b) ont été percés avec une augmentation linéaire de la puissance crête.

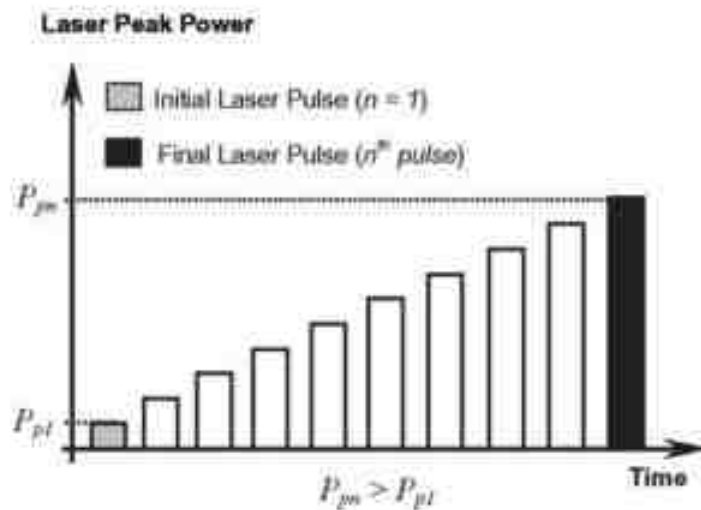


FIGURE 2.8: Schéma de la modulation en intensité des impulsions.

La modulation temporelle du train d'impulsions permet également d'ajuster la quantité de matière éjectée par la face avant et par la face arrière. Les scories peuvent être réduites de cette manière. Cette modulation temporelle a également une incidence sur l'épaisseur de la couche fondue, plus fine lorsque le trou est débouchant [23]. Dans le cas où le trou ne débouche pas, la quantité de matière fondue re-solidifiée, et donc l'étendue de la ZAT, est plus importante dans le fond de la cavité [16], ce qui confirme le fait que plus de matière est essentiellement évacuée par la face arrière lors de l'ouverture du trou.

Low *et al.* [26, 27] se sont aussi intéressés à la formation des défauts de surface caractéristiques du perçage par percussion laser. Leurs études portent sur la caractérisation de la formation de scories (gouttelettes de matière en fusion re-solidifiées) sur des plaques de superalliage de nickel (Nimonic[®] 263). Le revêtement anti-adhésif qu'ils ont appliqué à leur échantillon permet effectivement de réduire les scories, une fois le revêtement retiré (voir Fig. 2.9). Leur étude montre également que la zone de scories est moins étendue pour des impulsions laser de courtes durées. Cette zone croît linéairement avec l'énergie totale déposée par les n impulsions utilisées. Une fois que le perçage devient débouchant, cette croissance se stabilise. Ces observations sont résumées sur la Figure 2.10 qui présente également l'évolution de la conicité [17].

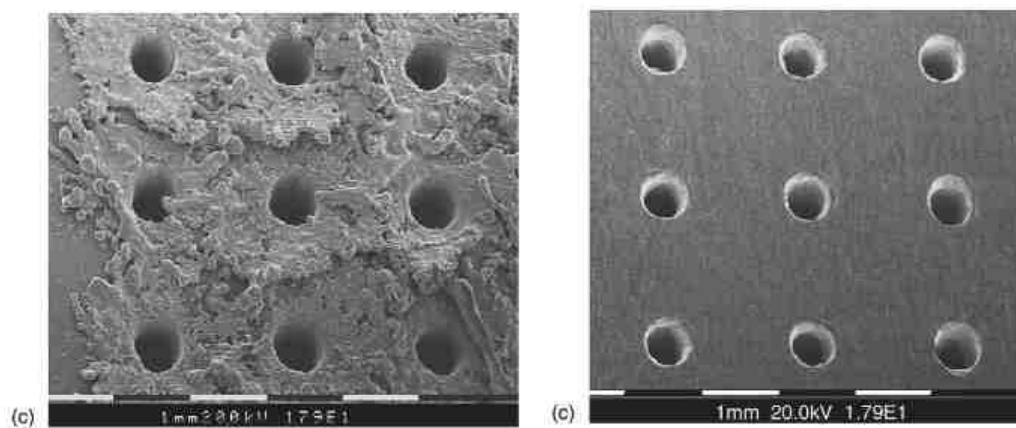


FIGURE 2.9: A gauche, image MEB d'une matrice de trous espacés de 2 mm percés sur une plaque de superalliage de nickel sans revêtement ; A droite, image MEB d'une matrice de trous espacés de 2 mm percés sur une plaque de superalliage de nickel avec revêtement anti-adhésif.

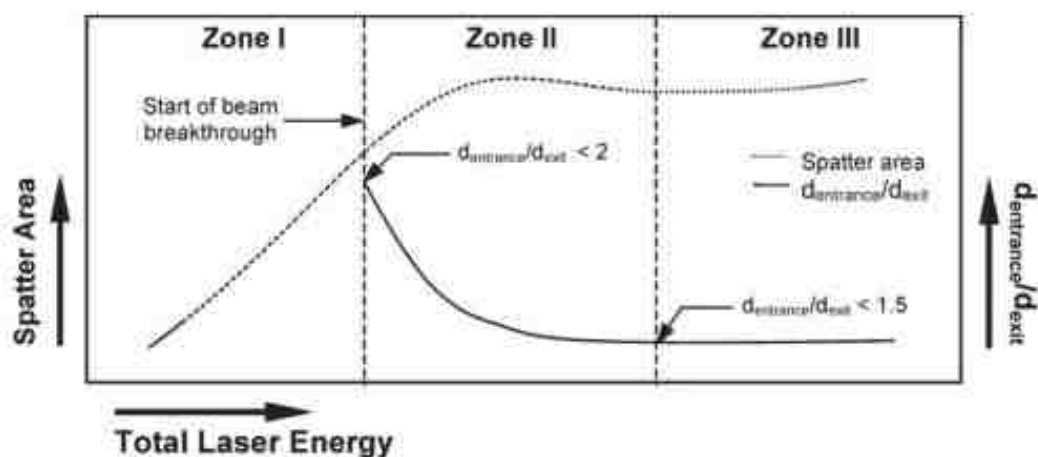


FIGURE 2.10: Étendue de la zone de scories représentée par la courbe en pointillés en fonction de l'énergie totale déposée. La courbe en trait plein décrit l'évolution de la conicité en fonction de la quantité d'énergie déposée

La même année, Corcoran *et al.* [28] ont étudié le perçage laser de plaques de 2 mm d'épaisseur de superalliage de nickel et cobalt (Hastelloy[®] X et Haynes[®] 188). Ils ont montré que des impulsions de hautes énergies permettent de réduire la taille des microfissures susceptibles de se former dans la zone fondue (voir Fig. 2.11). Néanmoins des impulsions de plus basse énergie produisent une couche fondue moins adhérente. Ils signalent également l'avantage d'augmenter la pression de gaz d'assistance (dans ce cas de l'oxygène) : réduction des microfissures, du délaminage ainsi que de la formation de scories. Hsu *et al.* [29] observent également quelques années plus tard les effets liés à l'augmentation de pression du gaz d'assistance sur la conicité et la profondeur de perçage. Les résultats qu'ils présentent ont été obtenus pour de l'acier inoxydable SUS304 avec un laser utilisé en continu et prennent en compte les jets d'air intermittents et tourbillonnants.

A propos du gaz d'assistance, les conclusions des études divergent. Selon certaines, les résultats obtenus démontrent le rôle du gaz d'assistance sur le débit d'ablation, la présence de défauts de surface et sur l'évolution du diamètre de perçage [19, 29, 30] alors que d'autres au contraire en contestent l'intérêt. Les travaux de thèse de M.Schneider [31] font partis des études qui relativisent l'effet du gaz d'assistance. Un important travail est présenté sur la détente de la matière vaporisée et conclut sur le faible impact du gaz d'assistance compte tenu des vitesses de détente considérées. Ces études contradictoires ne permettent pas de se prononcer catégoriquement sur l'utilité réelle ou supposée d'un quelconque gaz d'assistance.

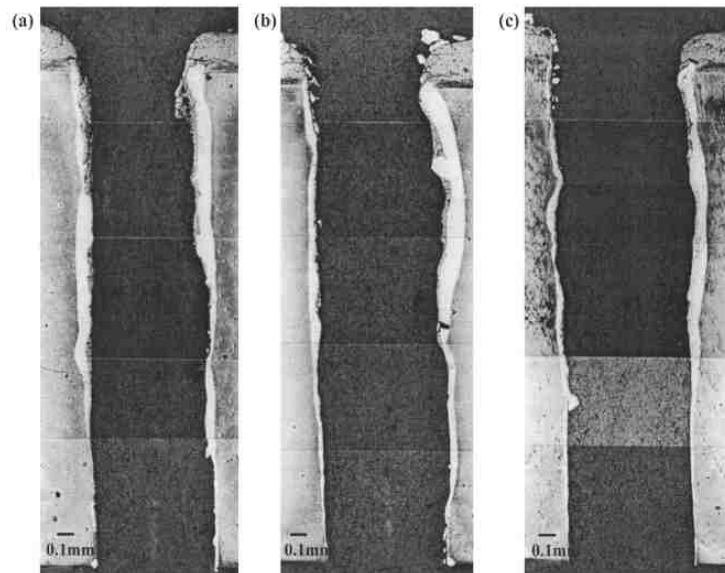


FIGURE 2.11: Section transverse de trous percés avec des paramètres optimisant la réduction de fissure.

Les études répertoriées jusqu'ici ne faisaient pas état de l'impact de la source laser sur les résultats obtenus. En effet, il y a encore quelques années, les sources laser principalement utilisées pour ces études étaient des lasers Nd:YAG de forte puissance car très répandus dans l'industrie (au même titre que les lasers CO₂ qu'ils ont progressivement remplacé). L'accès à de nouvelles technologies laser a permis de voir apparaître des études sur l'impact de la source laser au sein des procédés de perçage tant au niveau des résultats obtenus qu'au niveau des perspectives de stratégie de perçage [32–34]. Bien qu'encore marginales, ces études sont en train d'émerger grâce au récent développement de lasers à fibre de forte puissance.

En plus d'un regain d'intérêt pour les procédés de perçage laser milliseconde, accru par le développement de sources laser à fibre de haute puissance, on constate ces dernières années une tendance au développement de procédés de perçage à partir de technologies laser à impulsion ultra brève [35–38]. L'intérêt vif suscité par les lasers femtoseconde n'est pas récent. Dès le début des années 2000, les possibilités des lasers femtoseconde éveillaient déjà la curiosité de chercheurs et industriels [39–44]. Dans ces nombreuses études, les procédés d'usinage décrits, qu'il soit question de découpe ou de perçage, permettent d'atteindre une qualité d'usinage que l'on rencontre encore aujourd'hui qu'avec ce type de sources : bord de découpe franc, absence de matière fondue et de scories, ... (voir Fig. 2.12).

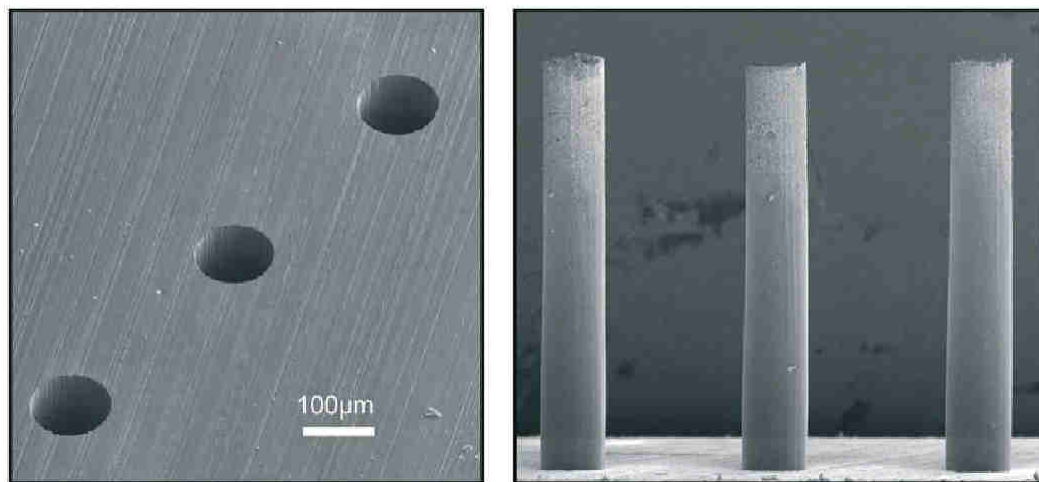


FIGURE 2.12: Image MEB de trous percés dans une plaque d'acier inoxydable de 1 mm d'épaisseur.

A cet égard, les lasers à impulsion ultra-brève semblent les mieux adaptés au développement de procédés permettant d'obtenir des trous avec des bords de perçage francs, dépourvu de ZAT et scories en contrôlant parfaitement la conicité. En pratique, les procédés développés à l'aide de ces sources sont rarement utilisés dans les milieux industriels. La durée d'usinage est en effet relativement longue. Malgré les avantages constatés au niveau de la qualité d'usinage, l'emploi de telles sources laser pour le développement de procédés de perçage n'est pour l'instant pas envisageable car peu propice à une utilisation intensive en production. A moins d'avoir des exigences de qualité extrêmement contraignantes, il est préférable de s'orienter vers des procédés développés sur des sources laser milliseconde, qui présentent une productivité plus conséquente pour un rendu acceptable.

Aujourd'hui les études sur ce type de laser se concentrent essentiellement sur les moyens de rivaliser avec la productivité des sources laser à impulsions longues. Ainsi des études ont été réalisées afin d'étudier les options permettant de remédier à ce défaut de productivité [45, 46]. Ces approches font appel à de la mise en forme d'impulsions de manière à augmenter le taux d'ablation et au final de gagner en productivité. Cependant, atteindre des vitesses de perçage compatibles avec de la production semble pour l'instant hors de portée. Les procédés développés manquent encore de maturité pour un usage en milieu industriel. Des études ont également été réalisées avec des sources laser nanoseconde. Seulement, ces sources ne profitent ni de la qualité de perçage atteinte avec les lasers pico/femtosecondes ni de la cadence de production des lasers millisecondes [47–50]. Là aussi on trouve des travaux sur les moyens d'augmenter l'efficacité de procédés nanoseconde [51–53].

Dernièrement ce sont les essais d'usinage de matériau céramique qui donnent lieu à de nombreux articles [54–60]. Une raison à cela est l'attrait du secteur aéronautique concernant ce matériau pour la réalisation de barrière thermique. Afin d'améliorer le rendement de leur moteur, les ingénieurs essaient de trouver des solutions pour augmenter la température au sein de la chambre de combustion. Cependant, les limites physiques des superalliages ne permettent pas d'augmenter de manière inconsidérée cette température de fonctionnement. Un moyen de limiter le problème est d'isoler le superalliage des hautes températures à l'aide de céramique (dont la tenue à haute température est plus importante). Le perçage doit alors être réalisé sur des structures assemblées de matériaux hétérogènes. Des essais avaient été réalisés avec des lasers Nd:YAG cependant des problèmes persistaient, notamment en ce qui concerne la délamination du revêtement [54, 57–59]. Des procédures hybrides ont alors été imaginées afin d'éviter le problème [61]. Les résultats obtenus sont intéressants. Ils présentent en effet des sections de trous qui ne montrent aucun signe de fissures ni de scories à la surface de la barrière thermique. Cependant cette méthode handicape la productivité par son approche qui

combine le détourage de la céramique avec un laser à impulsions brèves et se termine par un détourage de la sous couche d'accroche et du superalliage avec un laser à impulsions longues (voir Fig. 2.13 a) et c)).

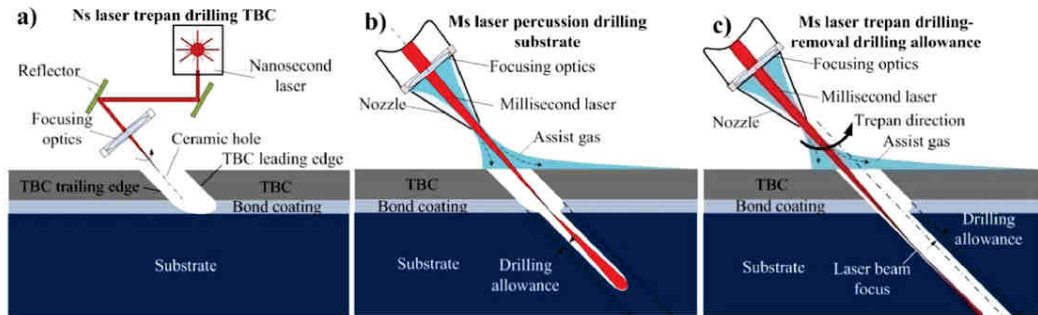


FIGURE 2.13: Illustration des étapes du procédé de perçage hybride d'une plaque de superalliage revêtue d'une barrière thermique en céramique.

2.4 Études de modélisation du perçage laser

Les travaux précurseurs au sujet de la modélisation du perçage laser se sont concentrés sur la description analytique du procédé d'un point de vue thermique. Cette définition mathématique du problème thermique [12] fait encore référence à l'heure actuelle. Cette description fait l'état d'écoulements au sein de la phase liquide en formation au cours de l'interaction laser. Suite à ces constatations, des descriptions thermo-hydrodynamiques du phénomènes se sont développées.

Semak *et al.* [13] mettent en avant le rôle de la pression de recul, exercée par la matière vaporisée, sur la déformation du front de fusion lors d'un procédé de découpe et de soudage. Leur modèle repose sur la description de l'effet piston appliquée par la vapeur au dessus du bain de matière en fusion. La définition de cette contrainte est reprise dans divers travaux numériques afin d'implémenter une déformation de l'interface du matériau soumise à une irradiation laser intense [62–64].

Néanmoins ces équations différentielles partielles couplées ne peuvent être résolues que de manières numériques. Ainsi malgré le nombre d'études théoriques publiées, ces travaux se sont heurtés à la limitation des ressources de calculs. Cela a favorisé le développement de travaux expérimentaux au détriment d'études sur la définition d'un modèle de perçage complet (prise en compte des effets thermiques et hydrodynamiques). L'accès à des moyens de calculs plus conséquents a permis l'émergence d'études théoriques et numériques. Celles-ci ne sont plus exclusivement basées sur la description analytique du modèle de perçage mais présentent également une partie numérique du traitement

du modèle. Parmi ces travaux, nous pouvons citer ceux de Arrizubieta *et al.* [65] sur le développement d'un modèle numérique décrivant les mécanismes en jeu lors de la formation du trou au cours d'un procédé de perçage par percussion laser. Ohmura *et al.* [66] ont traité dans leurs travaux les phénomènes hydrodynamiques (convection dans la phase liquide, effet Marangoni) apparaissant au cours du procédé de perçage laser. Ils ont également introduit une méthode pour traiter le dépôt d'énergie au cours du procédé. Leur approche a consisté à employer une méthode basée sur le tracé de rayons. Cela leur a permis d'introduire les phénomènes de réflexion multiples du faisceau. La description du dépôt d'énergie dans la cavité au cours de sa formation est réalisée à partir de ces multi-réflexions.

Samant *et al.* [67] ont développé à l'aide du logiciel commercial COMSOL Multiphysics™ un modèle permettant de prédire le nombre d'impulsions nécessaires afin de percer des trous de profondeur contrôlée dans du silicium. Courtois *et al.* [64] se sont également servis du logiciel COMSOL Multiphysics™ afin de développer leur modèle de soudage laser. La thématique du soudage laser peut sembler éloignée et n'avoir aucun lien avec le perçage laser, néanmoins des phénomènes physiques analogues sont observés dans les deux cas (absorption, fusion/vaporisation, formation d'un capillaire, déformation d'un front de fusion, ...). Ces travaux nous serviront de support pour le développement de notre modèle de perçage laser (cf. **section 5.1.1**). D'autres équipes ont développé leur propre code numérique afin de simuler les interactions physiques se déroulant au cours du procédé de perçage. Girardot *et al.* [68] ont ainsi mis au point un modèle basé sur la méthode C-NEM (Constrained Natural Elements Method).

Cependant en parcourant les études publiées, un aspect de la modélisation a été peu exploité : il s'agit du traitement du perçage de matériaux revêtus. A notre connaissance, une seule équipe s'est intéressée au développement de modèles prenant en compte des matériaux avec barrière thermique [69]. Dans cette étude, une simulation numérique par la méthode des éléments finis décrit la répartition thermique dans le métal et la céramique au cours du perçage. Seule le problème thermique est traité. Il permet d'identifier les zones sous contraintes où les fissures sont susceptibles de se former. Les modèles rencontrés ne décrivent pas non plus la phase d'ouverture du perçage pourtant essentiel afin de décrire l'état de surface en fin de procédé et pour obtenir une meilleure estimation de la conicité du trou. Le dépôt d'énergie est également souvent négligé. Son traitement, dans le cadre de modélisation de procédés de perçage, est souvent simplifié. La description du dépôt d'énergie par le biais de la méthode de tracé de rayon, proposée dans les travaux de Ohmura *et al.*, est une approche qui comporte cependant des inconvénients en particulier d'un point de vue résolution numérique.

2.5 Conclusion

Les études, tant expérimentales que théoriques, sur le thème du perçage laser sont variées. Si de nombreuses questions ont trouvé une réponse à travers ces divers travaux expérimentaux (impact de la puissance crête et de la durée d'impulsion sur la quantité de scories, effet de l'énergie sur l'apparition de défauts structurels, ...), certaines questions essentielles demeurent. Une question en particulier revient en permanence dans de nombreuses études expérimentales : celle-ci interroge sur le lien entre le profil géométrique obtenu en fin de perçage et les paramètres laser employés. Au delà de cette interrogation, une requête dominante formulée par les industriels prend forme : dans quelle mesure peut-on contrôler et donc prévoir le profil de trous à partir de la connaissance des paramètres laser utilisés ?

D'un point de vue numérique, il reste également des pistes qui n'ont pour l'heure pas encore été explorées, par manque de ressources informatiques et qui a conduit à privilégier l'approche expérimentale. Depuis quelques années, un changement s'est opérée au profit des travaux numériques. L'accès à des ressources de calcul plus importantes encourage l'essor d'études numériques même si des thématiques telles que le perçage de céramique entretiennent encore le développement de nombreux travaux expérimentaux.

Ce travail de thèse se propose d'étudier les différents phénomènes physiques liés au perçage laser par le biais d'une démarche à la fois expérimentale et à la fois numérique. L'approche expérimentale s'appuiera sur la mise en place d'un plan d'expériences afin de tenter d'établir un lien entre le profil géométrique des trous obtenus et les différents paramètres opératoires. Les variations et tendances observées sur ces essais pourront être décorrélés des fluctuations du laser et être seulement assimilées au procédé. En effet, l'étude expérimentale présentée ici a l'avantage d'avoir été réalisée avec une source laser à fibre beaucoup plus stable que ces homologues à solide. L'ensemble de ces essais formera une base de données servant à alimenter des comparaisons avec une modélisation numérique du procédé. Cette modélisation, inclura plusieurs critères jusque là négligés dans les travaux antérieures (dépôt d'énergie et ouverture du trou).

CHAPITRE 3

DISPOSITIFS ET PROCÉDURES EXPÉRIMENTALES

Dans ce troisième chapitre, nous revenons sur les différentes méthodes de diagnostics ainsi que sur les dispositifs expérimentaux mis en place au cours de cette thèse. Nous consacrons une première partie à la présentation de la machine de perçage développée dans le cadre de cette thèse. La majeure partie des résultats a été obtenue sur cette machine construite autour d'un laser à fibre intégré à une machine outil comportant 4 axes de déplacement. Par la suite, les propriétés physiques des matériaux utilisés pour nos essais sont décrites. La méthodologie et la procédure d'analyses des essais figurent dans une partie distincte qui regroupe également les moyens de diagnostics in-situ : strioscopie et montage pompe-sonde. Les méthodes de mesure des paramètres, tels que l'étendue des zones affectées thermiquement, la dimension des trous réalisés ou encore la conicité obtenue lors de nos essais de perçage, sont également détaillés au cours de ce chapitre.

3.1 Machine PROPELA

La machine de perçage laser PROPELA a été spécifiquement développée au cours de cette thèse afin de servir de banc tests. Cette étape s'est avérée nécessaire pour avoir à disposition une machine de perçage, aux performances industrielles, et être en mesure de réaliser l'ensemble de nos essais sans être contraints de perturber les chaînes de production. Entre la conception et la réception des différents composants, l'installation d'une machine fonctionnelle a mis plus d'un an à aboutir. La principale contrainte dans la réalisation de ce prototype fut le choix des composants, dont les performances devaient être à minima équivalentes aux machines de production.

3.1.1 Source laser

La source laser est l'élément central de la machine de perçage PROPELA. Il s'agit d'un laser à fibre développé par la société IPG.



FIGURE 3.1: Bâti du laser à fibre d'IPG (modèle YLS-1200/12000-QCW) contenant les différents modules de diodes de pompe.

Choisir un laser à fibre plutôt qu'un laser à solide est un point qui aurait pu être contesté. En effet, les machines en production sont toutes équipées d'un laser à solide pompé par lampes flash. Il aurait été légitime de poursuivre le développement de notre banc d'essais autour de cette technologie laser. Néanmoins, afin d'anticiper, voire d'amorcer un renouvellement des lasers du parc de machines en production, le choix de s'orienter vers des technologies laser à fibre semblait plus intéressant. Les gains en terme de qualité de faisceau, de polyvalence, de flexibilité d'utilisation de la source ont également orienté ce choix.

Afin de dimensionner correctement les performances du laser à fibre, des essais préliminaires de perçage ont été réalisés en Allemagne (cf. **section 4.2.1**). Ils nous ont permis d'identifier les spécifications requises qui ont par la suite conduit à la rédaction d'un cahier des charges.

Notre choix s'est porté sur un laser à fibre, modèle YLS-1200-12000-QCW. Ce laser peut émettre soit un rayonnement continu soit des impulsions dont l'énergie maximale peut atteindre 120 J. Le faisceau laser se construit au sein d'une fibre optique initiale dopée aux ions ytterbium. La longueur d'onde d'émission associée à ce type de dopage se situe dans la gamme du proche infrarouge, autour de 1070 nm. Pour construire le

rayonnement, la fibre initiale est pompée par quatre stacks¹ de diodes ce qui permet d'atteindre des puissances crêtes en sortie de fibre de plusieurs milliers de watts. Les diodes ne sont pas utilisées au maximum de leurs capacités. De cette manière, si un des stacks subit une panne, les stacks restants peuvent prendre le relai en puisant dans cette réserve de ressources. Les performances du laser sont donc toujours assurées d'être atteintes.

Le faisceau laser est transporté à l'aide d'une fibre optique de 100 μm de diamètre. Cette fibre de transport n'est pas la fibre que nous utilisons directement au cours du procédé de perçage. Elle est reliée à une fibre dite de process par l'intermédiaire d'un coupleur optique. Le rôle de ce coupleur est de permettre l'injection du signal d'une fibre à l'autre avec le minimum de perte. Pour cela il vient ré-imager la surface de sortie de la fibre de transport vers l'entrée de la fibre de process (voir Fig. 3.2).

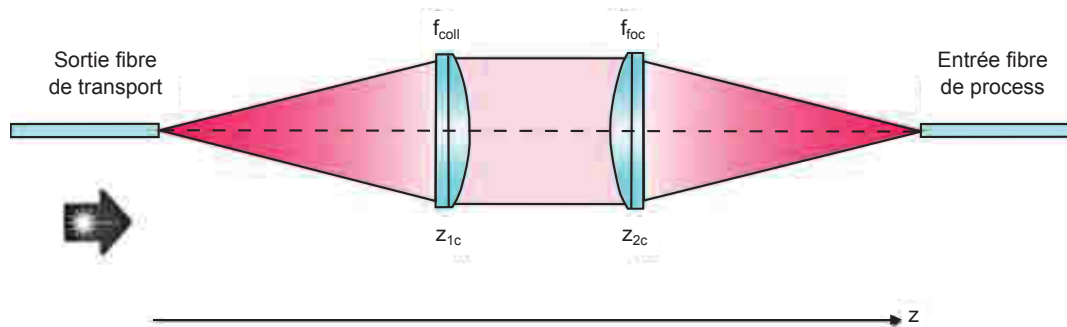


FIGURE 3.2: Schéma décrivant le principe de fonctionnement d'un coupleur optique FFC.

L'utilisation d'un coupleur optique présente dans ce cas plusieurs avantages. Il permet de changer la fibre optique de process pour des fibres de diamètre différent. De cette manière nous élargissons les possibilités de taille de faisceau laser au point de focalisation. Par ailleurs, l'emploi du coupleur permet d'isoler mécaniquement la fibre de transport. Il préserve cette fibre d'éventuels incidents mécaniques au cours du procédé en réduisant ses manipulations. Le coupleur a donc un rôle secondaire de protection.

3.1.1.1 Caractéristiques techniques

Les caractéristiques et performances du laser de la machine de perçage PROPELA sont résumées dans le tableau présenté en Figure 3.3

¹. Signifie piles en anglais. Terme technique couramment utilisé faisant référence à l'empilement de jonctions P/N

N	Characteristics	Test conditions	Symbol	Min.	Typ.	Max.	Unit
1	Operation Mode			CW / pulsed			
2	Polarization			Random			
3	CW and Pulsed Maximal Average Output Power		P_{nom}	1200			W
4	Maximum Peak Power			12000			W
5	Pulse Duration			0.2		10	msec
6	Maximum Pulse Energy	Duty cycle 10 %, PRR = 10 Hz, Maximum power	E_{max}	120			J
7	Duty Cycle*	Pulsed mode				50*	%
8	Tuning Range of Output Power			10		100	%
9	Emission Wavelength	Maximum output power	λ	1068	1070	1072	nm
10	Emission Linewidth	Maximum output power	$\Delta\lambda$		5	7	nm
11	Switching ON/OFF Time	Maximum output power			100	150	μ s
12	Maximum Modulation Frequency	CW & Pulsed modes		2000			Hz
13	Output Power Instability	Maximum output power Time interval: 8 hrs (T=Constant)			± 1	± 2	%
14	Red Guide Laser Power				0.4	0.5	mW

*Maximum duty cycle limit is inversely proportional to peak power: 10% for 12000W, 15% for 8000 W,....., 50% for 2400W and lower

FIGURE 3.3: Récapitulatif des performances de la source laser à fibre YLS-1200-12000-QCW-WC

Ces valeurs sont les données communiquées par le fabricant. Nous avons également réalisé nos propres mesures afin de tester les performances de la source laser et vérifier sa conformité par rapport aux spécifications du constructeur. Des mesures de puissances ont été conduites à l'aide d'un calorimètre adapté. Cela nous a permis d'évaluer les pertes introduites par le coupleur optique. Une caractérisation du profil spatial du faisceau laser au point de focalisation a également été réalisée. La distribution spatiale d'énergie de ce type de source laser doit être proche d'une répartition super gaussienne. Le faisceau laser a été pour cela mis en forme à l'aide d'une lentille de collimation et une lentille de focalisation de de distance focale 120 mm et 300 mm respectivement. Dans ces conditions, le facteur de grandissement du faisceau au point de focalisation vaut :

$$G = \frac{300}{120} = 2.50 \quad (3.1)$$

Des mesures ont été réalisées sur la fibre optique de transport seule de 100 μ m de diamètre. Une série de mesures a également été menée avec la fibre de transport couplée avec les différentes fibres optiques de process (200 μ m et 300 μ m de diamètre).

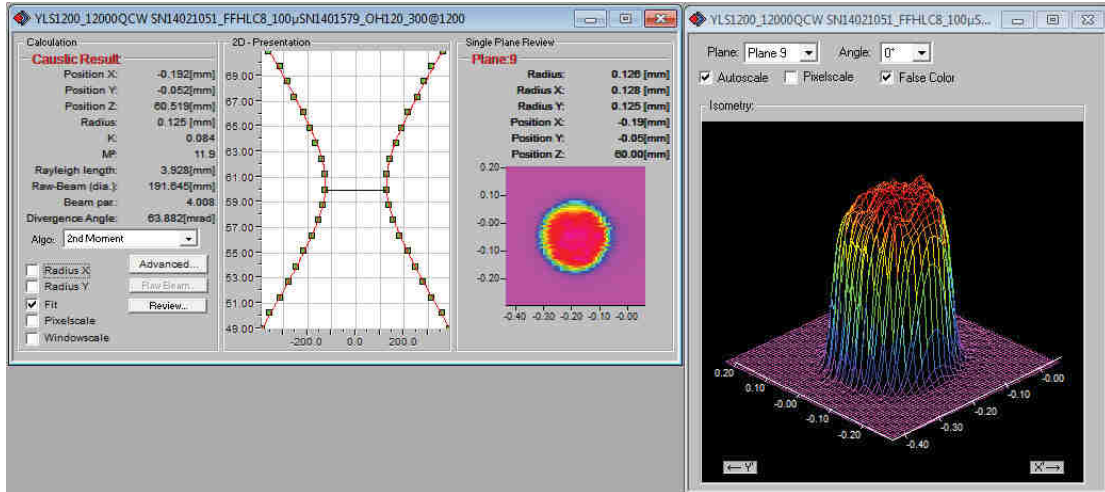


FIGURE 3.4: Profil spatial du faisceau laser au point de focalisation obtenu avec la fibre de transport de $100 \mu\text{m}$, une lentille de collimation de 120 mm et une lentille de focalisation de 300 mm .

Comme attendu, la distribution d'énergie au point de focalisation a un profil spatial différent d'une gaussienne. La majorité de l'énergie est répartie sur une disque de rayon $125 \mu\text{m}$. L'image isométrique montre cependant un fond de disque qui n'apparaît pas totalement plat. Nous remarquons des pics de surintensité distribués aléatoirement sur ce disque. Ces motifs complexes de distribution d'intensité que nous observons ici sont appelés figure de speckle². Ce phénomène est observable en sortie de fibres multimodes et résulte de l'interférence des différents modes se propageant au sein de la fibre [70]. Le faisceau laser est délivré par une fibre optique à saut d'indice de $100 \mu\text{m}$ puis est injecté dans une fibre optique à saut d'indice de diamètre supérieur ($200 \mu\text{m}$ ou $300 \mu\text{m}$). Le nombre de modes supportés par la fibre est donné par l'expression :

$$M = \frac{V^2}{2} \quad (3.2)$$

avec V donnée par l'expression suivante :

$$V = \left(\frac{2\pi a}{\lambda} \right) \sqrt{n_{\text{co}}^2 - n_{\text{cl}}^2} \quad (3.3)$$

où n_{co} et n_{cl} sont les indices du cœur et de la gaine, a le rayon de la fibre [μm] et λ la longueur d'onde du rayonnement [μm]. Pour notre fibre $a \sim 200 \mu\text{m}$, $n_{\text{co}} = 1.492$ et $n_{\text{cl}} = 1.402$. Pour une longueur d'onde $\lambda = 1.070 \mu\text{m}$, on obtient donc $M \sim 1.80 \times 10^5$. Chaque mode ayant sa propre phase, on obtient une figure d'interférences très complexe. Par ailleurs, celle-ci évolue très rapidement dans le temps. Ces fluctuations sont d'autant

2. Le terme "tavelures", équivalent français à "figure de speckle", est rarement rencontré. Dans la suite du manuscrit nous privilégierons la dénomination courante "figure de speckle"

plus rapides que la largeur spectrale de la source laser est importante. Ce laser à fibre a une largeur spectrale typique de 5 nm. Par conséquent, la durée de vie des interférences multiples est de l'ordre de :

$$\frac{2\pi\lambda^2}{c\Delta\lambda} = \frac{2\pi \times 1.070 \times 10^{-12}}{3 \times 10^8 \times 5 \times 10^{-9}} \sim 4.50 \times 10^{-12} \text{ s} \quad (3.4)$$

Nous pouvons donc considérer que ces figures d'interférences ont un impact négligeable et se moyennent très rapidement devant le temps caractéristique des phénomènes étudiés ($\tau_{\text{carac}} \sim 1 \mu\text{s} - 1 \text{ ms}$).

Une autre information que l'on note sur la caustique³ est que le faisceau laser reste focalisé sur une distance d'un peu moins de 4 mm. Cette profondeur de champ s'avère suffisante pour percer des tôles de 800 μm d'épaisseur, même inclinées à 60° sans que la refocalisation du faisceau laser au cours du procédé soit nécessaire. Cette profondeur de champ étant dépendante des fibres et optiques utilisées, nous avons également tracé les caustiques pour les différents combinaisons d'optiques et fibres à notre disposition (cf. **section 3.1.2**).

Après injection du faisceau laser de la fibre de transport de 100 μm de diamètre vers la fibre de process par l'intermédiaire du coupleur optique, nous notons une très faible perte d'intensité (inférieure à 1%). L'injection ne modifie pas non plus le profil spatial du faisceau laser.

3.1.1.2 Synchronisation et déclenchement des impulsions laser

Le profil temporel de l'impulsion laser a été caractérisé à l'aide d'une photodiode rapide reliée à un oscilloscope. Une durée d'impulsion de 2 ms a été réglée en consigne pour définir une impulsion unique. Nous avons obtenu le signal décrit par la figure 3.5 :

Sur l'oscilloscope, nous retrouvons bien ces 2 ms. La Figure 3.5 décrit un temps de montée de l'impulsion d'environ 400 μs . Ce temps correspond au délai entre le moment où l'impulsion est émise et l'instant où l'impulsion atteint son énergie maximale. C'est une information utile pour une définition raisonnable des impulsions dans le cadre de la modélisation numérique. Le contrôle temporel des impulsions est réalisé par l'électronique de la source laser. En revanche le déclenchement des impulsions laser est externalisé. Il est réalisé grâce au contrôleur de platines de translation Aerotech. Ce contrôleur gère le positionnement des axes de translation de la machine. Celui-ci offre également la possibilité de définir un signal électrique de synchronisation qui est émis

3. Profil décrit par le diamètre du faisceau pris à différentes positions

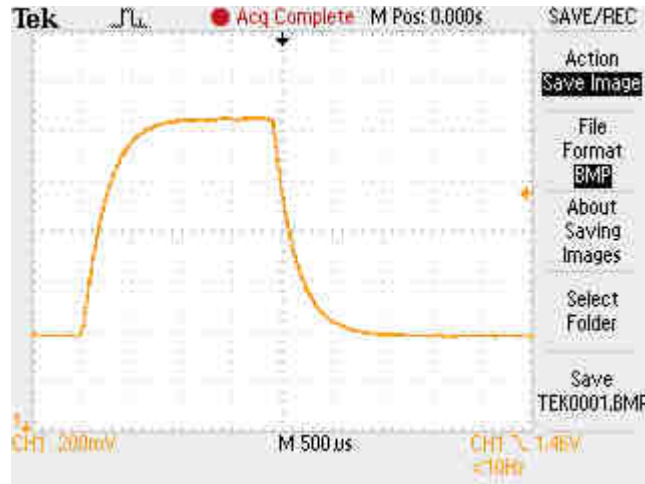


FIGURE 3.5: Profil temporel d'une impulsion de 2 ms mesuré par un oscilloscope.

lorsque la platine de translation a atteint une position définie en X et/ou Y. Cela permet de déclencher l'émission laser à des positions spécifiques de la platine. De cette manière, le positionnement de l'échantillon peut être synchronisé avec les impulsions laser. Il est alors possible de réaliser un motif précis à la volée.

La Figure 3.6 illustre ce fonctionnement. Le signal en bleu, défini par un créneau, sert de signal de synchronisation. Il représente la fenêtre temporelle durant laquelle une impulsion laser peut être émise. Celle-ci est à un niveau haut pendant 75 ms. Cette durée a été fixée par rapport au laser qui n'émet d'impulsion que 60 ms après le départ du signal de synchronisation. Si la durée de ce signal est réduite en dessous de 60 ms, il n'y aura pas d'émission laser.

Ce délai temporel peut poser problème en perçage à la volée. En fonction de la vitesse de déplacement, il peut introduire un écart spatial plus ou moins important sur le motif de perçage. L'identification de ce retard nous a permis de le compenser en introduisant des temporisations et en adaptant le pas du motif de perçage dans la programmation de la machine (ce pas est corrigé de la distance parcourue pendant le délai d'émission laser). Des mesures de distance entre les trous ont montré que le délai était bien compensé et qu'il n'y avait pas de modification géométrique du motif défini : le pas mesuré est le pas attendu.

Cette externalisation nécessaire du contrôle permet d'assurer la synchronisation entre le positionnement de l'échantillon et le déclenchement des impulsions laser. De plus ce signal de référence peut également servir pour la mise en route synchrone des différents appareils de mesure (camera rapide, photodiode..).

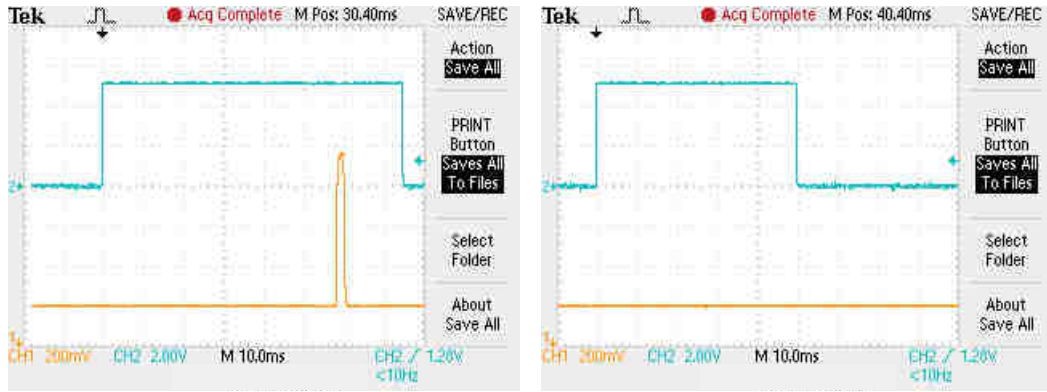


FIGURE 3.6: A gauche : déclenchement de l’impulsion laser (courbe orange) pendant le signal TTL émis par le contrôleur des axes de la machines (courbe bleue) ; A droite : la durée du signal TTL a été réduite à 50 ms. Dans ce cas, le laser ne peut pas émettre d’impulsion.

3.1.2 Optiques et tête de découpe

L’utilisation du faisceau laser en sortie de fibre de process n’est pas direct. Il est nécessaire de passer par une tête de découpe qui fait office de module de mise en forme du faisceau laser. La tête de découpe Precitec équipant la station de perçage PROPELA est constituée de trois modules hermétiques et démontables dans lesquels sont installées les optiques de collimation et de focalisation (voir Fig. 3.7). Un miroir dichroïque traité anti-reflet et incliné à 45° permet de prélever une partie de la lumière issue de l’interaction laser (plasma) ou la réflexion du faisceau laser hélium-néon pour éclairer une caméra de contrôle. Celle-ci permet une visualisation direct dans l’axe de la tête de découpe et facilite ainsi son positionnement par rapport à l’échantillon.

Comme signalé précédemment, nous ne travaillons pas directement avec la fibre de transport du laser. Nous avons au choix accès à deux fibres de process (200 μm et 300 μm de diamètre, 20 mètres de long chacune) qui permettent de guider le faisceau jusqu’à la tête de découpe en isolant la fibre de transport (d’un point de vue mécanique). Nous avons également à disposition tout un jeu de lentilles de collimation et focalisation spécialement conçues pour la tête de découpe Precitec. Associées aux fibres, elles nous servent à adapter la taille du faisceau au point de focalisation.

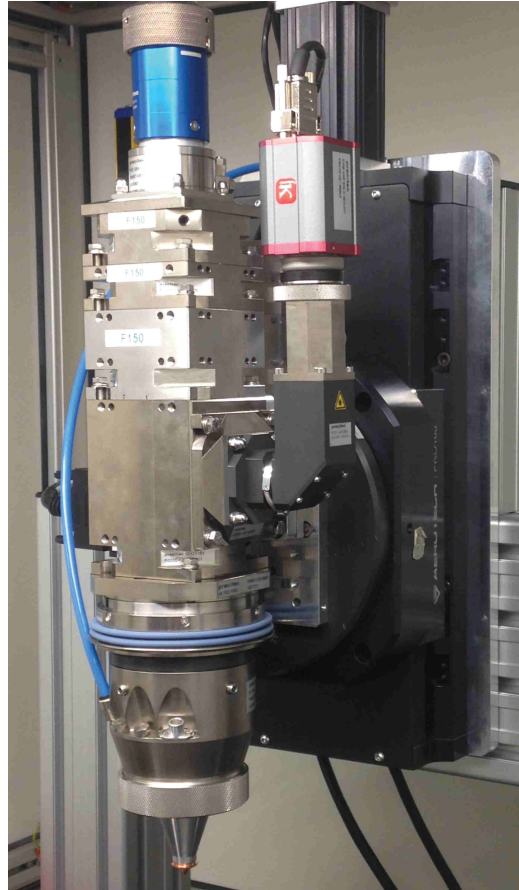


FIGURE 3.7: Tête de perçage Precitec modèle YK52 équipé d'un module pour caméra de visualisation.

Pour chaque couple d'optiques/fibre, nous avons calculé le diamètre théorique au point de focalisation (voir Table 3.1). Un analyseur de faisceau muni d'une caméra CCD nous a permis de vérifier ces calculs.

Dans les différentes configurations optiques réalisables, la profondeur de champ est 2 à 4 fois supérieure à l'épaisseur d'une tôle en incidence normale, c'est-à-dire $800 \mu\text{m}$ (voir Fig. 3.8). Le perçage droit ne devrait donc pas être limité (pas d'élargissement du faisceau au niveau de la focalisation, divergence réduite). Ces différentes mesures nous ont permis de sélectionner les optiques de focalisation et collimation en fonction des fibres de process et surtout du diamètre cible visé. Dans le cas du perçage de trou de $400 \mu\text{m}$ de diamètre, nous utiliserons principalement la fibre de $200 \mu\text{m}$ avec une lentille de collimation de 100 mm et une lentille de focalisation de 150 mm.

Foc. \ Col.	100 mm	150 mm
80 mm	160 μm	$\sim 106 \mu\text{m}$
150 mm	300 μm	200 μm
200 mm	400 μm	$\sim 267 \mu\text{m}$

Foc. \ Col.	100 mm	150 mm
80 mm	164.1 μm	112.1 μm
150 mm	303.6 μm	205.8 μm
200 mm	403.9 μm	264.9 μm

Foc. \ Col.	100 mm	150 mm
80 mm	240 μm	$\sim 160 \mu\text{m}$
150 mm	450 μm	300 μm
200 mm	600 μm	400 μm

Foc. \ Col.	100 mm	150 mm
80 mm	245.3 μm	169.2 μm
150 mm	458.7 μm	311.7 μm
200 mm	607.4 μm	417.2 μm

TABLE 3.1: Valeurs théoriques et expérimentales du diamètre du faisceau au point de focalisation pour deux diamètres de fibre optique et différentes optiques de collimation et focalisation.

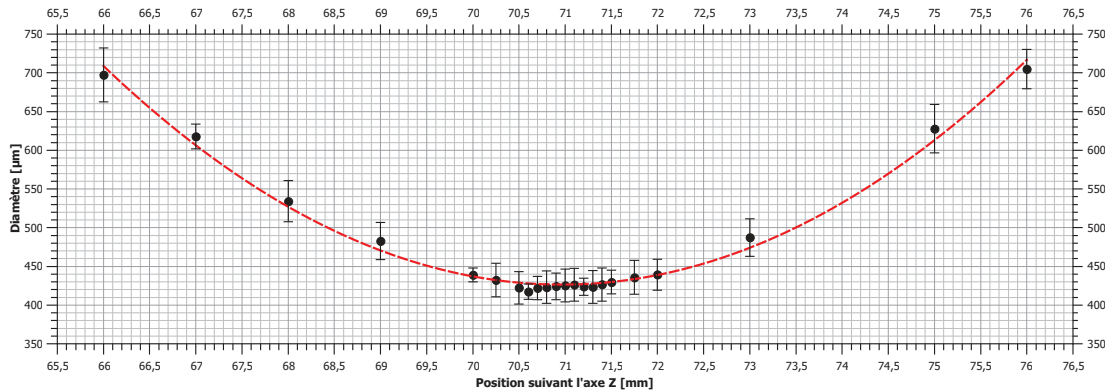


FIGURE 3.8: Exemple d'une caustique tracée à partir des mesures du diamètre autour de la position du point focal du faisceau avec une fibre de 300 μm de diamètre, une lentille de collimation de 150 mm et une lentille de focalisation de 200 mm.

3.1.3 Le poste de perçage

3.1.3.1 Commande numérique

Le pilotage de la machine est réalisé depuis un poste de contrôle constitué d'une interface entièrement assistée par un ordinateur. Celle-ci comprend deux logiciels dont les rôles sont complémentaires : LaserNetTM et Aerotech Motion ControllerTM. Le logiciel LaserNetTM est dédié à l'utilisation et au contrôle du laser. Il s'agit d'une interface intuitive qui permet à la fois de régler des paramètres indispensables tels la puissance crête, la durée et la fréquence de répétition des impulsions mais également de définir le mode de fonctionnement du laser (émission continue ou impulsionnelle). Par ailleurs ce logiciel offre la possibilité d'avoir un contrôle manuel de la source. Pour un contrôle

automatisé des axes de translations et du laser, il faut utiliser le second logiciel de l'interface numérique à savoir Aerotech Motion Controller™. Ce logiciel réalise l'interface avec le contrôleur de platines de translation. C'est par ce biais que nous allons automatiser la séquence de perçage, le contrôleur se chargeant à la fois de positionner les axes de translation et de déclencher les impulsions laser à partir d'un signal de synchronisation (qu'il génère lui même). Ce signal sera défini au sein d'un programme de commande numérique écrit en G-Code.

Pour nos essais, différents programmes en G-Code ont été rédigés puis testés afin d'identifier les réglages optimums des temporisations de la séquence de perçage. Ces programmes font donc appel à des lignes de commande où figurent délai, coordonnées de déplacement (correspondant au position de tir), boucles, vitesse ainsi que la séquence d'impulsions chargée au préalable dans le laser.

3.1.3.2 Sécurité

Les sécurités équipant la station de perçage sont nombreuses et se répartissent entre le laser et la machine de perçage.

Le laser à fibre est équipé en série de systèmes de sureté permettant d'assurer à la fois la sécurité de l'opérateur et l'intégrité du laser. D'un point de vue technique, on trouve au niveau de la fibre de transport un connecteur QBH (en entrée et en sortie) refroidi par eau qui permet de la connecter mais fait également office de fusible. Ainsi sans connexion de la fibre optique, l'alimentation du laser se met en défaut empêchant son fonctionnement. Les fibres sont également revêtues d'un traitement limitant la rétro-diffusion de la lumière réfléchi. D'un point de vue logiciel, le déclenchement du laser n'est permis qu'après plusieurs validations de l'ordre de tir. De plus celui-ci peut être assisté d'un compte-à-rebours pour laisser davantage de temps afin d'intervenir en cas de problèmes.

Du côté de la machine, on retrouve un capot intégral de protection qui constitue la chambre de perçage. Elle isole complètement la zone d'interaction laser d'un contact direct avec l'utilisateur. Cependant elle n'est pas entièrement hermétique. Par conséquent la source laser, bien que totalement fibrée, est considérée comme un laser de classe 4. Le procédé de perçage laser produit énormément de particules métalliques. La chambre de perçage dispose donc d'un système d'aspiration efficace relié à un filtre. La machine de perçage est également munie de détecteurs d'ouverture de porte qui permettent de couper l'alimentation du laser ainsi que les axes de translation de la machine en cas d'ouverture accidentelle. Enfin on trouve un détecteur de présence, construit autour

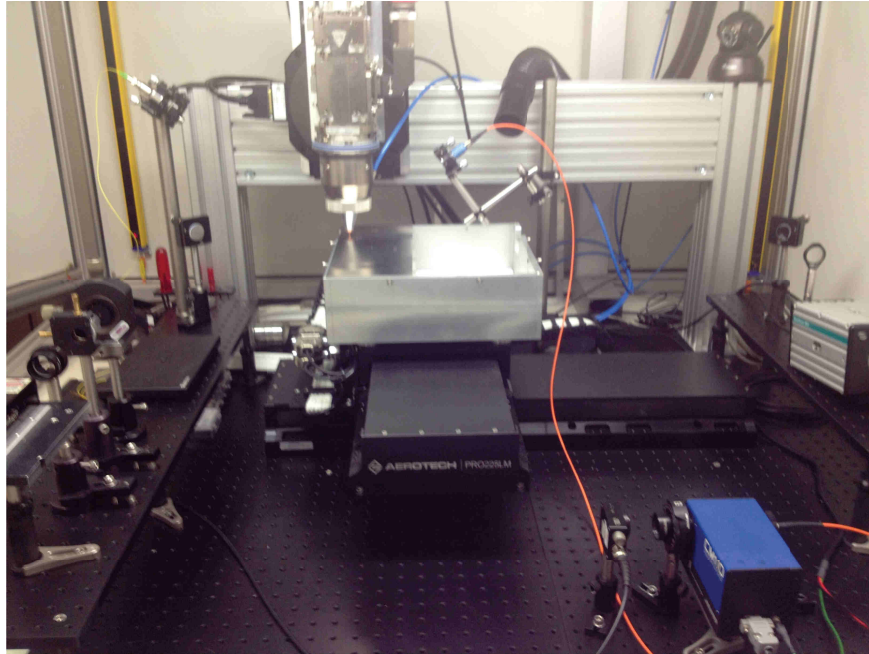


FIGURE 3.9: Intérieur de la machine de perçage PROPELA. Les appareils de mesures installés autour de la zone de perçage font partie des montage pompe-sonde et de stioscopie.

d'un système de faisceaux infrarouges, au sein de la chambre de perçage qui coupe toute alimentation des axes de translation de la machine en cas de perturbation. En cas de coupure d'alimentation, la tête de découpe est reliée à un fil de rappel qui permet de freiner la rotation de l'axe de maintien de la tête, qui en l'absence de courant n'est pas auto-bloqué. Enfin quatre boutons d'arrêt d'urgence permettent de tout couper en cas de problème (trois sur la machine et un sur le laser).

3.2 Matériaux

La conception de la machine de perçage a suivi un cahier des charges strict afin d'assurer des performances intrinsèques minimales équivalentes aux machines en production. Des concessions ont cependant du être réalisées concernant les dimensions et la forme des pièces prises en charge par la machine. Ainsi les éléments de révolution ne peuvent pas être usinés. Seuls des échantillons plans conviennent avec cette machine d'essais. Des pré-tests ont permis de confirmer que la forme de la pièce n'avait pas une incidence sur le procédé de perçage et que le travail réalisé sur des échantillons plans pouvait être adapté à des pièces de révolution.

En aéronautiques les principaux superalliages utilisés sont constitués à partir de nickel et de cobalt. Durant nos essais, nous avons principalement travaillé avec des nuances de cobalt.

3.2.1 Superalliage de cobalt KCN22W/Ha188

Les superalliages sont des matériaux très résistants d'un point de vue sollicitations mécaniques, thermiques et chimiques (résistance à la fatigue, au fluage et à la corrosion à chaud). Ces matériaux sont qualifiés de réfractaires. On distingue deux catégories de superalliages : les alliages à base de nickel et ceux à base de cobalt. Ces derniers supportent des températures atteignant les 1000°C avec une endurance supérieure aux superalliages de nickel.

Au cours de cette thèse, nos essais ce sont principalement concentrés sur le travail du superalliage de cobalt KCN22W (désignation commerciale Haynes[®] 188). Il s'agit d'un superalliage composé principalement d'un mélange de cobalt (39%), chrome (22%), nickel (22%) et tungstène (14%). On le retrouve régulièrement dans la fabrication de pièces mécaniques soumises à des cycles thermiques intenses (par exemple dans les chambres de combustion). Il présente les avantages suivants :

- un point de fusion élevé
- une résistance à la corrosion importante même à haute température grâce à la présence de chrome
- une résistance à la fatigue thermique plus importante que les superalliages de nickel

Propriétés physiques des superalliages de cobalt					
Intervalle de fusion [°C]	Masse volumique [kg.m ⁻³]	Dilatation linéique [$\mu\text{m.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$]	Capacité thermique [J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]	Module élasticité [MPa]	Conductivité thermique [W.m ⁻¹ .K ⁻¹]
1490/1500	8980	18.5	488	209 000	10

TABLE 3.2: Propriétés physiques de la nuance de superalliage de cobalt KCN22W à 20°C.

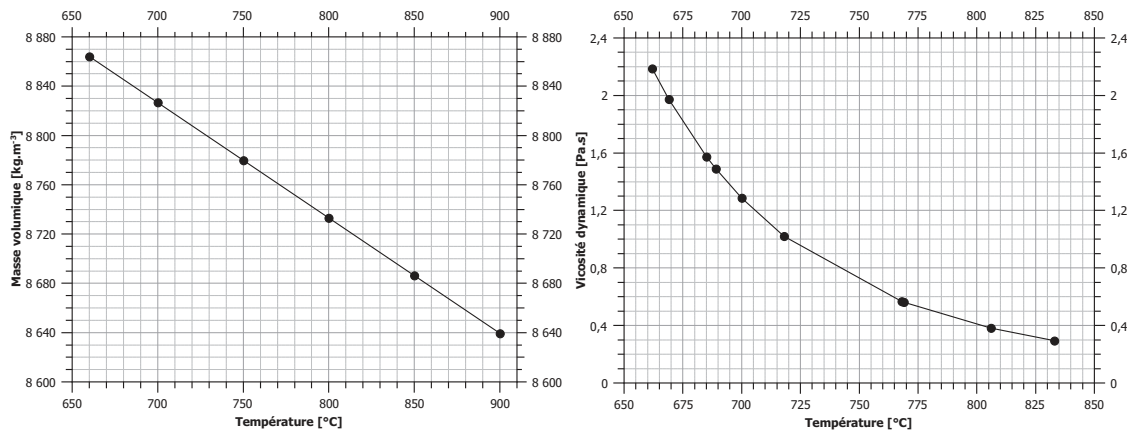


FIGURE 3.10: Évolution des paramètres physiques connus du superalliage de cobalt KCN22W en fonction de la température

3.3 Techniques de préparation et de caractérisation du procédé

Afin de suivre les différents phénomènes physiques se déroulant au cours du procédé de perçage, divers appareils et dispositifs de mesures in-situ ont été mis en place à proximité de la zone d'interaction laser dans la chambre de perçage. La plupart des techniques présentées ci-dessous n'ont cependant pas pu être exploitées au cours de ces travaux. Nous nous sommes retrouvés dans l'incapacité d'adapter le principe de certaines méthodes de mesures aux conditions de perçage réelles (trop contraignantes). Pour d'autres, le retard accumulé sur l'installation de la machine a été pénalisant et nous a contraint à mettre de côté une partie des expériences initialement prévues.

3.3.1 Montage de strioscopie

La strioscopie est une méthode optique de visualisation non intrusive qui permet d'observer des phénomènes qui ne sont pas visibles de manière directe. Il est par exemple possible, à l'aide de cette méthode, de suivre les variations d'indice de réfraction d'un écoulement d'air. La technique repose sur le filtrage spatial de la source de lumière éclairant l'objet d'intérêt. L'approche consiste à retirer la composante de lumière (à l'aide d'un filtre) qui n'est pas déviée par l'objet. Sur le plan de visualisation ne seront alors visibles que les rayons déviés par la présence de l'objet, se traduisant par des contours en surbrillance (voir Fig. 3.11).

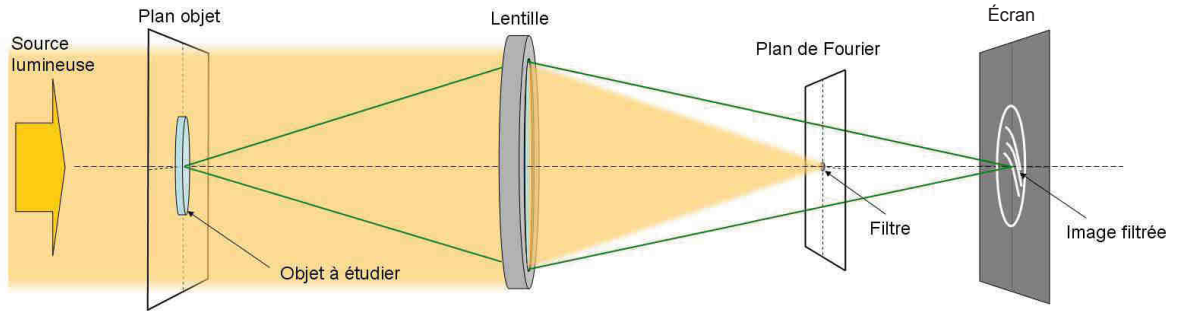


FIGURE 3.11: Schéma de principe de la méthode de visualisation strioscopique. Au départ en l'absence d'objet, la source de lumière imagée par une lentille est stoppée dans le plan de Fourier à l'aide d'un filtre. L'écran de visualisation n'est donc pas éclairé. En présence de l'objet, la diffraction des rayons permet de contourner le filtre. On obtient alors une image des contours de l'objet en surbrillance sur l'écran.

Expérimentalement, notre source de lumière est constituée d'un laser continu émettant à une longueur d'onde $\lambda = 532$ nm. Le faisceau laser est d'abord filtré par d'un diaphragme puis collimaté afin d'avoir une zone étendue et éclairée uniformément. La lumière est ensuite focalisée à l'aide d'une lentille de courte focale. Une lame de couteau, faisant office de filtre spatial, vient bloquer la propagation du faisceau au point de focalisation. Pour la partie visualisation, le dispositif dispose d'une caméra rapide pré-alignée interchangeable avec un écran simple. En fonction du contraste que l'on cherche à obtenir, la position du filtre peut être ajustée à l'aide d'une monture micrométrique.

Dans notre cas, l'objet étudié est l'écoulement du gaz d'assistance ainsi que la phase métallique évacuée sous forme liquide et gazeuse au cours du procédé de perçage. L'information concernant la vitesse d'éjection de matière peut être déterminée par cette méthode. La valeur mesurée pourra servir par le suite de donnée comparative pour le modèle.

3.3.2 Montage pompe-sonde

Les montages de type montage pompe-sonde permettent de décrire, au cours du temps, des phénomènes ultra-rapides auquel l'accès n'est pas direct (par exemple le mouvement d'atomes). La méthode requière l'emploi de deux sources laser, la première qualifiée de pompe et la seconde qualifiée de sonde. La pompe va initier une excitation du milieu matériel dont l'évolution sera quantifiée à chaque instant par la sonde.

Dans notre application de perçage laser, un critère essentiel est la quantité d'énergie déposée et réellement absorbée au cours de l'interaction. Cette notion d'absorption est

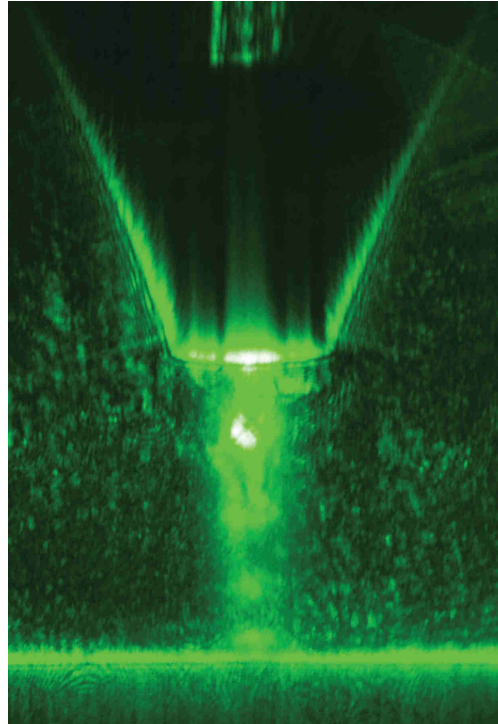


FIGURE 3.12: Image filtrée de l'écoulement d'air à 4 bars à travers une buse de perçage

directement liée à la réflectivité du matériau qui peut potentiellement changer au cours du perçage (en cause l'élévation de température, la modification de l'état de surface, les changements de phase, ...). L'objectif du montage pompe-sonde que nous avons essayé d'adapter à notre machine était de reconstituer la dynamique de la réponse optique de l'échantillon au cours du perçage (détermination du coefficient réflexion et donc absorption). Cette donnée est importante pour le traitement du procédé par l'approche numérique, en particulier en ce qui concerne la définition du dépôt d'énergie.

Une diode laser monomode fibrée, émettant en continu à une longueur d'onde $\lambda = 632$ nm, constitue notre sonde. Le faisceau laser en sortie de fibre fait quelques centaines de mW. Il est collimaté puis focalisé jusqu'au point d'impact de la pompe qui n'est autre que la source laser à fibre de la machine. Une fibre optique permet de récupérer les réflexions spéculaires de la sonde pendant le perçage. Cette lumière est ensuite filtrée à l'aide d'un monochromateur pour éliminer les composantes spectrales issues du plasma. Elle vient alors éclairer une photodiode rapide reliée à un oscilloscope. La mesure et l'évolution du signal de la photodiode au cours du temps nous permettent de déterminer la valeur du coefficient de réflexion de l'échantillon.

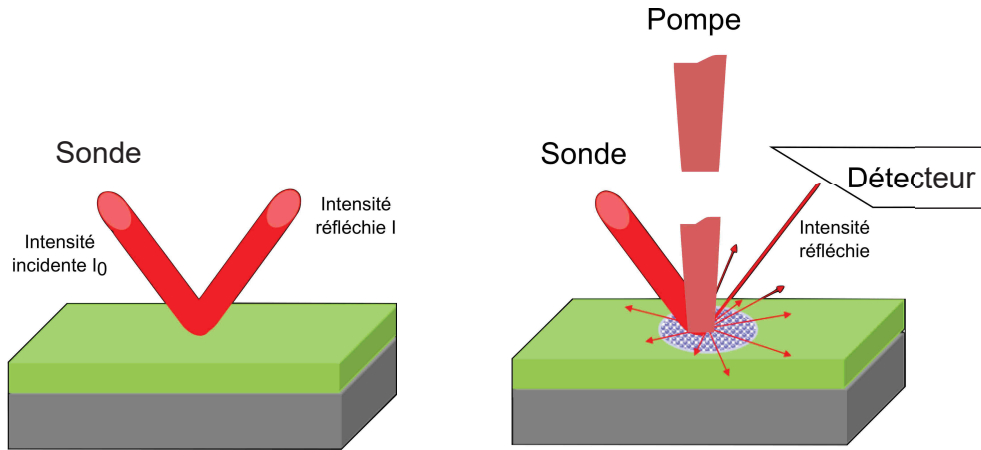


FIGURE 3.13: Schéma de principe du montage pompe-sonde utilisé. La sonde est émise de manière continue. L'intensité réfléchie I sert de référence. Après émission de l'impulsion laser pompe, l'intensité réfléchie est de nouveau mesurée afin de déterminer l'évolution du coefficient de réflexion.

Pour cette mesure, les appareils doivent être synchronisés avec les impulsions du laser à fibre. Cette condition est respectée relativement facilement. Cela est réalisé à l'aide du signal généré par le contrôleur de patines. En revanche, nous avons eu d'importants problèmes concernant le positionnement des optiques servant à collecter la lumière réfléchie. En effet pour que le signal sur la photodiode soit suffisamment élevé, il fallait récolter un maximum de lumière et donc placer les optiques à proximité de la zone de perçage. L'éjection de matière fondue nous a contraint à faire des mesures en plaçant les miroirs en retrait de la zone d'interaction. Le signal de la photodiode n'est pas exploitable dans ces conditions. Nous avons envisagé de concevoir un outillage adapté pour réaliser la mesure mais par manque de temps, ce point a été mis en suspens.

De premiers essais de mise au point ont cependant été réalisées sur des échantillons de PMMA brut. Dans cette pré-étude, le laser de pompe était un laser CO₂. Ces essais ont montré que la méthode pouvait s'appliquer dans des conditions de laboratoire (moins contraignantes). Lors de ces pré-tests, le laser de pompe était réglé à une cadence de 5 kHz. Les impulsions avaient une durée de 40 ms. Pour chaque essai, un minimum de 10 impulsions a été appliqué. Le signal de pompe était focalisé à la surface du polymère avec une inclinaison d'environ 60° (par rapport à la normale), ce qui pour une longueur d'onde $\lambda = 632$ nm devrait correspondre à un coefficient théorique de réflexion de 0.04. Expérimentalement, après la première impulsion pompe, la valeur déterminée du coefficient de réflexion est tout autre (voir Fig. 3.14, image du haut). Le rapport entre le signal de la pompe réfléchi et le signal de référence initial nous donne une valeur supérieure à 1. Celle-ci varie en fonction du nombre d'impulsions cumulées. On a également observé que ce rapport évoluait au cours de l'impulsion (voir Fig. 3.14, image du bas). C'est cette dynamique de changement du coefficient de réflexion que nous avons cherché à évaluer

sur les échantillons de cobalt mais qui n'a pas pu être réalisé en raisons de problèmes techniques et logistiques.

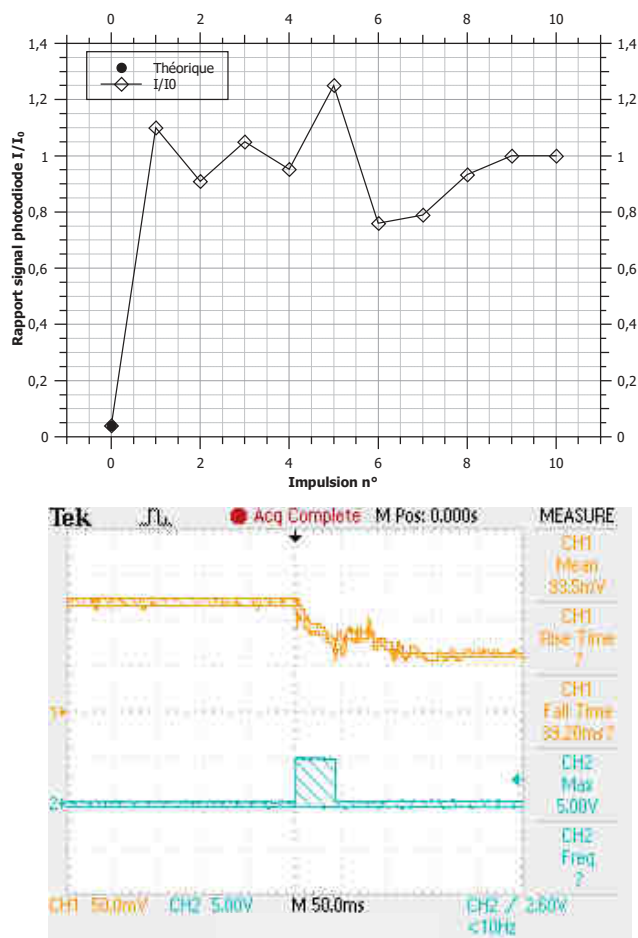


FIGURE 3.14: En haut : graphique représentant l'évolution du coefficient de réflexion du PMMA à un rayonnement longueur d'onde $\lambda = 632$ nm en fonction du nombre d'impulsions pompe. En bas : capture d'écran de l'oscilloscope pendant le déclenchement de la mesure sur une impulsion pompe. La courbe orange représente le signal de la sonde, la courbe bleue l'impulsion pompe.

3.3.3 Préparation des échantillons pour analyses métallurgiques

La préparation des échantillons obtenus après perçage a représenté une part importante de l'analyse des essais. Cette étape primordiale a nécessité d'investir du temps afin de ne pas altérer les échantillons percés avant leurs observations. De nombreuses précautions ont été prises afin de s'assurer que les résultats obtenues provenaient seulement du procédé de perçage laser et pas d'un mauvais conditionnement des échantillons.

Schneider *et al.* [71] ont eu une approche intéressante à ce sujet. Ils ont développé une méthode de caractérisation permettant une visualisation direct des sections de trous

obtenus. L'approche est originale car elle permet d'obtenir une section des trous dans l'axe de perçage de façon simple et répétable mais dans notre cas elle n'était pas applicable. En effet, cette méthode ne permet pas de réaliser de matrice de trous. Seule une ligne (celle définie par le contact des deux plaques pré-polies) peut être réalisée, ce qui s'avère insuffisant pour estimer une section de passage. De plus cette méthode demande d'utiliser un montage particulier afin d'assurer le contact plan des deux plaques. Or notre support d'échantillon a été spécialement conçu de manière à pouvoir réaliser des mesures de strioscopie. Il devait également être possible d'y intégrer des éléments en téflon pour bloquer le faisceau laser.

Nous avons donc choisi d'établir une procédure de préparation des coupes métallurgiques (certes plus lourde mais adaptée à notre montage) afin que chacune puisse être comparable. Cette procédure peut être résumée en trois étapes : découpe, enrobage et polissage des éprouvettes. Le protocole de préparation des macrographies se présente de la manière suivante :

1. Tracer les repères de découpe (tangents à la rangée de trous).
2. Découper l'éprouvette en suivant les repères (avance de 10 mm/min, vitesse de la meule 2450 tr/min, meule réf. 11-4217-010).
3. Débiter au moins trois morceaux de 40×45 mm.
4. Mesurer la distance d entre les bords de l'éprouvette et la rangée de trous ; si $d \leq 0.30$ mm, passer à l'étape suivante sinon repolir manuellement sur disque de polissage P120 afin de réduire cette distance d .
5. Vérifier que la distance entre les bords de l'éprouvette et la rangée de trous est constante.
6. Passer les échantillons au bain ultrasons.
7. Enrober les échantillons (avec de la résine époxy complétée de résine acrylique).
8. Polir les éprouvettes enrobées. Pré-polissage : P120, P320, P600, P1200 (charge max 90 N, 250 tr/min). Finition : feutre + suspension diamantée à 3 μm , solution à 1 μm (charge 30 N max, 150 tr/min).
9. Observer les échantillons au microscope et réaliser les mesures (diamètre, dimension fissure, ...)
10. Faire une attaque électrolytique des éprouvettes (au sulfate de cuivre pour les nuances de cobalt) avec un générateur de tension de 6 V (échantillon à l'anode).
11. Observer les changements de structure au microscope.

3.3.4 Procédures de caractérisation des macrographies

La caractérisation des macrographies consiste principalement à réaliser des contrôles optiques des échantillons à l'aide d'un microscope. Les points de vérifications sont clairement identifiés. Ainsi nous mesurons le diamètre d'entrée, le diamètre de sortie, la distance L entre ces deux diamètres. Ce dernier paramètre n'est nécessaire que dans le cas du perçage incliné et nous permet de déterminer la valeur de la conicité de l'essai. En effet dans le cas du perçage incliné, le position du diamètre d'entrée ne correspond pas à la surface extérieure de l'échantillon comme dans le cas du perçage droit. Celui-ci est positionné au mieux dans l'axe de perçage à partir d'un tiers de l'épaisseur de la plaque (voir Fig. 3.15)

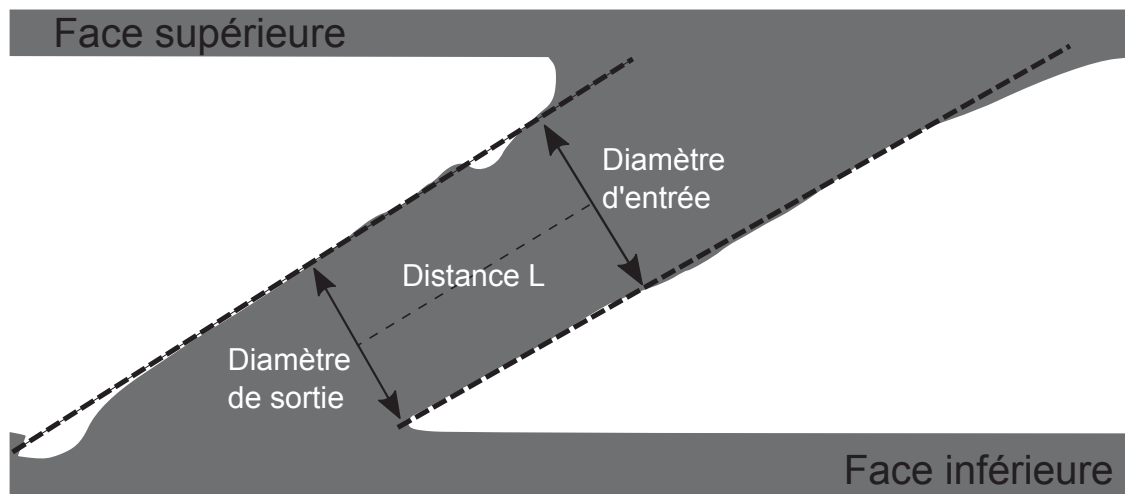


FIGURE 3.15: Méthode de mesure des diamètres de perçage. Les guides de mesures sont positionnés le long des parois du trou (pointillés noirs). Le diamètre en entrée est pris de manière orthogonale à ces repères à environ un tiers de l'épaisseur de la plaque.

Une description qualitative de l'état de surface du côté entrée est également proposée. Après attaque chimique, les dimensions des différentes phases révélées sont mesurées, en particulier la zone affectée thermiquement (ou ZAT). La ZAT définit une aire où les élévations de température ont engendré un changement de phase soit par transformation allotropique soit par un changement d'état (fusion).

CHAPITRE 4

ÉTUDE EXPÉRIMENTALE DU PERÇAGE LASER SUR DES ALLIAGES MÉTALLIQUES

Ce chapitre aborde les essais de perçage réalisés sur des cibles métalliques d'épaisseur inférieure au millimètre. L'objectif de cette partie est de mettre en avant l'intérêt d'une technique de perçage, basée sur l'utilisation d'un train d'impulsions, sur deux aspects particuliers : la productivité et la maîtrise géométrique des trous. A notre connaissance, au démarrage de ces travaux en 2013, cette approche n'a pas fait l'objet d'études spécifiques (avec des sources laser à impulsions longues).

D'ordinaire, les impulsions laser émises par les premières générations de sources de fortes puissances comportaient des limitations relatives à la définition du train d'impulsions. La sollicitation d'impulsions de fortes énergies réduisaient la fréquence d'émission. De plus il n'était pas possible de dissocier les réglages d'une impulsion à l'autre au sein d'un même train d'impulsions. En conséquence, le développement de procédés de perçage laser était restreint et se résumait au choix de quelques paramètres : le nombre d'impulsions, la durée et la puissance crête des impulsions [15, 16, 23, 24]. Le développement récent de sources laser à fibre de fortes puissances, dont l'accès commence à se répandre, a contribué à la levée de ces verrous technologiques. Ces nouvelles sources laser rendent possible l'émission de trains d'impulsions avec des conditions spécifiques à chaque impulsion (délais, durée, ...). L'énergie de chaque impulsion peut également être modulée. De même la définition d'impulsions de forme originale est possible.

Le protocole et le montage expérimental ont été décrits dans le précédent chapitre. Les conditions opératoires ainsi que l'ensemble des résultats obtenus sont présentés et discutés en détail dans ce chapitre.

4.1 Source laser à solide

Cette partie est consacrée aux premiers essais réalisés avec un laser pompé par lampes flash utilisé actuellement en milieu industriel pour réaliser le perçage de plaques métalliques. A partir des résultats de ces essais, nous pourrions définir la qualité de perçage à atteindre a minima avec la source laser à fibre. La qualification de laser à solide tient du fait que le milieu amplificateur du laser est constitué d'un matériau à l'état solide. Il s'agit ici d'un cristal de YAG (Yttrium Aluminium Garnet) dopé par des ions néodyme. La longueur d'onde d'émission associée à ce dopage se situe dans le proche infrarouge ($\lambda = 1064$ nm). Le pompage optique est réalisé par le biais de lampes flash. Cette technologie de laser est capable d'émettre des impulsions très énergétiques (de l'ordre de la dizaine de joules).

Pour le perçage de plaques métalliques, ce type de laser fonctionne généralement de manière relaxée. Ce mode peut s'obtenir avec des sources laser pouvant fonctionner en continu mais dont le pompage est réalisé de manière impulsionnelle. Lors de l'émission laser, cela se traduit par une série de pics lumineux, plus ou moins aléatoires, pendant toute la durée de l'impulsion de pompage (voir Fig. 4.1). Ces oscillations proviennent d'une compétition entre pompage et effet laser. Suite au pompage optique, l'inversion de population augmente. Lorsque le gain est suffisamment important, l'onde lumineuse oscillant dans la cavité peut devenir très intense, provoquant une impulsion qui vient piller le gain du milieu amplificateur. L'intensité laser chute. Le pompage prend alors le relais afin d'augmenter à nouveau le gain. Ce cycle se poursuit jusqu'à ce que l'intensité soit stabilisée (proche du gain seuil). Ces oscillations ne sont donc observables qu'en début d'impulsion. La durée d'impulsion ainsi produite varie entre la μ s et la ms. La puissance rayonnée est, du fait des oscillations, relativement irrégulière d'une impulsion à l'autre ce qui d'un point de vue d'un procédé industriel n'est pas idéal (car aucun contrôle précis de la série de pics).

La stratégie de perçage classiquement utilisée repose sur l'emploi de deux impulsions laser aux paramètres strictement identiques (même puissance crête et même durée d'impulsion). A chaque passage de l'échantillon sous la tête de perçage, une impulsion est émise. Deux passages sont donc nécessaires pour achever le procédé. Cette configuration de perçage correspond à une approche du perçage à la volée (cf. **section 2.2.3**). Les énergies des impulsions utilisées sont ici d'environ 10 J. Il faut noter que la première impulsion est suffisante pour former un trou débouchant. Le rôle de la seconde impulsion se résume donc essentiellement à l'ajustement des dimensions du trou.

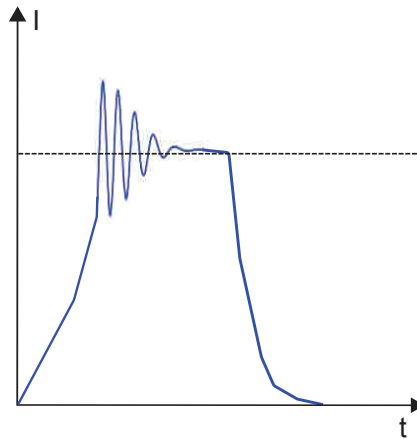


FIGURE 4.1: Forme temporelle d'une impulsion laser émise par une source laser fonctionnant dans un mode relaxé.

4.1.1 Conditions expérimentales

Pour ces essais, nous nous sommes placés dans des conditions proches de ce qui est couramment pratiqué dans les ateliers de productions aéronautiques [14, 72]. Les pièces usinées en atelier étant pour la plupart des pièces de révolution, nous avons néanmoins adapté ces conditions opératoires pour reproduire du perçage sur des échantillons plats en mouvement (conversion de la vitesse de rotation en vitesse de translation, dispositif d'inclinaison des échantillons). Les conditions dans lesquelles ces essais ont été réalisés sont listées ci-dessous :

- Inclinaison de l'échantillon par rapport à l'axe du faisceau laser de 60° .
- Vitesse de translation de l'échantillon de 1440 mm/min au cours du procédé.
- Diamètre du faisceau au point focal, environ $200 \mu\text{m}$.
- Flux coaxial d'oxygène à une pression de 7 bars.
- Impulsion de 0,70 ms et 10 J.
- Sens de déplacement de l'échantillon : en concordance¹.

La trame de perçage réalisée est définie par un motif de 32×32 trous disposés en quinconce. Le diamètre de perçage, recherché en sortie, est de $400 \mu\text{m}$. L'entraxe suivant l'axe X et l'axe Y est défini par : $X = 1.19 \text{ mm}$ et $Y = 2.37 \text{ mm}$.

1. Analogie à l'usinage par fraisage où l'outil de coupe selon qu'il est orienté ou non dans le sens de déplacement de l'échantillon définit le caractère en opposition ou en concordance de l'approche

4.1.2 Résultats

Nous avons prélevé trois zones distinctes de l'échantillon usiné pour réaliser des analyses. La Figure 4.2 montre le profil caractéristique d'une coupe transversale des trous percés dans ces conditions :

- Le trou présente un diamètre de sortie moyen de $400\ \mu\text{m}$.
- L'épaisseur moyenne de la zone affectée thermiquement est d'environ $45\ \mu\text{m}$. Elle est répartie le long des parois du trou de manière non uniforme. Certaines zones sont plus impactées que d'autres en particulier au niveau de la face d'entrée et la face de sortie (présence de gouttes).
- La conicité moyenne est de 4° . Le diamètre en entrée est donc légèrement plus grand que le diamètre débouchant (une dizaine de microns d'écart).
- Nous ne relevons aucune présence de fissures dans le métal de base ou la ZAT.

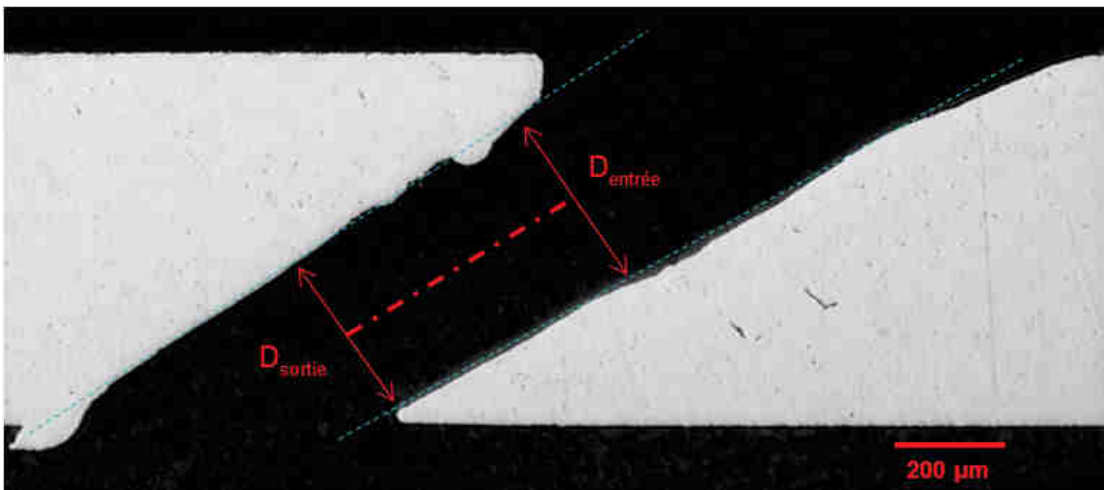


FIGURE 4.2: Coupe transversale d'un trou incliné à 60° percé à la volée avec un laser Nd :YAG pompé par lampes flash.

La mesure du diamètre d'entrée de perçage est réalisée au maximum à un tiers de l'épaisseur maximale de la tôle, à partir de la face d'entrée. Le diamètre de sortie est défini à partir de la position d'ouverture de la tôle (cf. **section 3.3.4.**) Les résultats de ces essais, aussi bien du point de vue morphologique que métallurgique, sont proches des critères de qualité exigés en milieu industriel. Ces essais vont nous servir de références afin d'évaluer les différentes approches de perçage envisagées. Notre objectif sera a minima d'obtenir des résultats qualitativement comparables sur la machine de perçage PROPELA que nous souhaitons mettre en place. Dans un premier temps, nous avons donc essayé de reproduire ces résultats avec la source laser à fibre de la machine PROPELA sans changer de stratégie de perçage. Dans un second temps, ayant démontré que

des trous de qualité analogue étaient réalisables, nous avons pu imaginer de nouvelles stratégies de perçage exploitant pleinement les possibilités de notre laser à fibre.

4.2 Source laser à fibre

Dans cette section, l'évolution du profil de perçage est étudiée à travers des essais réalisés avec une nouvelle génération de laser à fibre impulsif de forte puissance. L'intérêt de ce laser par rapport au laser à solide est qu'il peut émettre des trains d'impulsions avec des délais relativement courts entre chaque impulsion tout en conservant des paramètres énergétiques constants (cf. **section 3.1.1.1**). Il offre également la possibilité de moduler l'énergie de chaque impulsion. Ces paramètres de réglages offrent de nombreuses possibilités en matière de stratégies de perçage à la volée qu'il est notamment possible de classer en deux catégories : le perçage à la volée avec une série d'impulsions uniques et le perçage à la volée avec un train d'impulsions.

Le point qui différencie ces deux approches est le nombre de passages nécessaires de la pièce devant le faisceau laser afin d'obtenir un trou débouchant. Dans le premier cas, il y a autant de passages que d'impulsions à délivrer. Dans le second cas, seul un passage est nécessaire. L'intérêt de cette seconde approche paraît clair d'un point de vue industriel puisqu'elle réduit le cycle de fabrication et augmente la productivité. Pour que ce point constitue un réel avantage, il faut cependant s'assurer que la qualité des pièces obtenues réponde au cahier des charges. Deux aspects en particulier sont à contrôler au niveau :

- Métallurgique : il faut minimiser au maximum la formation et la longueur des fissures ; la ZAT doit également être maîtrisée.
- Fonctionnel : la section de passage (débit d'air à travers les trous) doit respectée des tolérances et diffère en fonction du diamètre des trous considérés ; elle dépend en grande partie de la conicité.

Afin de vérifier que la stratégie de perçage avec train d'impulsions permette également de respecter les critères du cahier des charges que nous venons d'évoquer, nous avons procédé en deux phases. La première étape a consisté à obtenir des résultats de qualité identique à ceux obtenus lors des essais de perçage avec la source laser à solide. Le perçage à la volée, utilisant deux impulsions identiques, est conservé durant cette phase. Le procédé ayant été validé, nous nous sommes focalisés dans une seconde étape au développement d'un procédé de perçage par train d'impulsions. Les résultats des deux approches ont été par la suite comparés.

L'analyse des résultats obtenus a été réalisée en comparant les diamètres d'entrée, de sortie et la conicité résultante. L'étendue des zones affectées thermiquement a également été mesurée. Au cours de ces essais deux types de trous ont été percés : des trous de diamètre $400\ \mu\text{m}$ inclinés à 60° et des trous droits (inclinaison nulle) de diamètre $680\ \mu\text{m}$. Néanmoins, l'accent a été mis sur le perçage de trous de diamètre $400\ \mu\text{m}$. En effet, les trous de cette dimension sont présents sur la quasi totalité des procédés industriels aéronautiques. Ce sont donc ceux que nous avons cherché à optimiser.

4.2.1 Pré-étude à l'ILT (Fraunhofer-Institut für Lasertechnik)

4.2.1.1 Influence des paramètres laser

Des tests préliminaires ont été réalisés à l'ILT, une branche de l'institut Fraunhofer, située à Aix-la-Chapelle en Allemagne. Ce centre est spécialisé en recherches appliquées sur les procédés d'usinage laser. Ces premiers essais avaient pour but d'identifier les performances minimales requises de la source laser qui devait intégrer la machine PROPELA. Ces tests nous ont par ailleurs permis de nous prononcer sur l'intérêt de l'utilisation du gaz d'assistance au cours du procédé.

Pour ces essais de perçage, nous avons utilisé le laser à fibre du centre : une source de la société IPG, modèle YLS-6000-TR. Nos différents essais nous ont permis d'en évaluer le potentiel pour l'application de perçage à la volée que nous cherchons à améliorer. Les limites de cette source laser ont ainsi pu être identifiées. Nous sommes parvenus de cette manière à définir les caractéristiques requises de notre laser. Le montage optique de la machine, sur laquelle nous avons travaillé, était composé des éléments suivants : une fibre optique de $200\ \mu\text{m}$ couplée à un système de mise en forme de faisceau constitué d'un jeu de lentilles de collimation et de focalisation afin d'avoir au point focal une taille de faisceau de $400\ \mu\text{m}$ ou $600\ \mu\text{m}$, la forme du faisceau étant circulaire.

Les essais ont été réalisés sur un superalliage de nickel (NC22FeD) de $800\ \mu\text{m}$ d'épaisseur, un superalliage de cobalt (KCN22W) de $800\ \mu\text{m}$ d'épaisseur et sur un acier inoxydable standard de $1200\ \mu\text{m}$ d'épaisseur. L'objectif de ces essais était double. Nous devons réussir à percer des trous de $400\ \mu\text{m}$ de diamètre inclinés à 60° sur une tôle de NC22FeD et des trous droits de $680\ \mu\text{m}$ de diamètre sur une tôle de KCN22W. Nous avons en premier lieu défini des paramètres opératoires en configuration statique pour chaque nuance avant de réaliser des essais de perçage à la volée sur la tôle d'acier inoxydable.

Nous avons commencé par étudier l'impact de la puissance crête des impulsions en réalisant des essais de perçage statique sur des tôles de NC22FeD. La fréquence de

répétition et la durée des impulsions ont été fixées dans ce cas de manière arbitraire à une valeur de 50 Hz et 0,50 ms respectivement. La tôle était exposée à la tête de perçage pendant 920 ms ce qui représente 46 impulsions utilisées par perçage (exposition effective au faisceau laser de 23 ms). Pour cette série d'essais, la valeur de la puissance crête a été augmentée linéairement, de 1000 à 6000 W (sa valeur maximale). Sur la Figure 4.3, au fur et à mesure que la valeur de la puissance crête augmente, nous observons un élargissement du diamètre en entrée et en sortie de perçage. Ici augmenter la puissance crête revient à relever l'énergie des impulsions et au final la puissance moyenne déposée. Sur cette figure, on constate que le diamètre de sortie augmente linéairement pour atteindre une valeur d'environ 400 μm à partir de 4000 W de puissance crête. Nous avons également noté que la quantité de scories augmente avec la puissance crête.

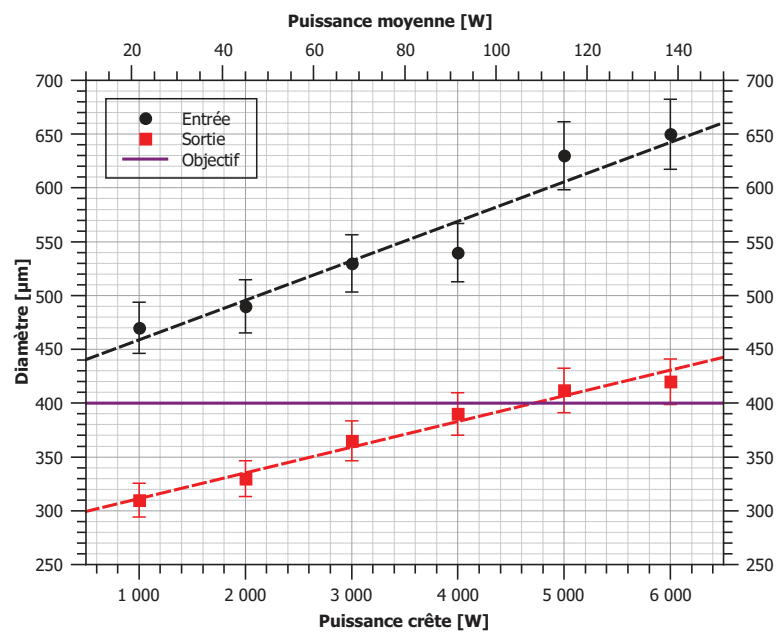


FIGURE 4.3: Évolution du diamètre de perçage (entrée et sortie) en fonction de la puissance crête des impulsions, pour des impulsions de 0,50 ms à une fréquence de 50 Hz sur une tôle de NC22FeD. La puissance moyenne indiquée correspond à la valeur cumulée des 46 impulsions.

Pour la suite des essais, nous avons fixé la puissance crête à 4000 W et nous nous sommes notamment intéressés à l'influence de la durée d'impulsion sur le diamètre de perçage. La fréquence d'émission des impulsions a été maintenue à 50 Hz. Le temps total d'exposition de l'échantillon sous le faisceau est également identique (23 ms) afin d'assurer l'utilisation du même nombre d'impulsions. Sur la Figure 4.4, on note que le diamètre des trous atteint rapidement une valeur seuil de 400 μm (au-delà de 0,50 ms). Pour les essais suivants, nous avons donc choisi de travailler avec des impulsions de 0,50 ms. Il n'y a aucun gain notable au delà de cette durée. Le diamètre de sortie ne dépasse pas la barre des 410 μm , de même le diamètre en entrée sature autour des 620 μm .

Nous n'avons pas de réduction de conicité ou d'amélioration au niveau de la quantité de scories déposées en face d'entrée.

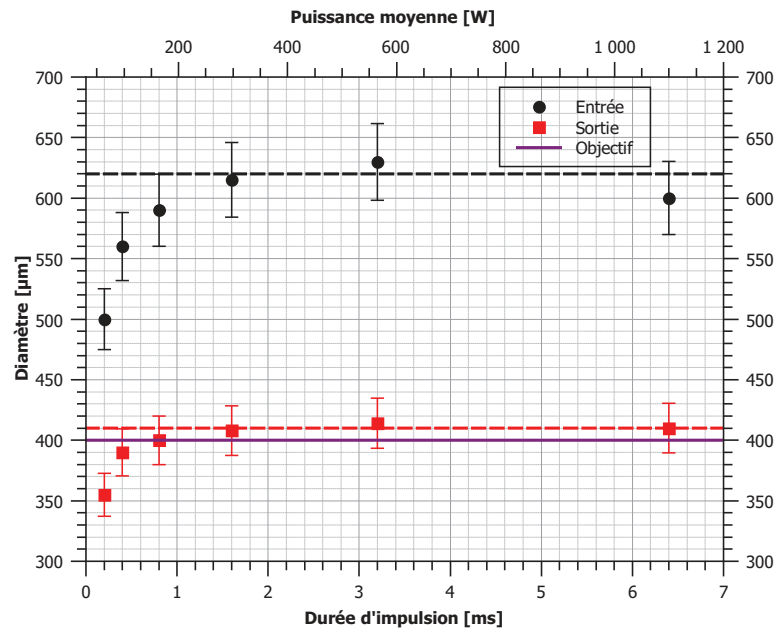


FIGURE 4.4: Évolution du diamètre de perçage (entrée et sortie) en fonction de la durée d'impulsion à une fréquence de 50 Hz et pour une puissance crête de 4000 W une tôle de NC22FeD. La puissance moyenne indiquée correspond à la valeur cumulée des 46 impulsions.

Nous avons terminé cette pré-étude statique par l'examen de l'influence du dernier paramètre opératoire : la fréquence de répétition des impulsions (voir Fig. 4.5). Nous avons fait varier la fréquence de répétition des impulsions de 10 à 320 Hz. Pour chaque fréquence testée, le temps d'exposition de l'échantillon aux impulsions laser était identique et fixé à 23 ms. Au cours de ces essais, la durée des impulsions était maintenue à 0,50 ms tandis que la puissance crête était réglée à 4000 W. Comme le souligne la Figure 4.5 en perçant des trous avec une fréquence de répétition supérieure ou égale à 20 Hz, nous n'avons pas noté d'effet particulier sur la géométrie finale, que ce soit à haute ou basse fréquence (le diamètre d'entrée et de sortie atteignaient un seuil respectif de 575 μm et 400 μm). On note cependant que le diamètre d'entrée n'est que de 500 μm pour une fréquence de 10 Hz. Cet écart de dimension par rapport aux essais réalisés à 20 Hz et au delà peut s'expliquer par le fait que le nombre d'impulsions utilisées est plus faible (9 impulsions). Le diamètre d'entrée de perçage semble donc limité par le nombre d'impulsions. Une fois que le diamètre maximal est atteint, l'augmentation du nombre d'impulsions n'a plus d'effet.

Ces essais montrent que le nombre d'impulsions n'impacte pas de manière linéaire le profil de perçage. Néanmoins la puissance moyenne appliquée à haute fréquence

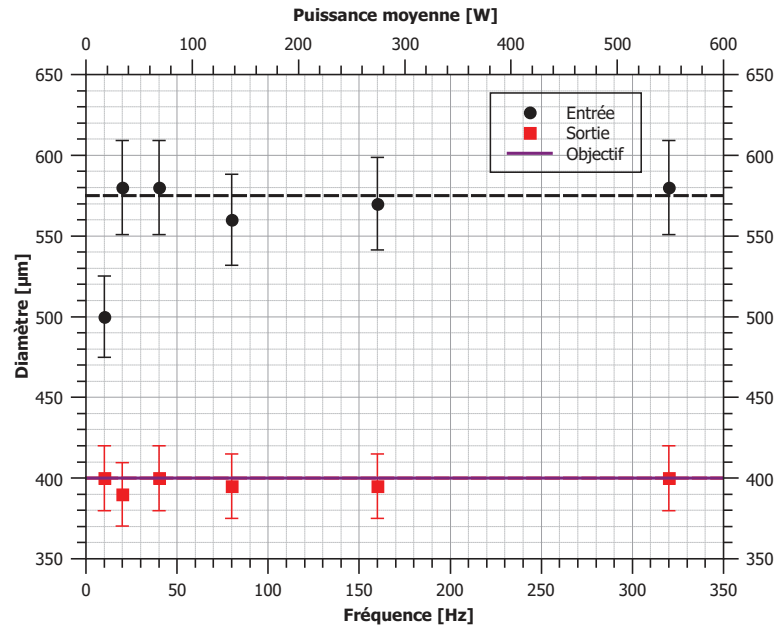


FIGURE 4.5: Évolution du diamètre de perçage (entrée et sortie) en fonction de la fréquence de répétition des impulsions, pour des impulsions de 0.50 ms et 4000 W de puissance crête une tôle de NC22FeD. La puissance moyenne indiquée correspond à la valeur cumulée des 46 impulsions.

est nécessairement plus importante qu'à basse fréquence (à paramètres énergétiques équivalents). Si entre chaque impulsion, l'énergie laser absorbée localement par la plaque n'est pas totalement dissipée, nous pouvons nous attendre à un effet cumulatif qui se traduira localement par une augmentation plus importante de la température. Or, dans la mesure du possible, il faut éviter les échauffements parasites afin de minimiser les transformations structurales du matériau (source de défauts). Il est donc plus favorable de diminuer la fréquence dès lors que les objectifs géométriques sont atteints.

Les mêmes essais statiques ont été réalisés avec une tôle de KCN22W de 800 μm d'épaisseur (voir Fig. 4.6, 4.7 et 4.8). Les tendances observées à travers cette série d'essais sont équivalentes à celles présentées dans le cas du perçage de la tôle de NC22FeD. La différence se situe au niveau des valeurs de diamètre atteintes. Ceci est sans doute lié aux propriétés thermo-physiques et optiques différentes de ces deux matériaux réfractaires. Sur ce type d'alliage, nous ne sommes néanmoins pas parvenus à atteindre l'objectif de 680 μm de diamètre (et ce même après avoir agrandi la taille du faisceau au point de focalisation de 400 μm à 600 μm).

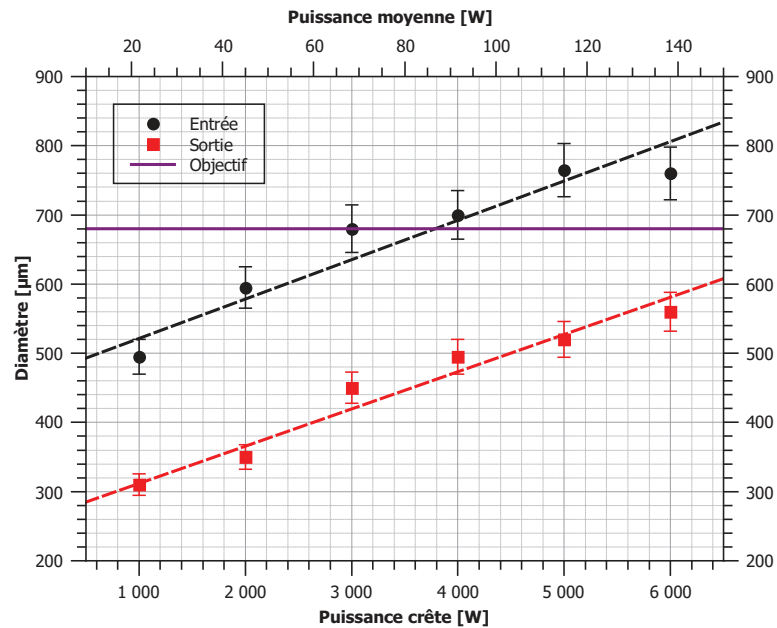


FIGURE 4.6: Évolution du diamètre de perçage (entrée et sortie) en fonction de la puissance crête de l'impulsion, pour des impulsions de 0.50 ms à une fréquence de 50 Hz sur une tôle de KCN22W. La puissance moyenne indiquée correspond à la valeur cumulée des 46 impulsions.

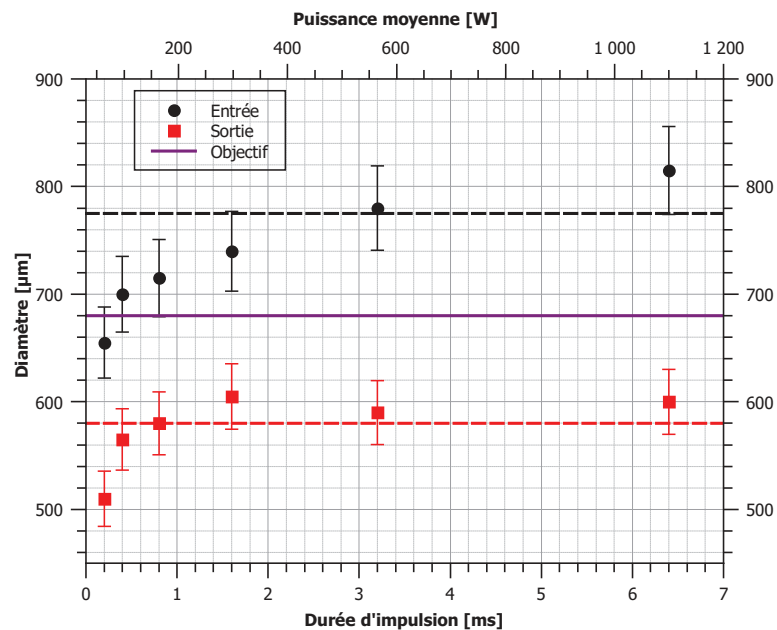


FIGURE 4.7: Évolution du diamètre de perçage (entrée et sortie) en fonction de la durée de l'impulsion à une fréquence de 50 Hz et pour une puissance crête de 4000 W sur une tôle de KCN22W. La puissance moyenne indiquée correspond à la valeur cumulée des 46 impulsions.

Nous avons réalisé une dernière série d'essais statiques sur la tôle de NC22FeD et la tôle de KCN22W. Jusqu'ici, pour percer un trou, 46 impulsions de même durée

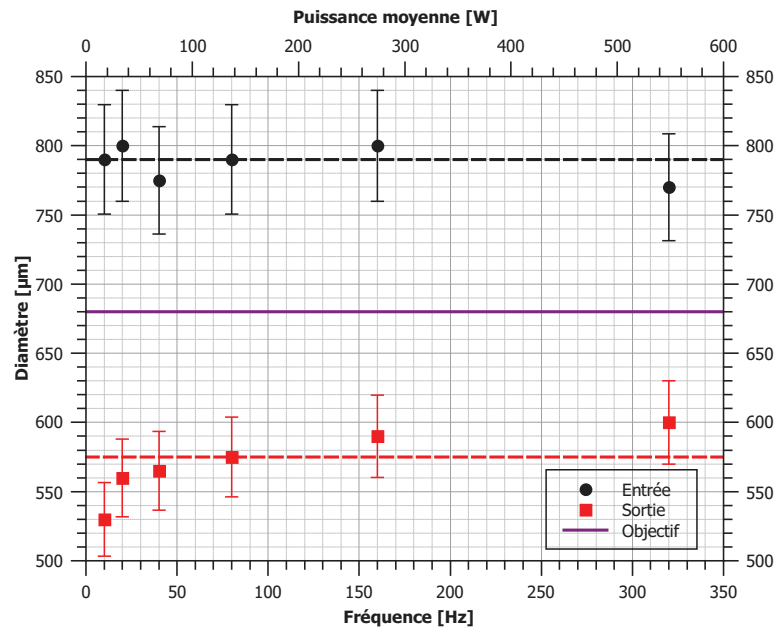


FIGURE 4.8: Évolution du diamètre de perçage (entrée et sortie) en fonction de la fréquence de répétition des impulsions, pour des impulsions de 0.50 ms et 4000 W de puissance crête sur une tôle de KCN22W. La puissance moyenne indiquée correspond à la valeur cumulée des 46 impulsions.

d'impulsion et puissance crête étaient utilisées. Or sur l'ensemble des essais ainsi réalisés, nous avons noté une grande quantité de scories en face d'entrée de perçage. Pour limiter leur présence, nous avons tenté de moduler la puissance crête et la durée des impulsions lors du perçage. Dans le cas de la plaque de nickel, nous avons linéairement fait varier la puissance crête. Cette rampe commençait à 3000 W et augmentait linéairement par pas de 200 W pour atteindre à partir de la 16^{ème} impulsion 6000 W. La puissance crête était alors maintenue à 6000 W jusqu'à la dernière impulsions. La durée d'impulsion était réglé à 0.50 ms. Dans le cas de la tôle de cobalt nous avons réduit le nombre d'impulsions de 46 à 13. De plus nous avons introduit une rampe sur la durée des impulsions en fixant la puissance crête à 6000 W.

Dans les deux cas la réduction de la quantité d'énergie des premières impulsions a permis de limiter la quantité de scories. Nous n'avons pas pu quantifier de manière précise cette réduction, néanmoins les plaques percées avec cette modulation des paramètres laser présentaient moins de scories. La réduction du nombre d'impulsion n'a pas été un frein pour percer des trous ayant un diamètre de 600 μm . Ici nous avons une nouvelle fois la démonstration qu'après l'ouverture du trou les impulsions suivantes n'ont pas d'effet majeur. L'augmentation du nombre d'impulsions n'est donc pas une option à privilégier pour élargir le trou en sortie. Certes les paramètres laser ont été modifiés mais il est intéressant de noter qu'en modulant l'énergie des impulsions, 13 impulsions suffisent à réaliser des trous de 600 μm .

Enfin nos derniers essais ont porté sur du perçage à la volée. L'ensemble des tests à la volée a été réalisé sur des plaques d'acier inoxydable de $1200\ \mu\text{m}$ d'épaisseur. Ces essais ont un caractère qualitatif et ne portent pas sur un réel objectif de diamètre de perçage. L'acier inoxydable 316L a un coefficient de réflectivité plus élevé que les superalliages de nickel et de cobalt (supérieur de 20%). Nous avons donc appliqué les paramètres laser les plus énergétiques que nous avons testés durant les essais sur les tôles de NC22FeD et sur les tôles de KCN22W à savoir un train de 13 impulsions modulées. Nous avons alors tenté de réaliser des trous à la volée en les inclinant de 60° sur une plaque d'acier inoxydable. Ces derniers essais ont été réalisés à une vitesse de $2000\ \text{mm}/\text{min}$.

Une inspection visuelle directe de la plaque indique que les résultats obtenus ne sont pas satisfaisants d'un point de vue géométrie. Le caractère oblong des trous est manifeste. L'élongation tolérée est bien supérieure au critère fixé (15% de la valeur du diamètre) Ce défaut était prévisible puisque nous travaillons avec de multiples impulsions pendant le déplacement de la plaque (auquel s'ajoute l'inclinaison qui déforme le faisceau au point de focalisation). En tenant compte de la vitesse et de la durée du train d'impulsions, nous obtenons un déplacement de la plaque d'environ $3\ \text{mm}$ au cours du perçage.

En fonction du nombre d'impulsions et de la vitesse de déplacement de l'échantillon, l'écart spatial entre chaque impulsion laser pouvait atteindre $150\ \mu\text{m}$. Afin d'augmenter la productivité en limitant les effets de déformation de géométrie, il faut donc nécessairement ajuster la vitesse de déplacement et limiter le nombre d'impulsions utilisées. La réduction du nombre d'impulsions est fortement liée aux performances énergétiques intrinsèques de la source laser.

Afin de profiter d'une forte productivité, il faudrait d'une part travailler à des vitesses relativement élevées (de l'ordre du m/min) et d'autre part parvenir à percer un trou en quelques impulsions et non plus 13 pour limiter le phénomène d'élongation. En conséquence, la source laser recherchée doit être capable de mobiliser de fortes puissances et énergies en un minimum d'impulsions. Or ici nous ne sommes pas parvenus à percer un trou de $680\ \mu\text{m}$ de diamètre en utilisant 13 impulsions là où il en faudrait 2 à 3 pour que le perçage à la volée ne soit pas (ou faiblement) impacté par la vitesse de translation de la pièce.

Nous avons donc considéré avoir atteint les limites des possibilités de ce laser pour l'application de perçage à la volée que nous cherchons à améliorer. Le laser choisi pour notre machine de perçage a donc été dimensionné avec une puissance crête deux fois plus importante (réserve de $120\ \text{J}$ d'énergie au maximum).

4.2.1.2 Choix du gaz d'assistance

Les essais menés à l'ILT avaient pour objectif d'une part de confirmer les performances de la source nécessaire à notre besoin et d'autre part de vérifier l'influence de la nature du gaz d'assistance sur le procédé de perçage laser.

Dans certains procédés laser, comme le soudage, une couverture gazeuse est indispensable pour limiter la formation de défaut (oxydation, fissuration à froid, ...). En se référant aux études sur les effets du gaz d'assistance pour un procédé de perçage laser, il est relativement délicat de sélectionner un gaz tant les travaux sur le sujet diffèrent quant à leur conclusion. L'emploi même d'un gaz d'assistance actif est sujet à débat. Actuellement, le gaz principalement utilisé dans les ateliers de production est de l'oxygène car historiquement les procédés de découpe laser s'effectuaient avec ce gaz. Pour un procédé de découpe laser, il constitue un apport supplémentaire d'énergie par l'effet d'oxydation qu'il induit. Dans le cas du perçage laser, cet effet est contesté par différentes études [50, 73] alors que d'autres montrent un impact non négligeable sur les résultats [74, 75]. Néanmoins la présence d'un flux de gaz reste indispensable pour protéger les optiques de retours de matière en fusion.

Nous avons réalisé plusieurs perçages droits avec différents types de gaz : oxygène, air comprimé, argon et azote. Le montage optique était constitué d'une fibre optique de 200 μm , d'un collimateur de focale 100 mm et d'une lentille de focalisation de 200 mm. La totalité des trous a été réalisée en statique à une puissance crête de 4000 W, une fréquence de 50 Hz (46 impulsions) et pour des pressions de gaz de 5 bar.

La première information tirée de ces essais est que la nature du gaz utilisé n'a pas une incidence flagrante sur l'état métallurgique de la pièce après perçage. En effet dans les différents cas, les valeurs moyennes de la couche resolidifiée sont proches (38 μm , 43 μm , 48 μm et 43 μm pour respectivement l'oxygène, l'air comprimé, l'argon et l'azote). La structure métallurgique des alliages ne semble pas non plus affectée. En effet la taille des grains, observés dans la ZAT et le métal de base, est constante pour les différents cas analysés. La nature du gaz ne semble pas avoir de réelle influence sur les dimensions des trous (voir Fig. 4.9).

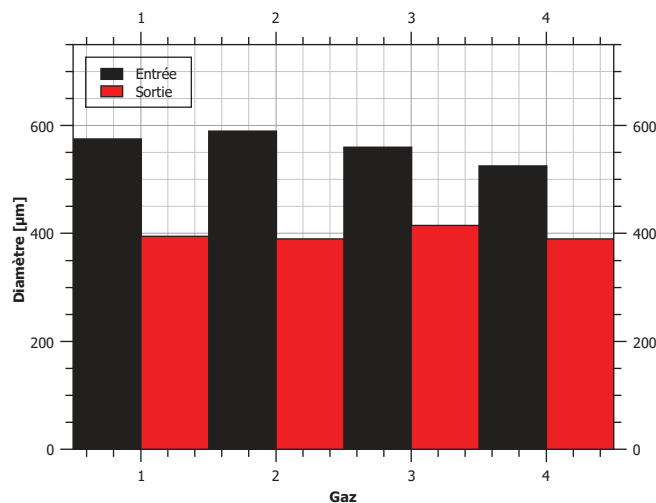


FIGURE 4.9: Évolution du diamètre de perçage (entrée et sortie) en fonction de la nature du gaz à 5 bar de pression, 1 : Oxygène, 2 : Air comprimé, 3 : Argon, 4 : Azote

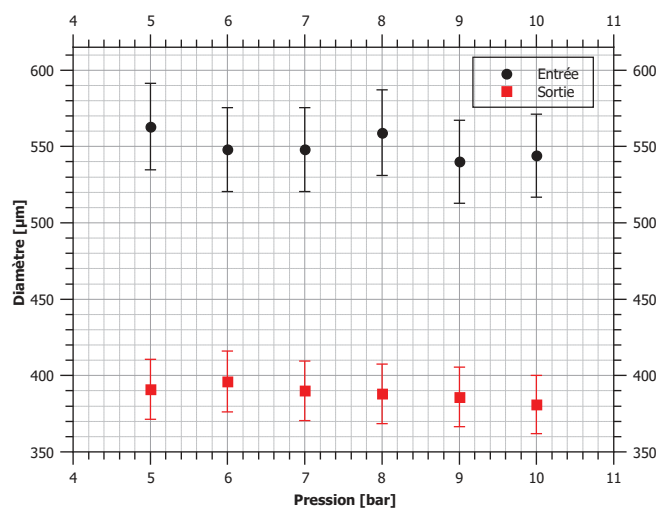


FIGURE 4.10: Évolution du diamètre de perçage (entrée et sortie) en fonction de la pression du gaz d'assistance. Essais réalisés sur un alliage réfractaire de nickel avec de l'air comprimé.

Le second point notable est, qu'au delà de 5 bars, on note l'absence d'influence de la pression de gaz, quelle que soit sa nature (voir Fig. 4.10). La pression de gaz est définie par le retour d'expériences sur le procédé de découpe laser. Néanmoins aucun élément ne permet d'affirmer qu'une pression est plus favorable qu'une autre. Cependant celle-ci doit être suffisamment élevée pour éviter les remontées de matière en fusion dans l'axe de la buse de perçage. Pour cette raison, nous ne sommes pas descendus en dessous d'une pression de 5 bars pour ces essais.

4.2.1.3 Bilan pré-étude ILT

Ces premiers essais avec une source laser à fibre nous ont permis de déterminer les caractéristiques du laser nécessaires à notre application de perçage à la volée. L'effet de la pression du gaz d'assistance de même que sa nature ont pu être caractérisés. Suite à ces essais réalisés sur une station de perçage équipée d'un laser à fibre de 6000 W de puissance crête, nous notons :

- qu'il est possible de réaliser des trous de 400 μm de diamètre dans des alliages réfractaires mais que la source laser testée ne permet pas d'atteindre des valeurs supérieures à 600 μm même en augmentant le nombre d'impulsions et en élargissant le diamètre de focalisation.
- qu'il est possible de limiter les scories en utilisant un train d'impulsions et sa modulation en énergie accentue cet effet.
- la multiplication du nombre d'impulsions est un frein pour le procédé de perçage à la volée (car il impose une restriction sur la vitesse). Il est préférable de réduire le nombre d'impulsions au minimum nécessaire afin de limiter les défauts d'élongation.

4.2.2 Procédé de perçage avec une série de multiples impulsions

Les résultats présentés ici concernent les essais réalisés sur la machine de perçage PROPELA, c'est-à-dire avec la source laser à fibre de 12000 W. Nous insisterons sur les essais de perçage de trous de 400 μm inclinés à 60° bien que des essais de perçage de trous droits de 680 μm aient également fait l'objet d'une étude. En introduction de ce chapitre, nous faisons référence à la flexibilité d'utilisation d'une telle source laser, en particulier sur les différents procédés permettant de percer un trou. Dans un premier temps, nous nous sommes intéressés à l'approche standard de perçage utilisant un train d'impulsions identiques.

4.2.2.1 Influence des paramètres opératoires sur la morphologie des trous et sur l'aspect métallurgique en perçage statique

L'ensemble de cette partie de l'étude a été réalisé de manière statique avec une série de deux impulsions par perçage. Nous avons mis en place une étude paramétrique en considérant deux critères : la puissance crête et la durée des impulsions. L'objectif de cette étude était de cibler des couples de paramètres laser permettant d'obtenir des trous inclinés à 60° de 400 μm de diamètre qui respectent les critères métallurgiques fixés dans le cahier des charges.

Le montage optique était constitué d'une lentille de collimation de 150 mm et d'une lentille de focalisation de 150 mm (grandissement = 1). La fibre de process avait un diamètre de cœur de 200 μm . Dans cette configuration optique, le diamètre du faisceau au point de focalisation mesurait donc environ 200 μm . Pendant tout le processus de perçage, le faisceau laser était focalisé à la surface initiale de l'échantillon. Ce positionnement introduisait une distance entre la buse de perçage et la pièce inférieure de un millimètre. Pour éviter les remonter de matière en fusion dans la tête de perçage et ainsi préserver les optiques, nous avons également travaillé sous flux d'air comprimé à une pression de 7 bars.

Nous avons réalisé de premiers tests dans lesquels nous faisons varier la puissance crête des impulsions tandis que la durée des impulsions était fixée. Nous avons sélectionné quatre valeurs de durée d'impulsion pour ces essais (voir Fig. 4.11).

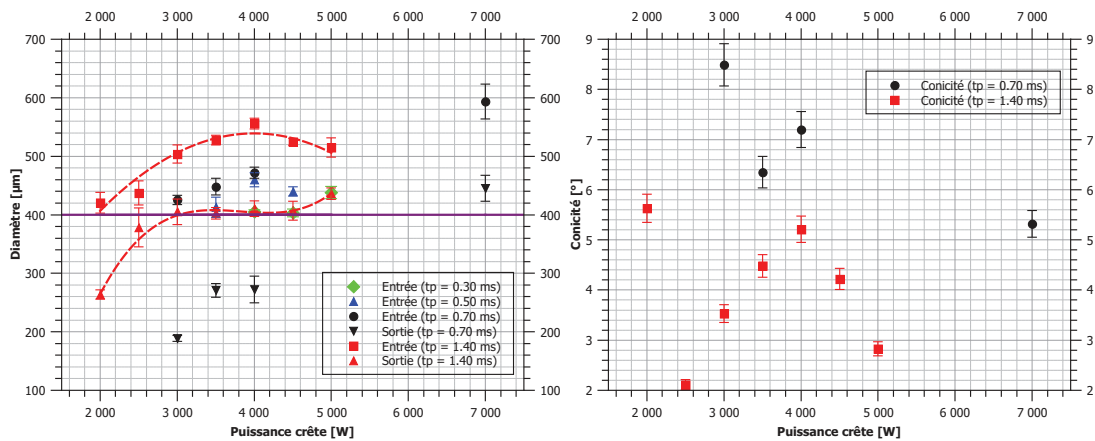


FIGURE 4.11: Évolution du diamètre de perçage (entrée et sortie) et de la conicité en fonction de la puissance crête de l'impulsion pour différentes valeurs de durée d'impulsion ; chaque essai a été réalisé avec deux impulsions.

Pour des valeurs de puissance crête comprises entre 2000 et 7000 W associées à des durées d'impulsion inférieures à 0.70 ms, nous n'avons pas réussi à obtenir de trous débouchants. La Figure 4.11 montre que lorsque la durée d'impulsion est réglée à des valeurs supérieures ou égales à 0.70 ms, des trous débouchants peuvent être obtenus. Dans ce cas, la Figure 4.11 indique également que le diamètre d'entrée de perçage s'élargit avant de tendre vers une valeur de 560 μm à mesure que la puissance crête est augmentée. Nous avons enregistré une évolution similaire pour le diamètre de sortie de perçage.

Lorsque la durée d'impulsion est de 1.40 ms (correspondant aux courbes en pointillé rouge), l'écart entre le diamètre d'entrée de perçage et celui de sortie tend tout d'abord à se réduire avec l'augmentation de la puissance crête. Cependant, au delà de 3000 W, l'écart augmente de nouveau avant de se stabiliser. Ces essais indiquent qu'il

faut travailler avec des impulsions ayant une durée de 1.40 ms pour atteindre un diamètre de perçage en sortie de 400 μm . Pour cette durée d'impulsion, nous remarquons que dans une fenêtre comprise entre 3000 et 4500 W, l'écart entre le diamètre d'entrée de perçage et celui de sortie, et donc la conicité, est minimisé. Néanmoins la fluence², associée à cette durée d'impulsion et à cette plage de puissance crête, reste élevée ($\sim 10000 \text{ J/cm}^2$ jusqu'à 16000 J/cm^2) ce qui n'est pas favorable d'un point de vue métallurgique (il est préférable de limiter la fluence afin de réduire les effets thermiques). Nous avons donc modifié le montage optique afin de réduire la fluence sans que cela ait une incidence sur la dimension des trous (voir Fig. 4.12). Pour cela nous avons fait croître le diamètre du faisceau au point de focalisation en réduisant la distance focale de la lentille de collimation de $f = 150 \text{ mm}$ à $f = 100 \text{ mm}$. Ainsi le facteur de grandissement est augmenté de 50%, le diamètre au point de focalisation passe alors de 200 μm à 300 μm .

La Figure 4.12 souligne que dans ces conditions et en utilisant des impulsions d'une durée de 1.40 ms, des trous ayant un diamètre de sortie 400 μm , présentant une conicité inférieure à 10° , peuvent être réalisés. L'augmentation progressive de la puissance crête, et donc de la fluence, a pour conséquence un élargissement des diamètres d'entrée et de sortie. L'écart entre diamètre d'entrée et diamètre de sortie passe néanmoins par un minimum autour de 4000 W. Pour atteindre un diamètre de sortie de perçage de 400 μm , il est donc préférable de se placer dans les conditions suivantes : durée d'impulsion de 1.40 ms et puissance crête de 4000 W.

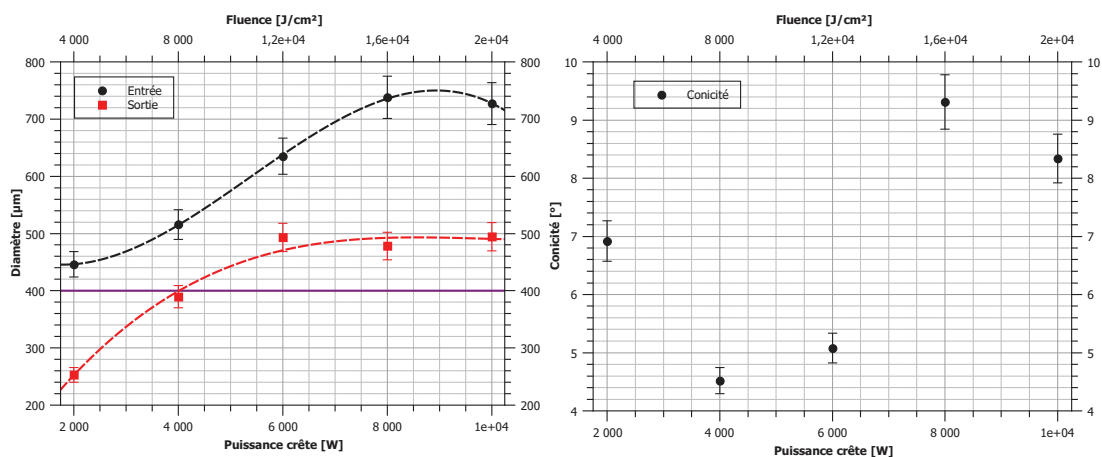


FIGURE 4.12: Évolution du diamètre de perçage en fonction de la fluence laser et de la puissance crête. Chaque point correspond à la moyenne d'une série d'une trentaine de perçages. Ces trous ont été usinés en utilisant deux impulsions identiques. La durée d'impulsion est réglée ici à 1.40 ms. Le montage optique est constitué d'une lentille de collimation et de focalisation de 100 mm et 150 mm respectivement. La taille du faisceau au point de focalisation est d'environ 300 μm .

2. Quantité d'énergie déposée par unité de surface

Nous avons également mesuré les dimensions de la zone affectée thermiquement dans ces conditions de perçage. Quel que soit le couple de paramètres utilisés, la zone affectée thermiquement mesurée n'excédait jamais $150\ \mu\text{m}$ de long (le long des parois du trou) et $45\ \mu\text{m}$ d'épaisseur. La réduction de la fluence a permis de limiter les effets thermiques. En effet dans le cas des essais présentés sur la Figure 4.11, les zones affectées thermiquement étaient plus étendues (en moyenne 20 à 25% plus large).

4.2.2.2 Résultats obtenus en perçage dynamique

Les essais de perçage statique nous ont permis d'identifier des paramètres adaptés pour réaliser des trous de diamètre $400\ \mu\text{m}$ inclinés à 60° ayant une conicité inférieure à 10° . Nous souhaitons alors vérifier que ces paramètres étaient également transposables à un cas de perçage à la volée.

Pour cela, nous nous sommes servis des paramètres opératoires, préalablement définis. Le procédé utilisé requiert l'utilisation de deux impulsions pour obtenir un trou complet, l'échantillon doit par conséquent repasser une seconde fois sous la tête de perçage au cours du procédé. La vitesse de déplacement de l'échantillon a été fixée à $1440\ \text{mm/min}$ ce qui correspond à la vitesse utilisée dans le cadre des essais de perçage avec la source laser à solide. Les conditions opératoires (sens et vitesse de déplacement, nombre d'impulsions, pression de gaz) sont identiques aux premiers essais de perçage à la volée (cf. **section 4.1.1**), seule la source laser a changé.

La Figure 4.13 montre la coupe transversale d'un prélèvement effectué sur un échantillon (trame de perçage : 32×32 trous disposés en quinconce). Le diamètre moyen des trous est de $396\ \mu\text{m}$ et la valeur moyenne de la conicité est de 8° . Après polissage et attaque chimique, les zones affectées thermiquement n'excèdent pas $35\ \mu\text{m}$ d'épaisseur. La dispersion de dimension entre les trous est faible (nous avons eu moins de 3% d'écart type). Il n'en demeure pas moins que le point fondamental reste la valeur de la section de passage. C'est principalement sur ce critère qu'une pièce est validée. En effet, il peut y avoir une dispersion de dimension entre les trous sans que cela n'affecte globalement la section de passage (compensation sur l'ensemble du motif).

Concrètement, les sections de passage, obtenues avec un laser à solide et ce laser à fibre, sont satisfaisantes. Les deux configurations de perçage permettent d'obtenir des débits d'air conformes aux tolérances. La qualité de perçage (en terme de dimension et d'aspect métallurgique) est également similaire. Même si on note une conicité légèrement supérieure des trous (de quelques degrés), cette source laser à fibre semble adaptée au procédé de perçage à la volée avec deux impulsions.

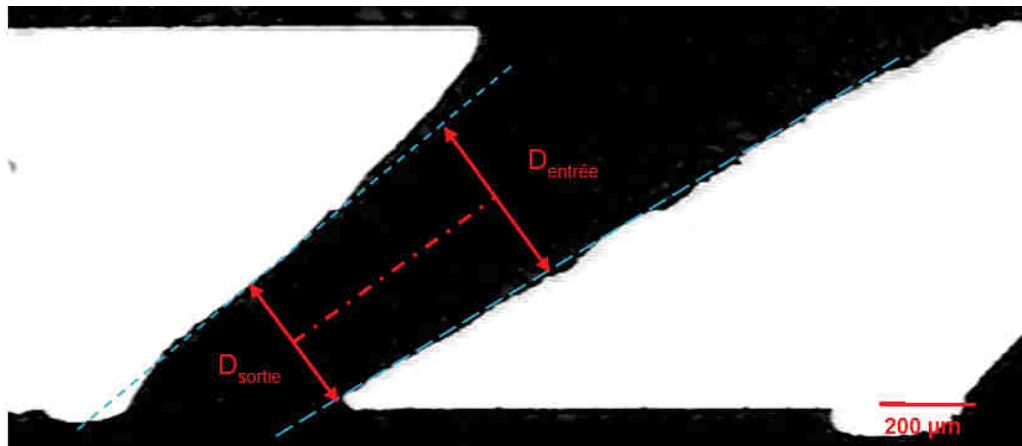


FIGURE 4.13: Coupe transversale d'un trou percé à la volée avec deux impulsions laser de même puissance crête et durée d'impulsion, 4000 W et 1.40 ms respectivement. Le diamètre du faisceau au point de focalisation est de 300 μm . La vitesse de déplacement est ici de 1440 mm/min.

4.2.3 Procédé de perçage avec trains d'impulsions

A ce stade, nous avons montré qu'il était possible de reproduire un procédé de perçage laser à la volée en substituant une source laser à solide par une source laser à fibre. La qualité de perçage (aspect dimensionnel et métallurgique) est similaire et répond aux exigences fixées. Le critère restrictif de la section de passage est également respecté. Néanmoins, ces essais ne nous ont pas permis de vérifier si le changement de source laser avait un effet positif sur la qualité de perçage. Le fait d'adopter la même stratégie de perçage montre que les résultats sont reproductibles avec cette nouvelle source. A ce stade, le changement de source laser n'apporte pas ou peu de gain de productivité. Pour souligner l'intérêt que pourrait apporter les sources à fibre dans ce domaine, nous nous sommes concentrés sur une approche qui tire profit des spécificités des sources laser à fibre. Ci-dessous nous décrivons un nouveau procédé de perçage. Cette stratégie revisitée tente d'exploiter au mieux les capacités de la machine.

4.2.3.1 Influence des paramètres d'une impulsion et de la taille du faisceau sur la morphologie d'un perçage

Avant de nous intéresser aux effets du cumul d'impulsions, nous avons réalisé une étude sur du perçage statique à impulsion unique. L'objectif était d'obtenir des trous inclinés à 60° sur une tôle de superalliage de cobalt de 800 μm d'épaisseur. Ces essais nous ont renseigné sur l'effet d'une impulsion laser quant à l'évolution du profil de perçage en fonction des paramètres opératoires suivants : puissance crête, durée d'impulsion et

énergie. Ces paramètres ont été étudiés pour différentes tailles de faisceau laser au point de focalisation.

L'impact de la puissance crête et de la durée d'impulsion sont identiques à ce que nous avons pu observer durant les essais avec la source laser à solide. Pour une focalisation choisie du faisceau laser, l'augmentation de la puissance crête ou de la durée d'impulsion conduit à une augmentation de l'énergie déposée sur l'échantillon et se traduit par un élargissement du diamètre de perçage (voir Fig. 4.14). A énergie équivalente, en augmentant la puissance crête, on élargit le diamètre de perçage en entrée tandis que l'augmentation de la durée d'impulsion conduit à une limitation du diamètre en entrée mais favorise le débouchage du trou (à partir de 4.90 J).

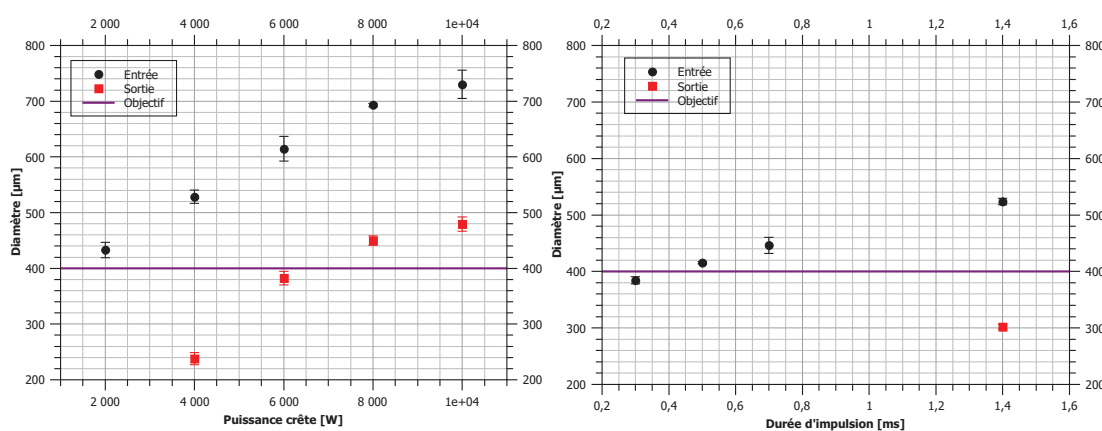


FIGURE 4.14: Évolution du diamètre de perçage (entrée et sortie) sur une tôle de super-alliage de cobalt de $800 \mu\text{m}$ d'épaisseur. Le graphique de gauche présente la modification du diamètre de perçage en fonction de la puissance crête pour un faisceau laser de $300 \mu\text{m}$ au point de focalisation et une impulsion de 1.40 ms. Le graphique de droite montre l'évolution du diamètre de perçage en fonction de la durée d'impulsion pour un faisceau laser de $200 \mu\text{m}$ au point de focalisation et une impulsion de 4000 W

Pour tenir compte de la taille du faisceau laser au point de focalisation, il est plus pratique de tracer l'évolution du diamètre de perçage en fonction de la fluence laser (voir Fig. 4.15). Le graphique ci-dessous montre un accroissement du diamètre de perçage avec l'augmentation de la fluence laser. Ces données ont été obtenues à l'aide d'un faisceau laser ayant un diamètre de $200 \mu\text{m}$. Cependant au delà de $20000 \text{ J}/\text{cm}^2$, les données présentées ont été obtenues avec une taille de faisceau laser de $267 \mu\text{m}$. L'évolution semble linéaire jusqu'à une valeur de $15000 \text{ J}/\text{cm}^2$. Au delà, la pente change et s'adoucit.

A la lueur des résultats présentés sur la Figure 4.15, il apparaît évident que pour percer un trou de $400 \mu\text{m}$ de diamètre (en sortie), une fluence totale supérieure à $20000 \text{ J}/\text{cm}^2$ est nécessaire. En dessous de $12000 \text{ J}/\text{cm}^2$, le trou ne débouche pas. Un seuil de

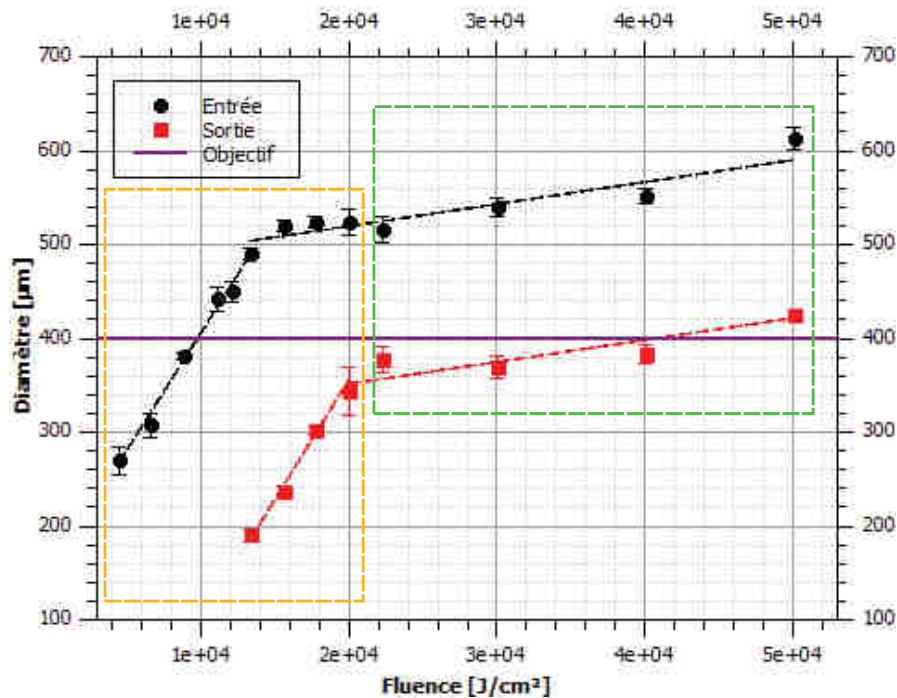


FIGURE 4.15: Évolution du diamètre (entrée et sortie) de trous percés à 60° sur une tôle de cobalt de $800 \mu m$ d'épaisseur en fonction de la fluence laser. Le cadre orange regroupe les résultats obtenus avec un faisceau de $200 \mu m$ de diamètre. Le cadre vert regroupe les valeurs obtenus avec un faisceau de $267 \mu m$ de diamètre. Pour chaque configuration, la fluence a été augmentée en augmentant la puissance crête. La durée d'impulsion était fixée à $1.40 ms$ avec le faisceau de $200 \mu m$ et à $2.80 ms$ pour le faisceau de $267 \mu m$.

fluence pour obtenir un trou débouchant et de diamètre $400 \mu m$ semble ainsi se préciser. Néanmoins, nous avons observé sur certains essais des trous débouchants à des fluences inférieures à $12000 J/cm^2$. De même le diamètre de $400 \mu m$ a été atteint à des fluences plus faibles. La différence dans ce cas comparée aux résultats présentant sur la Figure 4.15 est que la taille du faisceau au point de focalisation était plus importante.

La quantité d'énergie déposée par unité de surface n'est pas un critère suffisant pour définir le choix des paramètres laser du procédé car il dépend de plusieurs paramètres : puissance crête et durée d'impulsion et taille du faisceau utilisée. Des combinaisons de puissances crêtes et de durées d'impulsions peuvent définir la même énergie totale. Cependant cette énergie transportée puis déposée sur l'échantillon par l'impulsion laser ne conduit pas nécessairement au même résultat. Il est évident qu'une impulsion longue de plusieurs millisecondes mais de puissance crête faible ne permettra pas de percer un trou sur une grande profondeur. Néanmoins ces résultats montrent que des choix judicieux de dimension de faisceau laser permettent de réduire le seuil de fluence donnant lieu à un trou débouchant aux bonnes dimensions. Il faut en revanche vérifier

les résultats obtenus dans le cas où l'énergie déposée est transportée par plus d'une impulsion.

4.2.3.2 Influence du nombre d'impulsions sur la morphologie des trous

Dans la précédente section, nous avons montré qu'il existait, dans une gamme limitée de durées d'impulsions, un lien entre le diamètre des trous et l'énergie déposée par une impulsion. Dans le cas présent, nous avons cherché à vérifier l'effet de la répartition de l'énergie sur un plus grand nombre d'impulsions. La question légitime qui se pose alors est la suivante : sur combien d'impulsions devons nous répartir cette énergie afin d'obtenir un trou débouchant aux bonnes dimensions ? Étant donné que nous ne cherchons plus à reproduire le procédé standard actuellement utilisé en milieu industriel, nous ne sommes plus limités vis-à-vis du nombre d'impulsions à utiliser. La définition du nouveau procédé de perçage commence donc par le choix du nombre d'impulsions adéquat.

Nous avons réalisé des essais en faisant varier le nombre d'impulsions (de une à dix) tout en veillant à ce que l'énergie totale déposée soit équivalente pour chaque train d'impulsions défini. Deux approches ont été considérées, en fonction de l'énergie totale portée par le train d'impulsions : une approche à énergie totale modérée (8.40 J) et une approche à forte énergie (12.60 J). Ces valeurs d'énergie ont été sélectionnées de manière arbitraire en essayant de choisir une valeur inférieure et une valeur supérieure à 11.20 J (correspondant à l'énergie déposée dans le cas d'un perçage standard à deux impulsions identiques). Pour assurer la conservation de l'énergie totale déposée, la durée d'impulsion et la puissance crête des impulsions ont été adaptées dans les deux approches énergétiques. Pour chaque configuration, la taille du faisceau au point de focalisation était de 300 μm .

La Figure 4.16 présente le cas où l'énergie déposée est de 8.40 J. Chaque point correspond à une configuration. Les données associées sont le résultat d'une moyenne sur une série d'essais. La ligne en trait plein indique le diamètre cible à atteindre à savoir 400 μm . Au départ, lorsque le nombre d'impulsions augmente, le diamètre d'entrée de perçage diminue. Il passe de 660 μm à 550 μm . Sa valeur se stabilise au delà de 4 impulsions. En regardant les valeurs de paramètres laser associées aux premières configurations (voir Table 4.1), nous comprenons mieux cette évolution. En effet la puissance crête est diminuée entre les essais à 1 impulsion et les essais à 4 impulsions. Le diamètre en entrée diminue donc. Une fois que sa valeur se stabilise, le diamètre d'entrée n'évolue plus. Cette évolution est conforme aux constatations faites sur l'effet de la puissance

crête lors des essais à 1 impulsion. Nous pouvons noter que quelle que soit la configuration testée, le diamètre cible n'est jamais atteint. Les valeurs obtenues restent néanmoins relativement constantes (autour de $310 \mu\text{m}$). Ces résultats confirment une nouvelle fois l'impact de la fluence sur le diamètre de sortie de perçage. Dans le cas où l'énergie totale des impulsions est modérée, la fluence laser atteinte n'est pas suffisante pour obtenir un trou de diamètre de sortie $400 \mu\text{m}$.

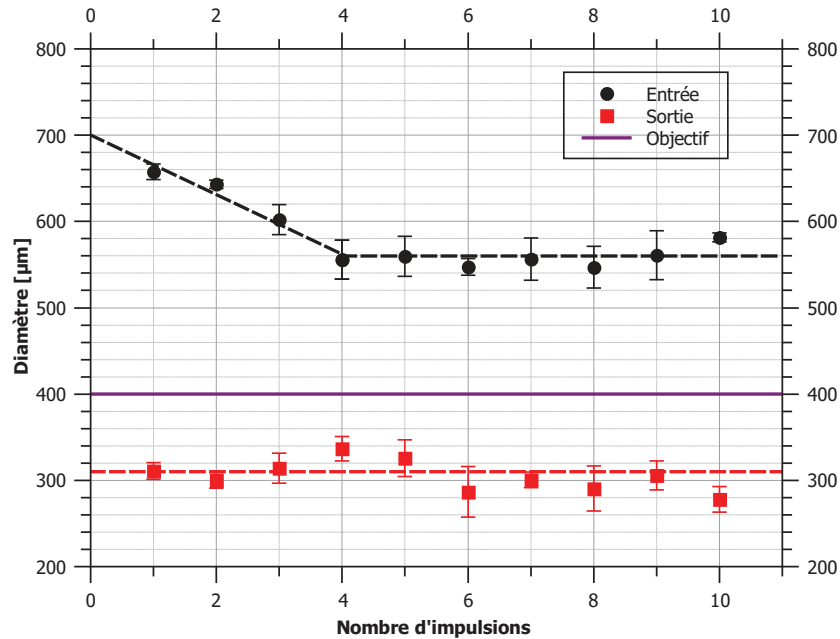
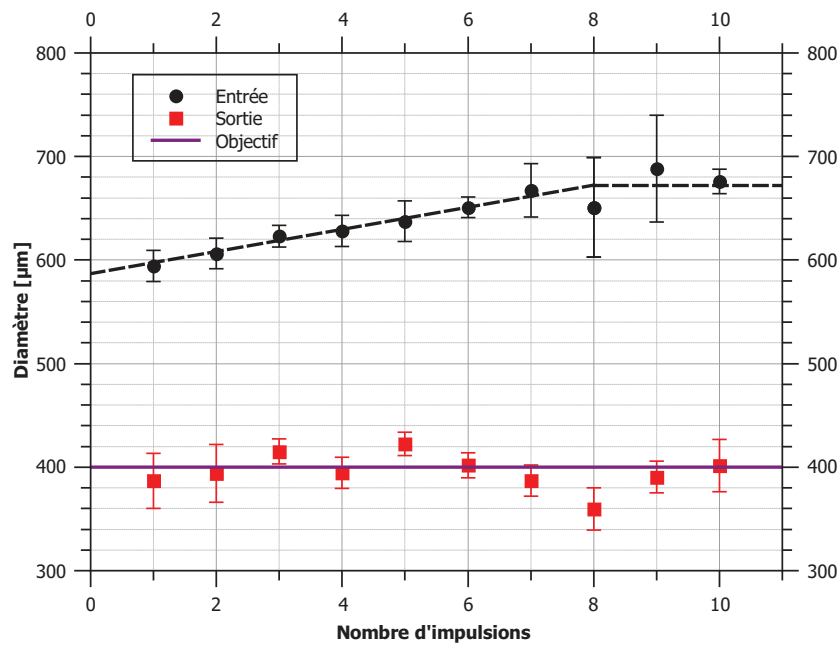


FIGURE 4.16: Évolution du diamètre d'entrée et de sortie de perçage en fonction du nombre d'impulsions pour une énergie déposée de 8.40 J pour une configuration de perçage à 60° .

Nombre d'impulsions	Puissance crête [W]	Durée d'impulsion [ms]
1	8400	1.0
2	8400	0.5
3	5600	0.5
4	4200	0.5
5	4200	0.4
6	3500	0.4
7	4000	0.3
8	3500	0.3
9	4650	0.2
10	4200	0.2

TABLE 4.1: Tableau récapitulatif des couples de paramètres durée d'impulsion/puissance crête testés dans l'approche à énergie modérée (8.40 J).

Nous avons réalisé les mêmes essais avec une énergie déposée plus élevée (12.60 J, soit une augmentation de 30%). De la même manière que dans le cas à énergie modérée, le diamètre de sortie de perçage reste relativement constant mais dans ce cas de figure, il parvient à atteindre un diamètre de sortie de $400 \mu\text{m}$ (voir Fig. 4.17).

FIGURE 4.17: Évolution du diamètre d'entrée et de sortie de perçage en fonction du nombre d'impulsions pour une énergie déposée de 12.60 J pour une configuration de perçage à 60° .

Nombre d'impulsions	Puissance crête [W]	Durée d'impulsion [ms]
1	4200	3.0
2	4500	1.4
3	6000	0.7
4	6300	0.5
5	6300	0.4
6	7000	0.3
7	6000	0.3
8	3200	0.5
9	7000	0.2
10	6300	0.2

TABLE 4.2: Tableau récapitulatif des couples de paramètres durée d'impulsion/puissance crête testés dans l'approche à forte énergie (12.60 J).

Le diamètre d'entrée de perçage présente une évolution opposée aux observations faites dans le cas à énergie modérée. Ici il ne se réduit pas mais augmente linéairement avec le nombre d'impulsions jusqu'à atteindre un palier à partir de 7 impulsions. En prêtant attention aux couples puissance crête/durée d'impulsion qui maintiennent l'énergie déposée à 12.60 J, nous nous apercevons que la puissance crête était augmentée presque linéairement avec le nombre d'impulsions (voir Table 4.2). L'évolution du diamètre d'entrée reste donc cohérente avec les précédentes observations.

Ces essais permettent de conclure sur deux aspects du nombre d'impulsions. Le premier est qu'il permet de modifier la conicité. En effet, à énergie équivalente, le diamètre de sortie de perçage atteint sera constant quelque soit le nombre d'impulsions utilisé. En revanche, selon les paramètres laser fixés afin de maintenir ce niveau d'énergie, le diamètre d'entrée peut s'élargir ou se réduire. La conicité évoluera de la même manière. Enfin avec l'approche à forte énergie, nous pouvons observer que les essais réalisés avec 7 impulsions de 6000 W, conduisent à un diamètre de perçage proche de celui obtenu avec 6 impulsions de 7000 W. Cela semble indiquer un effet cumulatif des impulsions qui compenseraient la réduction de puissance crête (effet à vérifier en généralisant sur un spectre plus large de paramètres).

Quelque soit l'énergie totale considéré (8.40 J ou 12.60 J), on note que le meilleur résultat est obtenu pour un train de trois ou quatre impulsions (la conicité est la plus limitée dans les deux approches énergétiques). Pour notre procédé de perçage, nous nous sommes donc limités à l'utilisation de trains de trois impulsions. L'énergie portée par ce train sera modulée au cas par cas (en fonction de l'inclinaison et du diamètre de perçage fixé).

Pour nos différents essais, le délai entre les impulsions n'induisait pas de modifications notables que ce soit sur le diamètre de perçage ou que ce soit sur l'état métallurgique de l'échantillon. Pour cette raison, nous avons décidé de fixer ce paramètre au minimum possible (soit 200 μ s).

4.2.3.3 Paramètres du train d'impulsions

Pour percer un trou de 400 μ m de diamètre, nous avons vu qu'il était nécessaire de travailler avec un faisceau laser de 300 μ m de diamètre transportant une énergie d'au moins 12.60 J. Jusque là, cette énergie était définie entre chaque impulsion à l'aide du même couple puissance crête/durée d'impulsion. Au sein d'un train d'impulsions, chaque

impulsion avait également la même énergie. Il paraît justifier de se questionner sur cette définition et répartition : sont-elles les plus adaptées à notre procédé ou existe-t-il une distribution d'énergie ainsi que des couples de puissance crête/durée d'impulsion plus favorables (effet sur la métallurgie et la conicité) ?

Nous avons défini différentes combinaisons de puissance crête et durée d'impulsion qui vérifient que l'énergie sur cible vaut 12.60 J. Nous avons réalisé avec ces paramètres plusieurs essais. Le tableau suivant présente les différents couples de paramètres testés et le résultat obtenu en terme de conicité. Dans ce cas de figure, la distribution d'énergie reste encore identique (3 impulsions de 4.20 J). La distribution d'énergie entre les impulsions sera abordée dans la section sur le pilotage de la conicité.

1 ^{re} impulsion		2 ^e impulsion		3 ^e impulsion		Conicité [°]
t_p [ms]	P_c [W]	t_p [ms]	P_c [W]	t_p [ms]	P_c [W]	
0.35	12000	0.7	6000	0.35	12000	9
0.42	10000	0.7	6000	0.42	10000	8
0.5	8400	0.7	6000	0.5	8400	7
0.7	6000	0.7	6000	0.7	6000	5
1	4200	0.7	6000	1	4200	10
1.4	3000	0.7	6000	1.4	3000	11
2.1	2000	0.7	6000	2.1	2000	13
4.2	1000	0.7	6000	4.2	1000	15

TABLE 4.3: Tableau récapitulatif des couples de paramètres durée d'impulsion/puissance crête testés avec un faisceau laser de $300 \mu\text{m}$ pour une énergie déposée de 12.60 J.

Bien que ces combinaisons de paramètres ne soient pas exhaustives, sur l'ensemble des essais réalisés, les couples puissance crête/durée d'impulsion testés nous ont permis d'obtenir des trous de diamètre de sortie $400 \mu\text{m}$ à $\pm 5\%$. Les résultats métallurgiques des différents essais étaient de qualité équivalente. Dans chaque cas, les valeurs de ZAT étaient toutes très inférieures aux tolérances maximales fixées.

Le choix du couple de paramètre/puissance crête a donc été dicté par la conicité. Nous avons choisi la répartition d'énergie qui a permis de minimiser sa valeur par rapport à la limite fixée. Il faut rappeler que la conicité constitue plus un critère qu'un réel défaut. Ce critère peut affecter voire conditionner l'efficacité de refroidissement d'une trame de perçage en modifiant la section de passage et donc l'écoulement du filet d'air formé. L'orientation du filet d'air peut également subir des modifications. Cependant la conicité ne doit pas nécessairement être nulle. Lors de la conception des trames de

perçage, des tolérances sur les valeurs de conicité sont dimensionnées afin que son impact sur l'efficacité de refroidissement soit négligeable.

La réduction de la conicité n'a pas pour objectif d'obtenir une conicité nulle mais doit permettre de la limiter à des valeurs conformes aux tolérances calculées, l'idéal étant de pouvoir maîtriser sa valeur sur cette plage de tolérance. Parmi la liste de combinaisons testées, un couple de paramètres, conduisant à une conicité minimum, a été identifié : il s'agit du cas où la première, deuxième et troisième impulsion sont définies par la même puissance crête et la même durée d'impulsion (6000 W et 0,70 ms). Dans ces conditions, la valeur moyenne de la conicité est de $5^\circ \pm 1^\circ$. La zone affectée thermiquement est de 45 μm maximum.

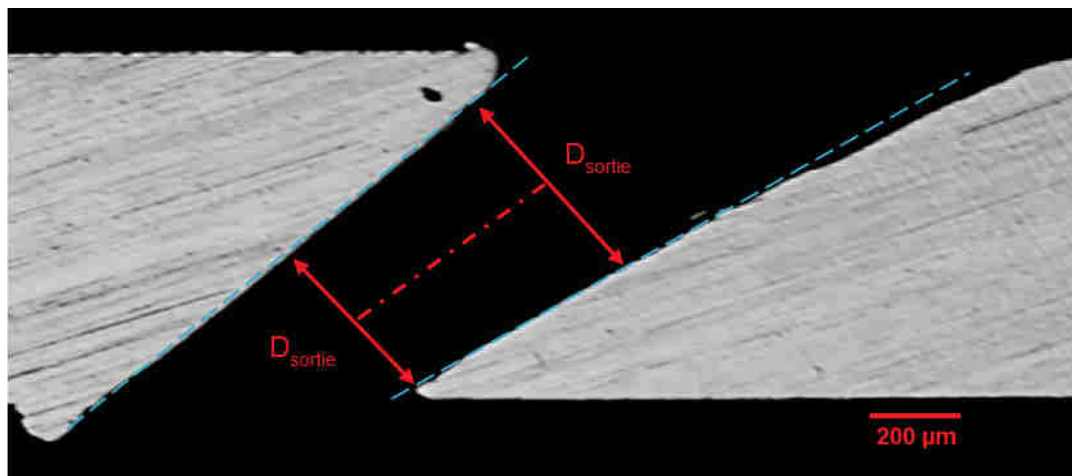


FIGURE 4.18: Coupe transversale d'un trou incliné de 60° percé en statique avec un train de trois impulsions de 6000 W et 0,70 ms.

A ce stade la productivité a été augmenté d'un facteur 2 et la qualité a été maintenue par rapport aux exigences fixées. Les trous obtenus avec un laser à solide et un à laser à fibre sont équivalents d'un point de vue métallurgique. La conicité est cependant plus réduite avec le procédé à deux impulsions répétées quelque soit la source laser. Les résultats obtenus avec le procédé à trains d'impulsions restent néanmoins corrects par rapport aux exigences. Nous verrons par la suite comment améliorer le contrôle de la conicité.

4.2.4 Définition de la conicité à l'aide de plans d'expériences

Dans la précédente section, nous sommes parvenus à percer des trous aux bonnes dimensions avec un train de trois impulsions. Cependant la conicité obtenue, bien que conforme aux exigences, fluctuait davantage que pour les essais à deux impulsions identiques (valeurs comprises entre 2 et 8 degrés). Dans le but de réduire ces fluctuations

de conicité avec le train d'impulsions, nous avons par la suite mis en place une étude autour du rôle de chaque impulsion sur l'évolution de la conicité afin de déterminer un moyen de mieux maîtriser sa valeur.

L'approche adoptée fait suite à des observations réalisées à l'aide d'une caméra rapide au cours d'essais de perçage avec un train de trois impulsions. Pendant ces essais, nous avons noté que la modification des paramètres laser (puissance crête et de durée d'impulsion) modulait l'impact et le rôle de chaque impulsion. Nous avons constaté, à travers la quantité de matière expulsée en face arrière, que selon les conditions énergétiques du train d'impulsions, la dernière impulsion laser pouvait avoir un rôle majeur à négligeable sur l'ouverture du trou. Ce constat indique un rôle significatif sur la modification de la conicité. En effet, plus l'interaction sera importante au niveau de la face de sortie (quantifiée par la quantité de matière expulsée en face arrière) plus la différence de diamètre entre l'entrée et la sortie sera réduite et par conséquent la conicité.

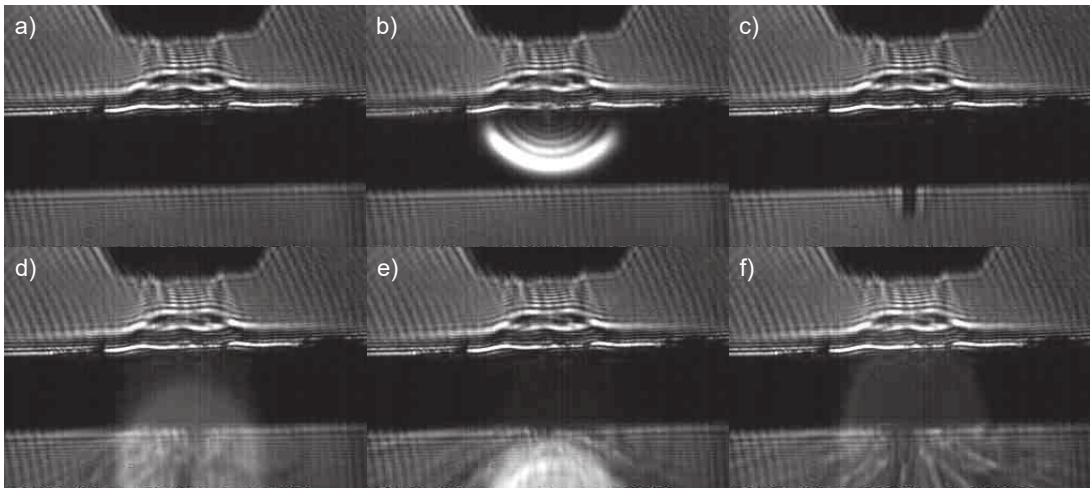


FIGURE 4.19: Séquence filmée à l'aide d'une caméra rapide représentant l'impact de deux impulsions successives sur une plaque de cobalt.

De manière empirique, des paramètres laser (correspondant au cas C0 de la Fig. 4.20) permettant d'obtenir des trous de $400 \mu\text{m}$ de diamètre de sortie avec une conicité inférieure à 10° ont été identifiés (4000, 1750, 6500 W et 1, 3, 0.70 ms pour la première, deuxième et troisième impulsion respectivement avec un rapport cyclique fixé à 97.4%). Ces conditions énergétiques ont servi de point de départ à notre étude paramétrique. Nous avons fait varier les paramètres laser autour de ces valeurs (à $\pm 20\%$) et nous avons suivi l'évolution de la conicité pour chaque condition fixée. Cette approche par plan d'expériences avait pour objectif de lier les fluctuations de conicité aux paramètres (puissance crête P_n et durée t_n avec n indice correspondant à la n ème impulsion) des impulsions.

4.2.4.1 Plan d'expériences

Le plan d'expérience est une méthode statistique qui permet d'étudier l'influence de facteurs sur une réponse (dans notre cas la conicité). C'est une approche pragmatique qui par le biais d'un minimum d'essais nous renseigne sur les liens entre facteurs et paramètres d'intérêt.

L'approche par plan d'expériences nous a paru pertinente dans le développement de notre procédé de perçage par train d'impulsions. Le recours à un train d'impulsions est potentiellement source d'interactions entre les paramètres de chaque impulsion. Des synergies peuvent apparaître entre les combinaisons de paramètres, chose que nous ne pouvons pas isoler ou étudier indépendamment lors des essais.

L'utilisation de plans d'expériences doit nous aider à définir une expression analytique de la valeur de conicité en fonction des paramètres laser de chaque impulsion. Cette fonction se présente sous la forme d'un développement limité :

$$y = a_0 + \sum a_i x_i + \sum a_{ij} x_i x_j \quad (4.1)$$

L'espace de paramètres, pour le réglage de chaque facteur, a été défini à plus ou moins 20% des paramètres permettant d'obtenir des trous de diamètre 400 μm en sortie avec une conicité inférieure à 10°. Nous avons appliqué une variation de plus ou moins 20% à ces valeurs afin de rester dans l'hypothèse de faibles variations ce qui nous permet de définir les réponses aux différentes sollicitations sous la forme de développements limités au premier ordre.

Ces essais nous ont amené à définir un système de quatre équations à quatre inconnues. La résolution de ce système, déterminé à partir des mesures expérimentales, nous a permis d'extraire les coefficients de la fonction décrivant le changement de conicité avec l'évolution des paramètres laser de la première impulsion, la seconde et troisième impulsion étant à des paramètres fixés.

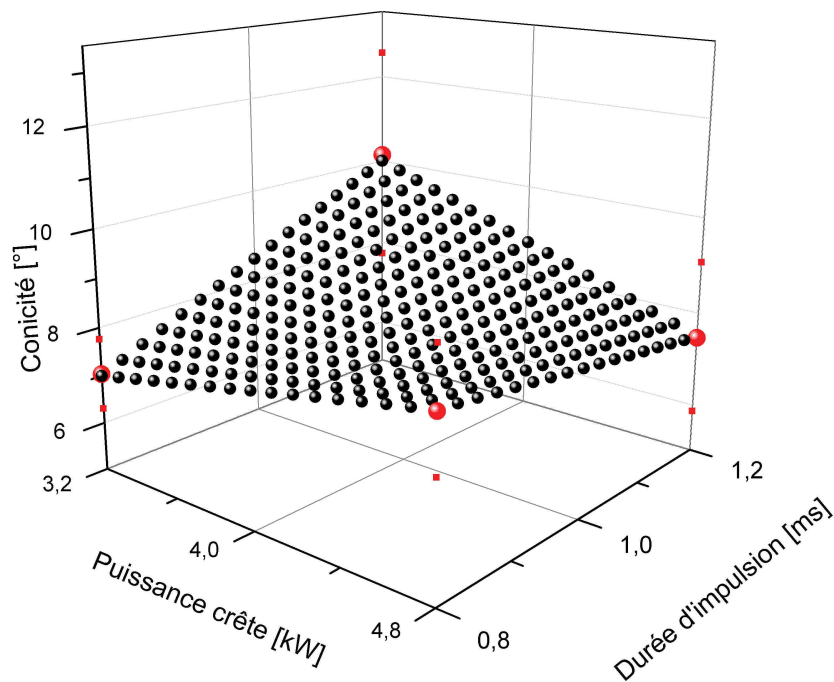


FIGURE 4.20: Graphique représentant le domaine d'étude de variation de la conicité en fonction des paramètres laser de la première impulsion (la deuxième et la troisième impulsion ayant des paramètres fixés). Les points en rouge correspondent aux essais expérimentaux. La nappe passant par ces points représente la fonction décrivant l'évolution de la conicité.

Ce point ne constitue qu'une première étape. En effet à ce stade, la fonction décrite n'est définie que pour des modifications de paramètres de la première impulsion, les impulsions suivantes étant à paramètres fixés. Les fluctuations de conicité ne sont ici liées qu'aux variations des paramètres laser de la première impulsion. Or les impulsions suivantes ont également un effet sur la conicité.

En modifiant les niveaux énergétiques de la deuxième et troisième impulsion, l'expression de la fonction traduisant l'évolution de conicité change. Cela en modifie les coefficients. Ce changement intervient car il existe un effet de couplage entre les impulsions. Pour tenir compte de cette interaction, les coefficients ne sont plus considérés constants. Ils sont définis en fonction des paramètres de la deuxième et troisième impulsion. Ainsi, la conicité évolue en tenant compte de l'apport de chaque impulsion. De cette manière nous arrivons à définir une expression analytique plus générale.

Ci-dessous, le couplage entre la première et de la seconde impulsion permet de formuler la fonction d'évolution de la conicité α de la manière suivante :

$$\begin{aligned}\alpha(P1, P2) &= f(P1, P2) \\ &= f(P1) + \frac{\partial f(P2)}{\partial P_2} \Delta P_2 + \frac{\partial f(P2)}{\partial t_2} \Delta t_2\end{aligned}\quad (4.2)$$

$$\begin{aligned}\alpha(P1, P2) &= a_1^0 + a_1(P_2, t_2, P_3, t_3)P_1 + b_1(P_2, t_2, P_3, t_3)t_1 \\ &\quad + c_1(P_2, t_2, P_3, t_3)P_1t_1 \\ &\quad + \underbrace{(a_2(P_1, t_1, P_3, t_3) + c_2(P_1, t_1, P_3, t_3)t_2)}_{\text{Terme fonction du niveau de } P_2}(P_2 - P_2^0) \\ &\quad + \underbrace{(b_2(P_1, t_1, P_3, t_3) + c_2(P_1, t_1, P_3, t_3)P_2)}_{\text{Terme fonction du niveau de } t_2}(t_2 - t_2^0)\end{aligned}\quad (4.3)$$

Contrairement à l'expression analytique (4.1), les coefficients ne sont plus des constantes mais représentent des fonctions dépendantes des niveaux des paramètres de la première et seconde impulsion. La nouvelle expression est composée du cas particulier où les paramètres de la seconde impulsion sont fixées (terme $f(P1)$ dans l'équation 4.2) et d'une somme de termes perturbatifs. En étendant cette approche à la troisième impulsion, une expression générale de l'évolution de la conicité peut être obtenue.

4.2.4.2 Validation de la fonction analytique

Suite à la définition de cette fonction analytique, nous avons cherché à vérifier son caractère prédictif sur une série d'essais avec des paramètres choisis de manière aléatoire (sélection de paramètres dans l'espace de valeurs de $\pm 10\%$).

Nous avons fait quatre séries d'essais avec des paramètres distincts. Nous avons mesuré les conicités obtenues dans chaque cas de figure. Ces valeurs ont pour finir été comparées aux valeurs théoriques issues de la fonction analytique.

Il existe un écart entre la valeur théorique et la valeur expérimentale. Cette différence vaut environ $\pm 20\%$. Le caractère prédictif n'est pas parfaitement vérifié ici néanmoins l'approche adoptée permet de maintenir des conicités avec des écarts limités à $\pm 2^\circ$. Cela permet à la fois de garantir que la conicité obtenue sera sous le seuil fixé mais aussi de réduire la dispersion de conicité obtenue sur une série de perçage. La même étude a été réalisée pour les diamètres d'entrée et de sortie de perçage et dans ce cas l'écart entre valeurs théoriques et valeurs expérimentales se réduit à 10% .

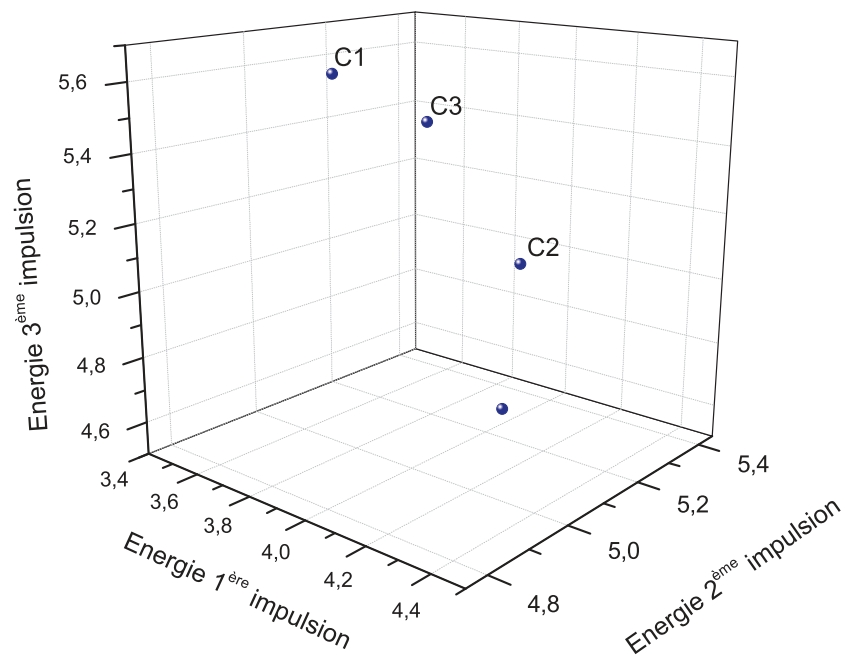


FIGURE 4.21: Graphique 3D représentant le domaine de validité des fonctions analytiques. Les points bleus correspondent aux conditions testées expérimentalement.

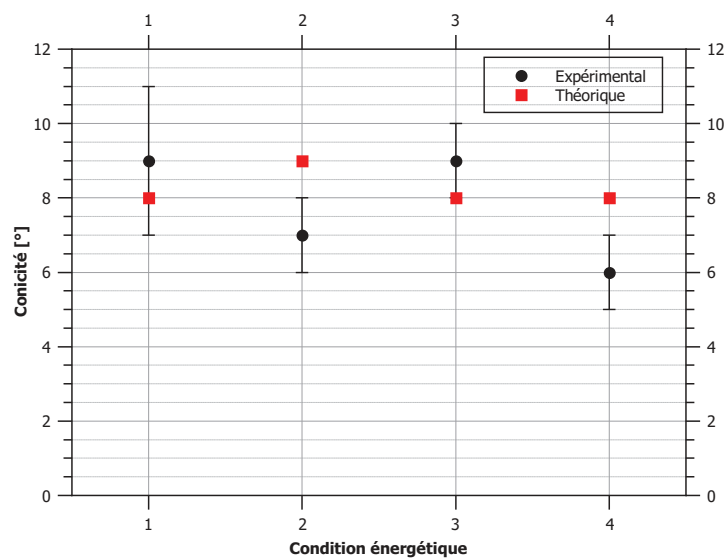


FIGURE 4.22: Graphique représentant l'évolution de la conicité en fonction de différentes conditions énergétiques. Les points en noirs correspondent aux valeurs expérimentales. Les points en rouge sont issus des calculs théoriques

4.3 Liste des paramètres laser testés

Cette section est consacrée aux différents essais et paramètres testés. Il s'agit d'un récapitulatif des différentes combinaisons de paramètres laser (procédé à deux impulsions et à train de trois impulsions) et des résultats associées. L'intérêt de cet inventaire est de capitaliser le retour d'expériences et d'avoir rapidement accès à des paramètres opératoires en fonction du résultat recherché. Pour compléter ces tables, il faudrait continuer les études paramétriques avec des plans d'expériences de domaines plus larges. Notre travail constitue néanmoins la première étape nécessaire à la mise en place d'une bibliothèque de paramètres.

4.3.1 Ensemble des essais à 0°

Les Tables 4.4 et 4.5 listent l'ensemble des essais de perçage statique réalisés avec deux impulsions laser identiques. Chaque ligne de ce tableau correspond à une combinaison de paramètres testée avec pour résultats une moyenne sur une dizaine d'essais réalisés. L'ensemble des essais a été réalisé avec une assistance d'air comprimée à 7 bars. L'absence de données pour le diamètre de sortie signifie que les paramètres laser n'ont pas permis d'obtenir de trous débouchants (par conséquent la conicité n'a pas pu être évaluée).

Montage optique				Paramètres laser		Mesures		
ϕ_{fibre} [μm]	$f_{\text{col.}}$ [mm]	$f_{\text{foc.}}$ [mm]	ϕ_{faisceau} [μm]	$t_{\text{impulsion}}$ [ms]	$P_{\text{crête}}$ [W]	$\phi_{\text{entrée}}$ [μm]	ϕ_{sortie} [μm]	Conicité [°]
300	150	80	160	0.30	2000	291 ± 16		
300	150	80	160	0.30	4000	396 ± 7	245 ± 3	11 ± 2
300	150	80	160	0.30	6000	474 ± 3	298 ± 2	13 ± 2
300	150	80	160	0.30	8000	542 ± 4	329 ± 4	15 ± 2
300	150	80	160	0.30	10000	607 ± 8	363 ± 4	17 ± 2
300	150	80	160	0.50	2000	362 ± 11	224 ± 12	10 ± 2
300	150	80	160	0.50	4000	468 ± 8	309 ± 5	11 ± 2
300	150	80	160	0.50	6000	530 ± 11	396 ± 10	10 ± 2
300	150	80	160	0.50	8000	575 ± 11	445 ± 3	9 ± 2
300	150	80	160	0.50	10000	660 ± 2	466 ± 18	14 ± 2
300	150	80	160	0.70	2000	371 ± 21	232 ± 6	10 ± 2
300	150	80	160	0.70	4000	423 ± 4	288 ± 8	10 ± 2
300	150	80	160	0.70	6000	506 ± 2	352 ± 10	11 ± 2
300	150	80	160	0.70	8000	575 ± 3	391 ± 7	13 ± 2
300	150	80	160	0.70	10000	639 ± 3	448 ± 28	14 ± 2
300	150	80	160	1.40	2000	368 ± 7	246 ± 8	9 ± 2
300	150	80	160	1.40	4000	417 ± 8	318 ± 7	7 ± 2
300	150	80	160	1.40	6000	489 ± 10	364 ± 5	9 ± 2
300	150	80	160	1.40	8000	565 ± 4	411 ± 2	11 ± 2
300	150	80	160	1.40	10000	634 ± 7	443 ± 3	14 ± 2
200	150	150	200	0.30	2000	309 ± 10		
200	150	150	200	0.30	4000	379 ± 5	227 ± 3	11 ± 2
200	150	150	200	0.30	6000	460 ± 5	260 ± 7	14 ± 2
200	150	150	200	0.30	8000	519 ± 6	289 ± 7	16 ± 2
200	150	150	200	0.30	10000	568 ± 4	317 ± 6	18 ± 2
200	150	150	200	0.50	2000	356 ± 32	212 ± 6	10 ± 2
200	150	150	200	0.50	4000	425 ± 3	255 ± 4	12 ± 2
200	150	150	200	0.50	6000	501 ± 4	300 ± 7	14 ± 2
200	150	150	200	0.50	8000	564 ± 2	332 ± 2	16 ± 2
200	150	150	200	0.50	10000	618 ± 2	352 ± 3	18 ± 2
200	150	150	200	0.50	10000	618 ± 2	352 ± 3	18 ± 2
200	150	150	200	0.50	10000	618 ± 2	352 ± 3	18 ± 2
200	150	150	200	0.70	2000	396 ± 5	218 ± 7	13 ± 2
200	150	150	200	0.70	4000	445 ± 3	275 ± 4	12 ± 2
200	150	150	200	0.70	6000	478 ± 4	284 ± 4	14 ± 2
200	150	150	200	0.70	8000	533 ± 5	298 ± 3	17 ± 2
200	150	150	200	0.70	10000	589 ± 5	317 ± 3	19 ± 2

TABLE 4.4: Ensemble des essais de perçage statique avec deux impulsions laser.

Montage optique				Paramètres laser		Mesures		
ϕ_{fibre} [μm]	$f_{\text{col.}}$ [mm]	$f_{\text{foc.}}$ [mm]	ϕ_{faisceau} [μm]	$t_{\text{impulsion}}$ [ms]	$P_{\text{crête}}$ [W]	$\phi_{\text{entrée}}$ [μm]	ϕ_{sortie} [μm]	Conicité [°]
200	150	150	200	1.40	2000	338 ± 18	223 ± 6	8 ± 2
200	150	150	200	1.40	4000	412 ± 7	277 ± 10	10 ± 2
200	150	150	200	1.40	6000	489 ± 13	309 ± 12	13 ± 2
200	150	150	200	1.40	8000	535 ± 8	320 ± 4	15 ± 2
200	150	150	200	1.40	10000	611 ± 10	341 ± 6	19 ± 2
200	150	200	267	0.30	2000	430 ± 8		
200	150	200	267	0.30	4000	480 ± 9		
200	150	200	267	0.30	6000	560 ± 13	260 ± 12	21 ± 2
200	150	200	267	0.30	8000	597 ± 5	338 ± 14	18 ± 2
200	150	200	267	0.30	10000	649 ± 7	359 ± 7	21 ± 2
200	150	200	267	0.50	2000	447 ± 10	189 ± 11	18 ± 2
200	150	200	267	0.50	4000	518 ± 10	292 ± 15	16 ± 2
200	150	200	267	0.50	6000	578 ± 10	333 ± 6	17 ± 2
200	150	200	267	0.50	8000	629 ± 11	377 ± 9	18 ± 2
200	150	200	267	0.50	10000	664 ± 17	372 ± 14	21 ± 2

TABLE 4.5: Ensemble des essais de perçage statique avec deux impulsions laser (suite).

4.3.2 Ensemble des essais à 60°

Le Table 4.6 liste l'ensemble des essais de perçage statique réalisés avec deux impulsions laser identiques. Chaque ligne de ce tableau correspond à une combinaison testée de paramètres, avec pour résultat, une moyenne sur une dizaine d'essais. L'ensemble des essais a été réalisé avec une assistance d'air comprimée à 7 bars. L'absence de données pour le diamètre de sortie signifie que les paramètres laser n'ont pas permis d'obtenir de trous débouchants (par conséquent la conicité n'a pas pu être évaluée).

Montage optique				Paramètres laser		Mesures		
ϕ_{fibre} [μm]	$f_{\text{col.}}$ [mm]	$f_{\text{foc.}}$ [mm]	ϕ_{faisceau} [μm]	$t_{\text{impulsion}}$ [ms]	$P_{\text{crête}}$ [W]	$\phi_{\text{entrée}}$ [μm]	ϕ_{sortie} [μm]	Conicité [°]
200	100	150	300	1.40	2000	446 ± 11	253 ± 15	7 ± 2
200	100	150	300	1.40	4000	516 ± 5	390 ± 11	4 ± 2
200	100	150	300	1.40	6000	635 ± 14	493 ± 14	5 ± 2
200	100	150	300	1.40	8000	738 ± 5	468 ± 6	10 ± 2
200	100	150	300	1.40	10000	727 ± 22	494 ± 9	8 ± 2
200	150	200	267	2.80	2000	407 ± 14	293 ± 7	4 ± 2
200	150	200	267	2.80	4000	486 ± 8	348 ± 24	5 ± 2
200	150	200	267	2.80	6000	548 ± 11	375 ± 12	6 ± 2
200	150	200	267	2.80	8000	552 ± 4	401 ± 9	5 ± 2
200	150	200	267	2.80	10000	614 ± 13	408 ± 9	7 ± 2
200	150	150	200	1.40	1000	280 ± 8		
200	150	150	200	1.40	1500	386 ± 18		
200	150	150	200	1.40	2000	421 ± 20	264 ± 33	6 ± 2
200	150	150	200	1.40	2500	437 ± 16	378 ± 22	3 ± 2
200	150	150	200	1.40	3000	504 ± 8	405 ± 10	4 ± 2
200	150	150	200	1.40	3500	527 ± 9	403 ± 13	5 ± 2
200	150	150	200	1.40	4000	556 ± 6	411 ± 16	6 ± 2
200	150	150	200	0.70	3000	425 ± 8	188 ± 5	8 ± 2
200	150	150	200	0.70	3500	448 ± 14	271 ± 12	6 ± 2
200	150	150	200	0.70	4000	472 ± 10	272 ± 23	7 ± 2
200	150	150	200	0.70	7000	594 ± 7	445 ± 12	5 ± 2
200	150	150	200	0.50	3500	413 ± 17		
200	150	150	200	0.50	4000	460 ± 12		
200	150	150	200	0.50	4500	440 ± 8		
200	150	150	200	0.30	4000	405 ± 3		
200	150	150	200	0.30	4500	403 ± 6		
200	150	150	200	0.30	5000	438 ± 10		
300	150	80	160	1.40	2000	431 ± 10		
200	150	80	160	1.40	2500	457 ± 16	318 ± 13	7 ± 2
200	150	80	160	0.70	3000	449 ± 8		
200	150	80	160	0.70	3500	477 ± 11		

TABLE 4.6: Ensemble des essais de perçage statique avec deux impulsions laser.

4.4 Conclusion

Dans le cadre du développement d'un procédé de perçage par percussion laser à la volée de trous de refroidissement dans des matériaux réfractaires, nous avons montré qu'il était tout à fait possible de remplacer une source laser à solide par une source laser à fibre sans engendrer de dégradation de qualité. Nous avons mis en évidence un gain de productivité d'un facteur minimum 2 sur la durée d'usage. Sans compter la

souplesse d'utilisation que ce type de laser peut apporter, point non négligeable dans un environnement industriel (en particulier en ce qui concerne la maintenance).

Reste que la conicité est le facteur le moins bien contrôlé. Le procédé mis au point permet seulement de limiter sa dispersion. De même, nous n'avons pas pu balayer toutes les dimensions et configurations de perçage possibles. Les résultats essentiels ont été atteints mais pour aller plus loin, il est nécessaire de passer par une étape de modélisation du procédé de perçage. Cette étude numérique permettrait d'avoir une meilleure compréhension des résultats expérimentaux. Elle fournirait davantage de données concernant les interactions entre impulsions au cours du procédé ce qui pourrait conduire à une meilleure interprétation/compréhension des liens entre énergie, durée et nombre d'impulsions et leur impact sur l'évolution de la conicité. Ce modèle nous guiderait alors dans le choix des paramètres laser et nous aiderait à optimiser cette sélection en fonction de contraintes imposées (par exemple atteindre une conicité spécifique).

CHAPITRE 5

MODÉLISATION NUMÉRIQUE TRIDIMENSIONNELLE DU PROCÉDÉ DE PERÇAGE LASER

Dans ce chapitre, nous présentons le travail qui a été réalisé autour de la modélisation du profil géométrique de trous percés par laser. Ce procédé nécessite la prise en compte de phénomènes physiques complexes incluant divers aspects de thermique et de mécanique des fluides (voir Fig. 5.1). La complexité, la diversité et le couplage de ces physiques nécessitent de s'appuyer sur une approche numérique.

Le développement de ce modèle offre également d'intéressantes perspectives. S'il s'avère fiable, il pourrait nous renseigner sur l'impact des différentes impulsions laser sur l'évolution du profil de perçage. Cette information permettrait d'optimiser l'utilisation de l'énergie disponible au cours du procédé. Il constituerait aussi un moyen de compléter nos résultats expérimentaux sans être obligé de passer par une nouvelle campagne d'essais. Il rendrait ainsi possible l'exploration de nouvelles configurations de perçage.

Ce chapitre est scindé en deux parties. Une première partie est consacrée à la description des équations qui gouvernent la physique de formation du trou. Les expressions fondamentales de thermique et de mécanique des fluides y sont détaillées. Les résultats numériques sont également présentés. La seconde partie du chapitre aborde un point essentiel au travail de simulation : la validation et les ajustements du modèle. Pour cela, des comparaisons avec des essais expérimentaux sont réalisés.

Parmi les différentes solutions disponibles, nous avons décidé de travailler avec le logiciel commercial COMSOL Multiphysics™. Il s'agit d'une suite de logiciels permettant de prendre en charge divers calculs par la méthode des éléments finis. Deux raisons ont motivé ce choix :

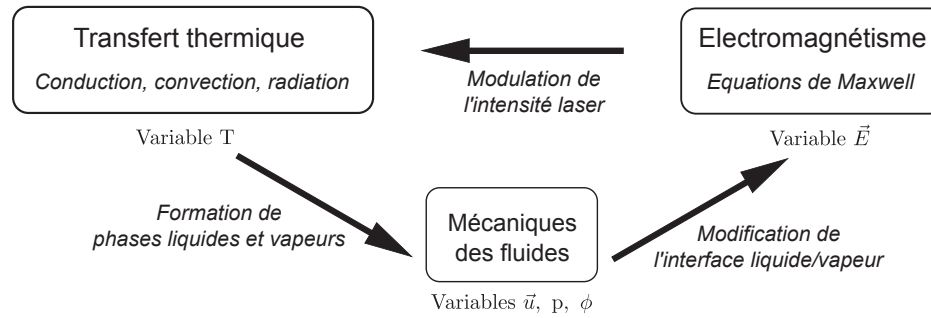


FIGURE 5.1: Interactions entre les différents phénomènes physiques (chauffage par rayonnement laser).

- ce code de calcul dispose d'un module permettant de coupler aisément différents phénomènes physiques.
- dans le cadre de cette thèse, nous ne disposons ni du temps ni des connaissances nécessaires au développement de notre propre code de calculs.

5.1 Définition du modèle physique

Le modèle de perçage laser proposé repose sur deux mécanismes d'enlèvement de matière : l'éjection de matière en fusion et la vaporisation. La formation du trou est principalement liée au mécanisme d'éjection de matière en fusion. Toutefois, la vaporisation a également un rôle fondamental. En effet, c'est la vapeur créée qui va exercer une pression sur la matière en fusion [76]. En conséquence la matière fondue se retrouve éjectée sous forme de gouttelettes. Ces deux mécanismes sont schématisés sur la Figure 5.2.

En réaction à ces mécanismes, des échanges thermiques et des écoulements sont attendus au sein de la phase liquide ainsi que dans l'environnement proche de la cible. C'est pourquoi le formalisme mathématique, décrivant le phénomène de perçage laser, nécessite un modèle qui résout un système d'équations couplées : l'équation de conservation de l'énergie, l'équation de conservation de la masse et l'équation de conservation de la quantité de mouvement. Les équations de conservation sont appliquées à un domaine 2D axisymétrique. Cette approche simplifie le traitement numérique. La dépendance des propriétés physiques des matériaux vis-à-vis de la température est prise en compte. Dans le traitement des écoulements, nous supposons que les phases fluides créées sont incompressibles et newtoniennes.

L'originalité du modèle repose sur la méthode de détermination de l'énergie déposée au cours de l'interaction. A notre connaissance, peu de travaux numériques se sont

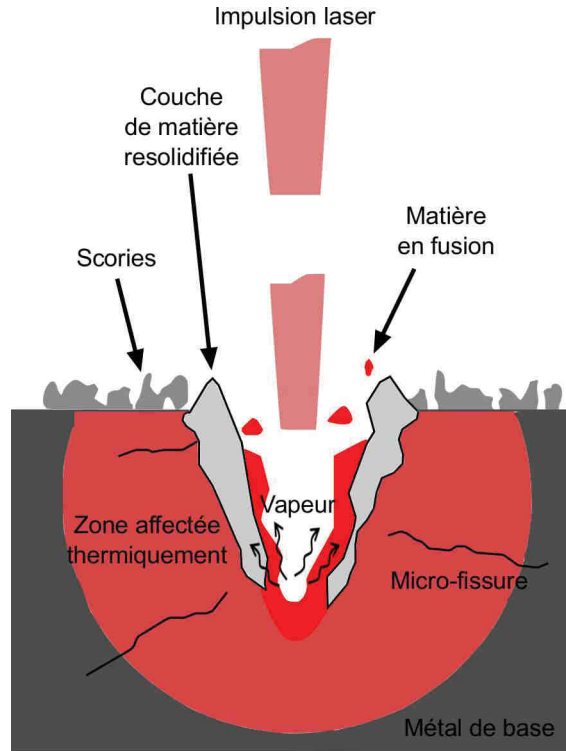


FIGURE 5.2: Schéma représentant les deux mécanismes d'enlèvement de matière : la vaporisation et l'éjection de matière en fusion. Le schéma indique également les défauts susceptibles d'apparaître (ZAT, couche de matière resolidifiée, scories, fissures)

intéressés à la manière dont l'énergie est répartie au cours du procédé de perçage (cf. **section 2.4**). Cet effet est ici pris en compte à travers l'étude de la propagation du faisceau laser. L'équation d'onde est résolue sur l'ensemble du domaine de calculs. Cette approche permet de tenir compte de la divergence du faisceau, de sa polarisation mais surtout des multi-réflexions au niveau de l'interface métallique qui module ainsi le dépôt d'énergie. La quantité d'énergie déposée, au cours de l'interaction, en tout point de l'interface est parfaitement décrite.

La Figure 5.3 représente de manière schématique les différentes étapes de la formation du trou. L'espace de calculs initial est caractérisé par deux domaines partageant une frontière commune : un domaine dense qui représente la cible et un domaine gazeux qui simule l'environnement proche de la cible. L'impulsion laser est émise à partir de la frontière supérieure du domaine gazeux. Une partie de l'énergie portée par l'onde laser est absorbée par la cible. Cette absorption a lieu sur une très faible épaisseur de matière de l'ordre de la dizaine de nanomètre. Faisant suite à l'absorption du faisceau, la température de la cible augmente très localement. Celle-ci va rapidement atteindre la température de fusion du matériau ce qui va engendrer la formation d'un film de matière en fusion à la surface de la cible. L'augmentation de température se poursuit amenant la cible à sa température de vaporisation. A ce moment là, le flux de matière qui

s'échappe de la surface par vaporisation exerce une contrainte sur le film de matière en fusion. Cette pression permet d'éjecter une partie de la matière fondue et de creuser une cavité dans la cible. Ce processus se poursuit jusqu'à l'obtention d'un trou débouchant. L'énergie associée à l'impulsion laser se propage alors quasi-librement.

Dans les sections suivantes, nous présentons en détail les équations définissant le modèle de perçage. Afin de faciliter l'implémentation de ces équations dans le code de calculs de COMSOL Multiphysics™, la formulation du modèle est traitée par étape. Nous commençons par réaliser une étude ne traitant que des phénomènes thermiques avec une définition de la source d'énergie laser constante. Au fur et à mesure des validations de ces études intermédiaires, nous rajouterons des éléments pour compléter le modèle jusqu'à aboutir à une description du modèle complet de perçage prenant en compte les multiples interfaces ainsi que les phénomènes thermiques, d'écoulements induits et la description du dépôt d'énergie.

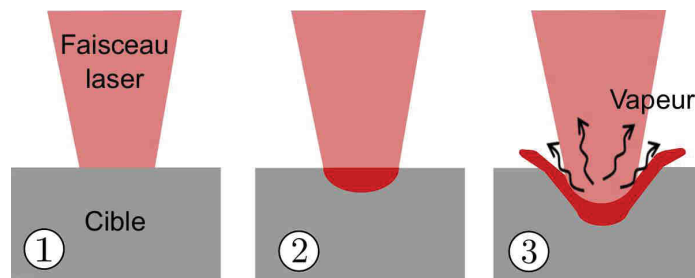


FIGURE 5.3: 1- Le faisceau laser est absorbé par la cible. 2- La température de la cible augmente et un bain liquide se forme. La température ne cesse d'augmenter et atteint le seuil de vaporisation de la cible. 3- La matière en s'évaporant exerce une pression sur le bain liquide qui est alors éjecté sur les côtés.

5.1.1 Description mathématique du modèle de perçage laser

L'originalité de ce travail de simulation réside dans la méthode de calcul de l'énergie déposée au cours du perçage. Notre approche se base sur les travaux de simulations réalisés par Courtois *et al.* [64] sur un procédé de soudage laser. Dans son étude, il propose une modélisation du procédé de soudage dans laquelle la description de la source de chaleur passe par l'étude de la propagation d'un faisceau laser. Le traitement de la source thermique de notre modèle s'inspire en grande partie de cette approche. Ainsi le modèle que nous proposons résout également la propagation de l'onde dans le domaine gazeux au cours du procédé. Cette méthode présente plusieurs avantages. Elle permet d'une part de prendre en compte la divergence du faisceau ainsi que sa polarisation. D'autre part, cette définition permet de définir une intensité laser modulée

par les changements topologiques de la cible. Les réflexions et l'absorption à l'interface métallique/gaz sont prises en compte de cette manière.

La description du reste du modèle est quant à elle plus usuelle. Comme la plupart des modèles 2D proposés [64, 76, 77], notre modèle est structuré autour de deux modules : un module thermique et un module hydrodynamique. Le premier module a pour fonction de décrire l'évolution du champ de température au sein de la cible, après absorption du rayonnement laser. Cet aperçu permet d'une part d'identifier les zones affectées thermiquement et d'autre part de délimiter les zones de changement de phase, en particulier la transition solide/liquide. Une description hydrodynamique, faisant intervenir une méthode de suivi d'interface et d'évaporation de la matière en fusion, est alors indispensable pour introduire l'impact des phénomènes convectifs sur la régulation de la température et sur le mouvement des différentes phases fluides.

Les équations mathématiques liées à ces deux modules sont les suivantes :

Conservation de l'énergie :

$$\rho C_p \left[\frac{\partial T}{\partial t} + \vec{\nabla} \cdot (\vec{u}T) \right] = \vec{\nabla} \cdot (\lambda \vec{\nabla} T) + Q_{\text{laser}} + Q_{\text{vap}} \quad (5.1)$$

où ρ , C_p , T , t , u , λ , Q_{laser} et Q_{vap} représentent respectivement la masse volumique [kg.m^{-3}], la capacité calorifique massique [$\text{J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$], la température [K], le temps [s], la vitesse [m.s^{-1}], la conductivité thermique [$\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$], l'intensité du faisceau laser [W.m^{-3}] (correspondant à une condition aux limites du problème) et la densité de flux de chaleur perdue par vaporisation [W.m^{-3}].

Conservation de la masse :

$$\vec{\nabla} \cdot \vec{u} = 0 \quad (5.2)$$

Conservation de la quantité de mouvement :

$$\rho \left(\frac{\partial \vec{u}}{\partial t} + \vec{u} \cdot (\vec{\nabla} \cdot \vec{u}) \right) = \vec{\nabla} \cdot \left[-pI + \mu \left(\vec{\nabla} \vec{u} + (\vec{\nabla} \vec{u})^T \right) \right] + \rho \vec{g} + \vec{F} \quad (5.3)$$

Mouvement de l'interface ϕ :

$$\frac{\partial \phi}{\partial t} + \vec{u} \cdot \vec{\nabla} \phi - m \delta(\phi) \left[\frac{\phi}{\rho_l} + \frac{1-\phi}{\rho_v} \right] = \gamma_{ls} \nabla \cdot \left(\varepsilon_{ls} \nabla \phi - \phi (1-\phi) \frac{\nabla \phi}{|\nabla \phi|} \right) \quad (5.4)$$

où \vec{u} , p , I , μ , \vec{g} et \vec{F} désignent respectivement le champ de vitesse de l'écoulement [m.s^{-1}], la pression [Pa], la matrice identité, la viscosité dynamique [Pa.s], la gravité [m.s^{-2}] et l'ensemble des contraintes mécaniques qui s'appliquent aux particules fluides incluant une force correspondant à l'amortissement de Darcy (Éq. 5.8).

Dans le membre de droite de l'équation (5.1), Q_{vap} est définie comme suit :

$$Q_{\text{vap}} = -L_v \dot{m} \delta(\phi) \quad (5.5)$$

$$\dot{m} = \sqrt{\frac{m}{2\pi k_b}} \frac{p_{\text{sat}}(T)}{\sqrt{T}} (1 - \beta_r) \quad (5.6)$$

- avec L_v la chaleur latente de vaporisation [J.kg^{-1}]
 m la masse atomique [kg]
 k_b la constante de Boltzmann [$\text{m}^2.\text{kg.s}^{-2}.\text{K}^{-1}$]
 p_{sat} la pression de vapeur saturante [Pa]
 β_r le coefficient de retrodiffusion

$$p_{\text{sat}}(T) = p_a \exp \left[\frac{\Delta H_v}{k_b T_{\text{vap}}} \left(1 - \frac{T_{\text{vap}}}{T} \right) \right] \quad (5.7)$$

Cette perte est caractérisée par la transition de phase liquide/vapeur (transformation endothermique) et par la chaleur emportée par la matière vaporisée. Ainsi ce terme tient compte de la chaleur latente de vaporisation L_v et dépend de la quantité de matière vaporisée au cours du temps \dot{m} . Ce flux de matière est défini à partir de la pression de vapeur saturante et de la température locale atteinte par la cible (Éq. 5.6). Le mouvement des phases fluides est décrit complètement par les équations de conservation de la masse et de conservation de la quantité de mouvement (Éq. 5.2, Éq. 5.3). Les particules fluides de l'écoulement sont soumises à un ensemble de contraintes mécaniques regroupées dans le vecteur \vec{F} :

$$\vec{F} = \rho_l \vec{g} - \rho_l \beta_l (T - T_f) \vec{g} \phi + \gamma \vec{n} \kappa \delta(\phi) + K \vec{u} \quad (5.8)$$

- avec ρ_l la masse volumique de la phase liquide [kg.m^3]
 β_l le coefficient de dilatation volumique de la phase liquide [K^{-1}]
 T_f la température de fusion de la cible
 γ le coefficient de tension de surface [N.m^{-1}]

Le vecteur \vec{F} inclut les effets de flottabilité, de dilatation thermique, de tension de surface ainsi qu'une force d'amortissement K correspondant à l'amortissement de Darcy (Éq. 5.9). Ce terme a un rôle numérique essentiel. Initialement, l'espace de calculs est seulement défini par deux domaines, un domaine dense qui représente la cible et un domaine gazeux qui simule l'air environnant. Afin de tenir compte des différents états physiques de la cible au cours du procédé, la phase dense est caractérisée par une viscosité dynamique variable dépendante de la température (celle-ci diminue avec l'augmentation de température). Cette astuce pose toutefois un problème : un champ de vitesse peut se constituer dans le domaine dense (trahissant la présence d'un écoulement) alors que la température locale est encore inférieure à la température de fusion de la cible. Pour éviter cet écueil, le terme d'amortissement K va permettre d'annuler tous les champs de vitesse tant que la température de la cible n'est pas au moins égale à la température de solidus. Ce terme K prend la forme suivante :

$$K = -C \left(\frac{(1 - f_l)^2}{f_l^3 + b} \right) \quad (5.9)$$

$$f_l = \begin{cases} 0 & \text{pour } T < T_s \\ \frac{T - T_l}{T_l - T_s} & \text{pour } T_s < T < T_l \\ 1 & \text{pour } T > T_l \end{cases} \quad (5.10)$$

avec C une constante caractérisant la morphologie de la zone ramollie

f_l la fraction de liquide

b un paramètre pour éviter la division par zéro

T_s température de solidus [K]

T_l température de liquidus [K]

Pour localiser la zone où se fait le dépôt d'énergie ainsi que celle où se produit la vaporisation, une méthode de suivi d'interface est introduite en complément du module hydrodynamique. Elle fait appel à une fonction $\delta(\phi)$ qui est non nulle seulement à l'interface liquide/vapeur et qui prend la valeur 1 sur cette interface. ε_{ls} est un paramètre qui traduit l'épaisseur de l'interface liquide/vapeur [m]. C'est un terme spécifique qui intervient dans l'équation Level-Set (Éq. 5.4) afin de définir une transition non abrupte de la fonction $\delta(\phi)$. Dans l'équation (Éq. 5.4), γ_{ls} correspond à la vitesse de ré-initialisation de la position de l'interface. En **Annexe A**, nous donnons une description plus détaillée de cette méthode de suivi.

Les équations de Maxwell viennent compléter notre modèle. Tout phénomène lié à la propagation d'une onde électromagnétique peut être décrit par ces équations complétées des équations constitutives du milieu. Les équations de Maxwell traduisent ainsi le couplage entre une onde électromagnétique, caractérisée par un champ électrique \vec{E} et un milieu matériel. Dans notre modèle, l'ajout de ces équations est indispensable d'une part pour tenir compte de la propagation du faisceau laser dans le trou au cours du perçage et d'autre part pour définir convenablement le dépôt de chaleur dans le trou au cours de sa formation.

Les équations de Maxwell peuvent être formulées en utilisant les variables matérielles \vec{D} et \vec{H} associées respectivement au déplacement électrique (ou induction électrique) et au champ d'induction magnétique

$$\begin{aligned}\vec{\nabla} \times \vec{E} &= -\frac{\partial \vec{B}}{\partial t} \\ \vec{\nabla} \times \vec{H} &= -\frac{\partial \vec{D}}{\partial t} \\ \vec{\nabla} \times \vec{D} &= 0 \\ \vec{\nabla} \times \vec{B} &= 0\end{aligned}\tag{5.11}$$

où \vec{D} et \vec{H} sont reliés au champ électrique \vec{E} et magnétique \vec{B} par l'intermédiaire des relations constitutives du milieu. Pour un milieu magnétique, nous avons :

$$\begin{aligned}\vec{D} &= \varepsilon_0 \vec{E} + \vec{P} \\ \vec{B} &= \mu_0 \vec{H}\end{aligned}\tag{5.12}$$

En considérant une réponse linéaire et instantanée du milieu matériel à l'excitation électromagnétique, nous pouvons écrire :

$$\vec{P} = \varepsilon_0 \vec{\chi}_l \vec{E}\tag{5.13}$$

avec $\vec{\chi}_l$ la susceptibilité diélectrique linéaire du milieu décrite par un tenseur de rang 2. Dans les milieux homogènes et isotropes, ce tenseur d'ordre deux est diagonale. Ces coefficients ne dépendent que de la longueur d'onde du rayonnement. En supposant que le milieu matériel soit un milieu homogène et linéaire, nous obtenons

$$\vec{D} = \varepsilon \vec{E}\tag{5.14}$$

où la constante diélectrique ε est définie par

$$\varepsilon = \varepsilon_0(1 + \chi_l) = \varepsilon_0 \varepsilon_r\tag{5.15}$$

avec ε_r la constante diélectrique relative.

A partir des équations de Maxwell (5.11) et des relations (5.12, 5.13), il est possible de déterminer l'équation d'onde qui régit la propagation du champ électrique dans le milieu.

$$\vec{\nabla} \vec{E} - \mu_0 \varepsilon \frac{\partial^2 \vec{E}}{\partial t^2} = 0 \quad (5.16)$$

La solution générale de cette équation permet de décrire l'évolution spatiale et temporelle de l'onde électromagnétique dans l'espace de calculs. Connaissant la distribution du champ électrique dans chaque domaine, il est possible de déterminer l'intensité laser en tous points du milieu au cours de sa déformation. Dans notre modèle, les équations de Maxwell sont donc résolues simultanément avec les différentes équations de conservation.

Le problème que nous cherchons à traiter est complexe. Afin d'isoler les multiples sources d'erreur d'implémentation, nous avons procédé par étape en introduisant les modules au fur et à mesure. Nous avons simplifié l'étude du problème en ne travaillant dans un premier temps qu'avec une source de chaleur surfacique constante.

5.1.1.1 Étude thermique avec un flux de chaleur surfacique constant

Dans cette partie, nous avons ramené le problème complexe de description du procédé de perçage à une simple étude de transfert thermique. Seul le module thermique est actif. Dans un premier temps, nous réalisons une hypothèse sur la source de chaleur : nous considérons que l'énergie absorbée à l'interface est constante. Sa valeur est calculée à partir de la puissance crête et de la durée des impulsions. L'objectif est de vérifier la cohérence du modèle thermique (définition et implémentation dans le logiciel de calculs COMSOL Multiphysics™) dans un cas simple avant de passer à un cas plus complexe traitant à la fois des phénomènes thermiques et des écoulements induits. La Figure 5.4 représente les conditions aux limites en flux et en température appliquées sur les frontières définissant le domaine de calcul.

Pour la résolution de ce problème, d'autres hypothèses sont également posées : le profil spatial de l'impulsion laser est défini comme gaussien, la durée d'impulsion est caractérisée à l'aide d'une fonction porte (avec pente du front montant et descendant quasi infinie) et seule une interface sépare le domaine dense du domaine gazeux. Dans la mesure où ces données sont disponibles, les paramètres physiques des matériaux sont définis avec une dépendance en température. Ainsi seule la conductivité thermique λ

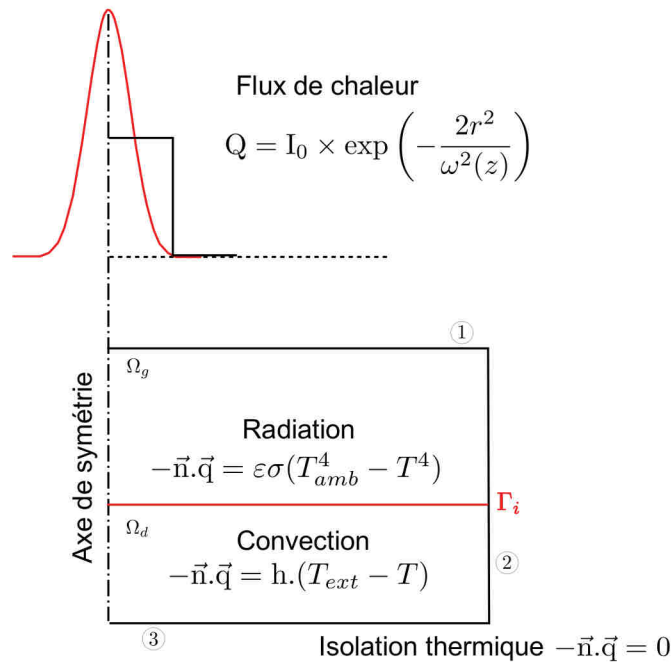


FIGURE 5.4: Γ_i représente la frontière séparant le domaine dense Ω_d du domaine gazeux Ω_g . Sur cette frontière, une condition de radiation et une condition de convection sont appliquées. Le flux de chaleur Q est également exercé sur Γ_i . Sur les frontières 1 et 2 qui bordent l'espace de calculs, $T = 293$ K. La frontière 3 est isolée thermiquement.

prend une valeur fixée, en fonction de l'état physique du domaine (solide, liquide, gazeux), car les données concernant ce paramètre sont incomplètes et ne permettent pas de décrire son évolution en fonction de la température.

Le changement de phase est également pris en compte grâce à une méthode d'enthalpie équivalente. Cette technique concerne l'aspect énergétique du changement de phase et ne tient pas compte des éventuelles changements topologiques des domaines. Elle implique l'utilisation d'une nouvelle expression de la capacité calorifique massique C_p . Ce paramètre est modifié par l'ajout d'une fonction gaussienne centrée à la température de fusion du matériau et de largeur égale à $T_l - T_s$ (Éq. 5.17), où T_l et T_s représentent respectivement le liquidus et le solidus du matériau. La valeur de la capacité calorifique massique augmente ainsi à la température fusion afin de tenir compte de l'excédent d'énergie nécessaire à la transition solide/liquide. Cette approche est couramment utilisée pour prendre en compte les changements de phase [77, 78].

$$C_p^{eq} = C_{p-s} + L_f \frac{e^{-((T-T_f)^2/(T_l-T_s)^2)}}{\sqrt{\pi(T_l-T_s)^2}} \quad (5.17)$$

Les résultats des simulations numériques, présentées ci-dessous, ont été réalisées avec les paramètres thermo-physiques d'un acier standard (valeurs fixes prises à température

ambiante : $\lambda = 34.6 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$, $\rho = 7600 \text{ kg.m}^{-3}$, $C_p = 520 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$). Le faisceau laser, défini suivant l'axe de symétrie de l'espace de calculs, a un diamètre au point focal (situé à la surface de la cible) de $300 \mu\text{m}$. Deux impulsions laser, d'une puissance crête de 4000 W et d'une durée de 1.40 ms , sont émises avec un intervalle de 0.10 ms entre chaque impulsion. Le profil du trou percé est défini à partir de la position de l'isotherme $T = 1788 \text{ K}$ correspondant au solidus du matériau. Cette description implique que toute matière ayant franchie ce seuil de température subit une transformation irréversible et est considérée comme ablatée.

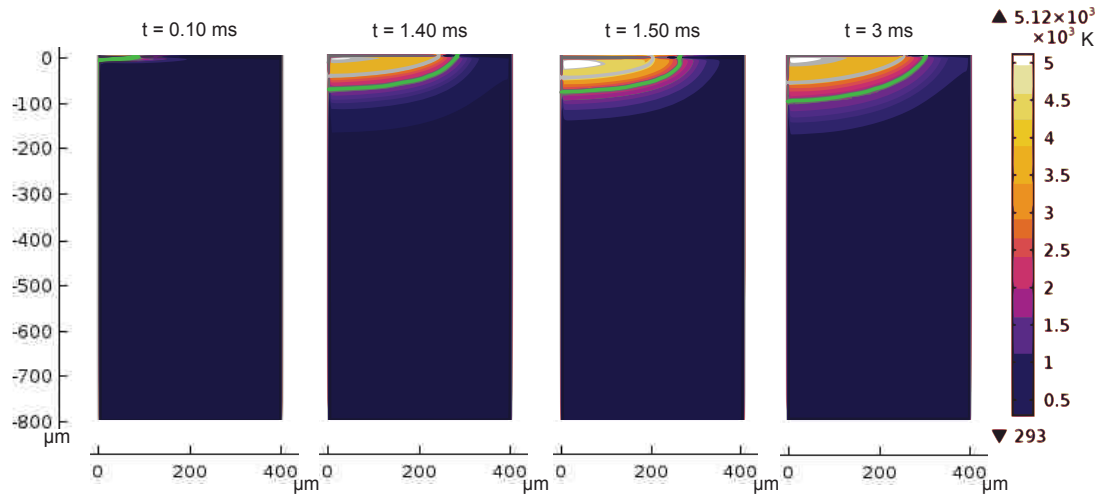


FIGURE 5.5: Distribution de la température au sein d'un barreau d'acier à différents instants (de gauche à droite, $t = 0.10 \text{ ms}$, 1.40 ms , 1.50 ms et 3 ms). La température maximale atteinte est de 5120 K . Deux impulsions sont utilisées ici : $P_{\text{crête}} = 4000 \text{ W}$, $t_{\text{impulsion}} = 1.40 \text{ ms}$. Les deux contours, vert et gris, représentent respectivement le solidus et l'isotherme de vaporisation. La distance séparant ces deux isothermes reste constante ($30 \mu\text{m}$) et correspond donc à l'épaisseur de la phase liquide.

Les élévations de température calculées au cours de l'interaction laser s'avèrent soudaines et brutales. Sur la Figure 5.5, la première image de gauche correspond à la distribution de température au sein du domaine d'étude au bout de $100 \mu\text{s}$. La température maximale s'élève au delà de 5000 K , bien au dessus du point de fusion du matériau. La création de phases fluides intervient donc rapidement. En fin d'interaction, ces domaines (liquide et vapeur) peuvent atteindre 15% du domaine métallique. Nous notons également que sur une durée de 0.10 ms (durée séparant deux impulsions) le refroidissement s'est amorcé déplaçant ainsi le solidus sur une distance de $20 \mu\text{m}$. Le diamètre d'entrée de perçage est assimilé à la position du solidus (contour vert sur la Figure 5.5). Les résultats obtenus sont proches, d'un point de vue dimensionnel (diamètre d'entrée), de ceux que nous avons pu observer avec les essais expérimentaux sur des alliages de cobalt (voir Fig. 5.6). Les écarts observés pour 2000 W et 10000 W s'expliquent par la difficulté à mesurer le diamètre de perçage d'entrée. Notons qu'expérimentalement à ces valeurs de puissances, nous faisons face soit à une forte concentration de scories soit la

profondeur de perçage atteinte ne permet pas d'identifier clairement les bords du trou. Nous avons également tracé l'évolution du diamètre d'entrée de perçage en fonction de la durée d'impulsion et du diamètre du faisceau. Ces résultats indiquent que le diamètre d'entrée augmente linéairement avec l'augmentation de la durée d'impulsion. La même tendance est observée avec l'élargissement du diamètre du faisceau au point focal.

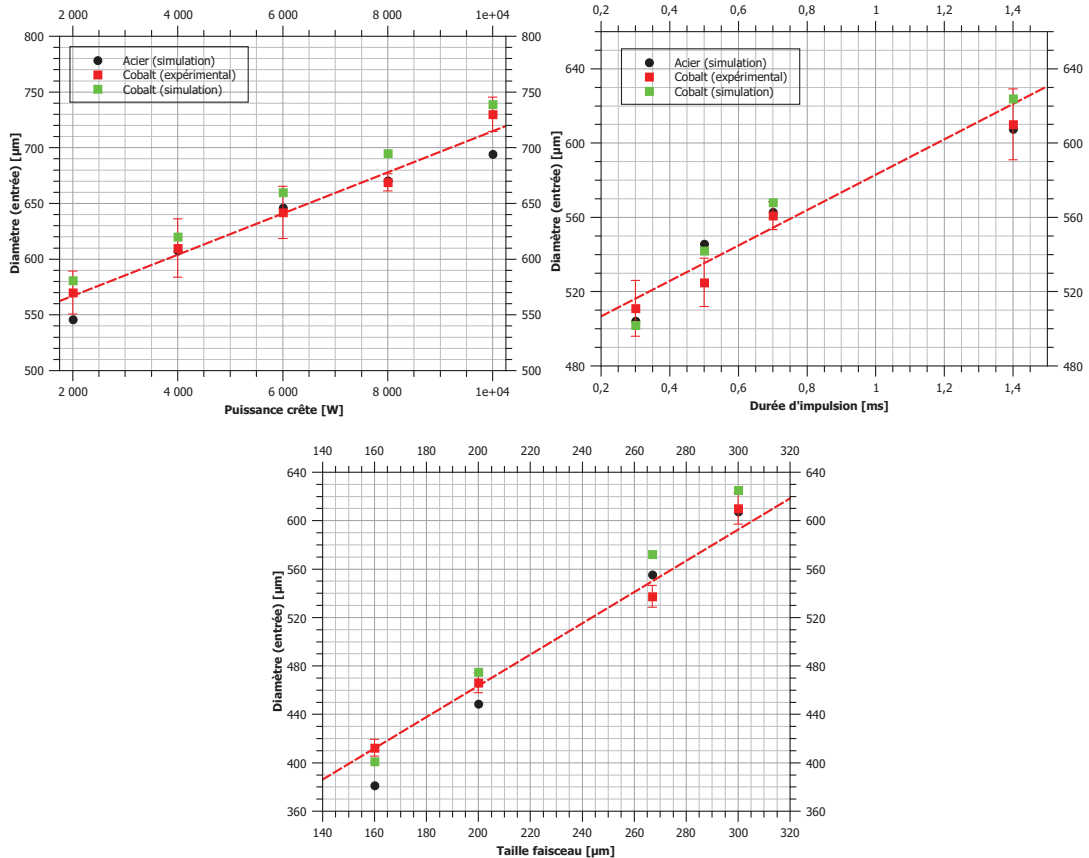


FIGURE 5.6: Évolution du diamètre de perçage d'entrée en fonction de la puissance crête, de la durée d'impulsion et de la taille du faisceau laser au point de focalisation. Dans chaque cas, les données ont été obtenues avec deux impulsions espacées de 0.10 ms. Dans le premier cas, la durée d'impulsion a été fixée à 1.40 ms avec un faisceau de 300 μm de diamètre. Ensuite, c'est la puissance crête qui a été fixée à 4000 W avec un faisceau de de 300 μm de diamètre. Pour le dernier graphique, la durée d'impulsion a été réglée à 1.40 ms avec 4000 W de puissance crête.

Les mêmes simulations ont été réalisées en considérant une plaque de cobalt pur (voir Fig. 5.6). Les propriétés thermo-physiques de l'acier et de ce matériau sont semblables (point de fusion comparable, conductivité thermique et masse volumique du même ordre de grandeur). Le comportement de ces matériaux vis-à-vis d'une source de chaleur doit nécessairement être analogues. Les résultats de simulations vont dans ce sens. L'évolution du diamètre d'entrée semble quasi linéaire dans les deux cas avec l'augmentation de la puissance crête. Les diamètres d'entrée calculés diffèrent légèrement

des valeurs expérimentales, en cause les paramètres du cobalt pur qui ne correspondent pas exactement aux paramètres de l'alliage de cobalt.

La modélisation de l'évolution du diamètre de perçage, en considérant une approche purement thermique, reste cohérente malgré les hypothèses très simplificatrices. Même si cette étude est simplifiée à l'extrême, puisqu'elle néglige également la vaporisation ainsi que les éventuels effets convectifs, elle souligne que le diamètre d'entrée de perçage obtenu à partir des simulations est du même ordre de grandeur que les valeurs expérimentales et qu'il évolue également de manière linéaire avec la puissance crête. De plus il faut aussi mentionner que malgré l'absence de vaporisation du bain de matière en fusion, l'épaisseur de la couche liquide reste tout de même faible, de l'ordre de la dizaine de microns.

Cette étude simplifiée montre qu'une estimation du diamètre d'entrée de perçage peut être obtenue à partir de la description thermique du procédé. Néanmoins l'étude thermique seule s'avère insuffisante pour décrire complètement le procédé. En effet, l'apparition de phases fluides, au sein d'un fort gradient thermique dans le domaine d'étude, induit un écoulement qui va perturber la distribution de température. Cet écoulement devrait donc modifier le profil du trou. Le traitement des effets de cet écoulement est donc à priori nécessaire.

5.1.1.2 Étude thermo-hydrodynamique avec un flux de chaleur surfacique constant

Dans le traitement thermique du procédé de perçage laser, nous avons montré que la formation de phases métalliques liquides et gazeuses représentait environ 15% du domaine métallique. Le développement de ces phases et la présence d'un fort gradient thermique va entraîner l'apparition d'un écoulement, impactant ainsi la distribution du champ de température. L'interface entre les différentes phases va également subir des déformations liées au mouvement de ces fluides, modifiant l'épaisseur et la température de la zone fondue.

Il apparaît indispensable de traiter ces écoulements afin d'avoir une meilleure description du profil de perçage ainsi qu'une répartition thermique plus juste au sein du domaine d'étude. Ces écoulements, supposés laminaires, ont des conséquences importantes sur la définition thermique du modèle. Aussi, il n'est pas aberrant de considérer un couplage fort entre l'étude thermique et le problème hydrodynamique induit, dès l'apparition des premières phases liquides. Pour cela, nous avons étudié l'écoulement de matière qui se met en place suite au changement de phase subit par le domaine dense représentant la cible.

L'algorithme de couplage et de résolution des équations de conservation est considéré de la manière suivante :

- 1 – le modèle détermine la distribution de température dans l'espace de calculs
- 2 – dès qu'une zone atteint la température de fusion du matériau, elle subit un changement de propriétés physiques (traduisant une transition de phase)
- 3 – les paramètres de l'écoulement sont ensuite évalués ; la matière ablatée est déterminée
- 4 – le modèle bascule à nouveau sur l'étape 1 jusqu'à la fin du temps de calcul ou à l'ouverture du trou

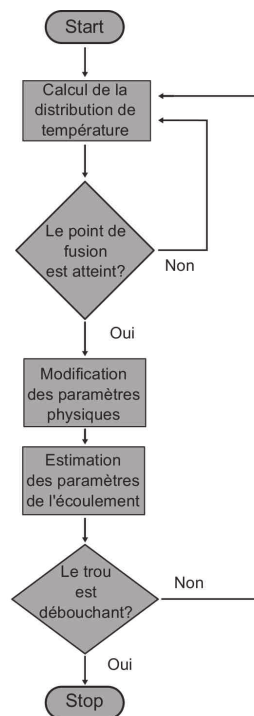


FIGURE 5.7: Schématisation de l'algorithme de résolution du modèle.

Les changements de phase sont toujours pris en compte. Néanmoins, le couplage des physiques contraint à considérer ici deux aspects lors de l'implémentation numérique : un aspect énergétique (lié à l'équation de conservation de l'énergie) et un aspect topologique (lié à l'écoulement de matière). L'aspect énergétique passe par la méthode d'enthalpie équivalente déjà présentée dans la description thermique du modèle. La définition est simplement reprise ici. L'aspect topologique concerne la modification de la géométrie des différents domaines. Le principe repose sur un artifice qui consiste à considérer le domaine métallique comme étant un fluide à viscosité variable η . A température ambiante, cette dernière prend une valeur élevée (de l'ordre de 10^5 Pa.s). Le comportement mécanique du domaine métallique est alors comparable à celui d'un solide. Au fur et à mesure que la température augmente, la viscosité diminue jusqu'à atteindre la valeur du

matériau en fusion. Le domaine métallique passe de cette manière à l'état liquide. Les zones fluides sont alors soumises aux contraintes liées à l'écoulement et se déforment.

Le mouvement des phases fluides est décrit par l'équation de conservation de la masse et l'équation de conservation du mouvement (Éq. 5.2, Éq. 5.3). Les variations topologiques des domaines sont décrites à l'aide de l'équation Level-Set (Éq. 5.4). Celle-ci est indispensable afin de retranscrire les déformations des domaines et phases induites. Pour cette étude, la résolution numérique du modèle intègre à la fois le module thermique et le module hydrodynamique. Les équations (5.1), (5.2) et (5.3) sont donc résolues simultanément avec pour terme source d'énergie un faisceau laser de $300 \mu\text{m}$ de diamètre et d'intensité constante fixée à $1.1 \times 10^{11} \text{ W/m}^2$. Cette source d'intensité est positionnée à la surface de l'échantillon.

Absence de vaporisation

L'objectif est de vérifier l'impact de l'écoulement sur la répartition des champs de température et les modifications apportées sur le profil de l'interface représentant les parois du trou. Les conditions aux limites restent identiques au cas de l'étude thermique seule.

Pour la résolution du problèmes, les hypothèses suivantes sont posées :

- les échanges thermiques par conduction et diffusion sont traités de manière couplée avec les phénomènes convectifs
- les déformations de l'interface liquide/gaz sont incluses
- le profil spatial de l'impulsion laser est gaussien
- seule une interface mobile est considérée

Les résultats présentés ici ont été obtenus avec les paramètres thermo-physiques d'un acier standard (valeurs à température ambiante : $\lambda = 34.6 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$, $\rho = 7600 \text{ kg.m}^{-3}$, $C_p = 520 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$, $\mu = 0.005 \text{ Pa.s}$). Deux impulsions de 1.40 ms , ayant chacune une puissance crête de 4000 W , séparées de 0.10 ms ont été utilisées pour ces calculs. La prise en compte des écoulements a un impact direct sur la distribution de température.

Une fois la prise en charge de l'écoulement intégrée au modèle, le diamètre de perçage est alors plus large, de $40 \mu\text{m}$ en moyenne (voir Fig. 5.9). En effet dans le cas de l'étude thermique pure, la chaleur s'accumule au niveau de l'interface. Le seul moyen d'évacuer cette énergie reste la conduction thermique. Celle-ci intervient principalement de façon radiale ce qui a pour effet d'élargir le diamètre d'entrée de perçage. En intégrant

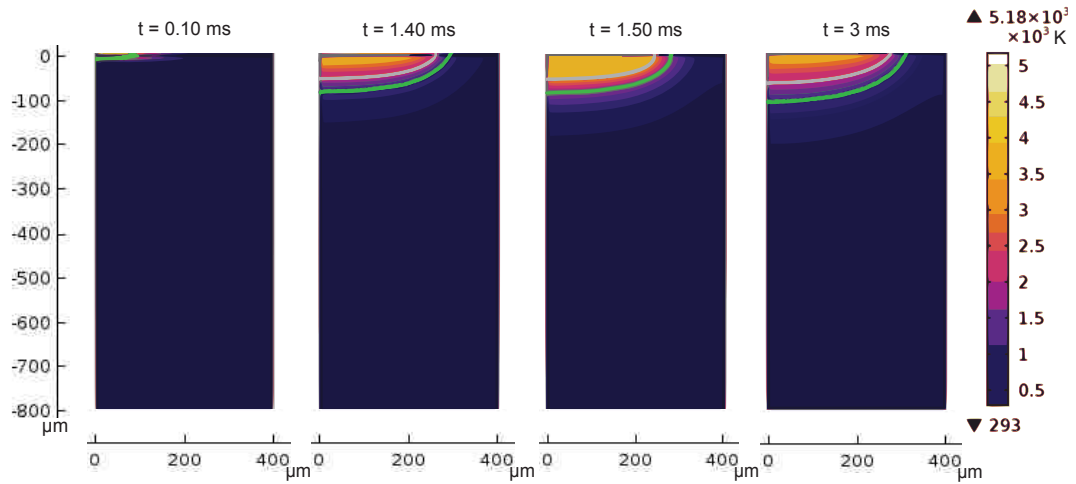


FIGURE 5.8: Coupe transversale d'un barreau d'acier représentant la distribution de température à différents instants (de gauche à droite, $t = 0.10$ ms, 1.40ms, 1.50 ms et 3 ms). Le contour vert symbolise le front de fusion. La température maximale atteinte est de 5500 K. Deux impulsions séparées de 0.10 ms sont utilisées dans ce cas : $P_{\text{crête}} = 4000$ W, $t_{\text{impulsion}} = 1.40$ ms

l'écoulement de la phase liquide au modèle, la chaleur peut également être diffusée par convection. Dans ce cas la dissipation de chaleur peut se produire également par convection et non plus seulement par conduction.

Cette dissipation d'énergie n'est pas répartie de manière équivalente entre ces deux modes. L'estimation du nombre de Peclet permet de quantifier l'importance des effets de la convection de la température par l'écoulement par rapport à la conduction thermique. Ce nombre est défini par l'expression suivante :

$$\begin{aligned}
 P_e &= \frac{L_c \times v}{a} & (5.18) \\
 &= \frac{L_c \times v \times \rho \times C_p}{\lambda} \\
 &= Re \times Pr
 \end{aligned}$$

où L_c , v et a représentent respectivement la longueur caractéristique de l'écoulement [m], la vitesse de l'écoulement [$\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$] et la diffusivité thermique de l'alliage [$\text{m}^2\cdot\text{s}^{-1}$].

Le nombre de Peclet dans le cas de l'acier est très supérieur à l'unité et ce même pour des écoulements laminaires. Ceci s'explique par une diffusivité thermique très faible (à température ambiante, $\alpha = 8.75 \times 10^{-6} \text{ m}^2\cdot\text{s}^{-1}$). Ainsi, les phénomènes convectifs dominent. Cumulés à la conduction thermique, cela entraîne un élargissement (limité) du diamètre de perçage par rapport au cas thermique pur. L'épaisseur de la zone fondue est en moyenne plus importante mais son augmentation reste modeste. Cette épaisseur est symbolisée par la position en Z de l'isotherme $T = 1788$ K. La position de cette

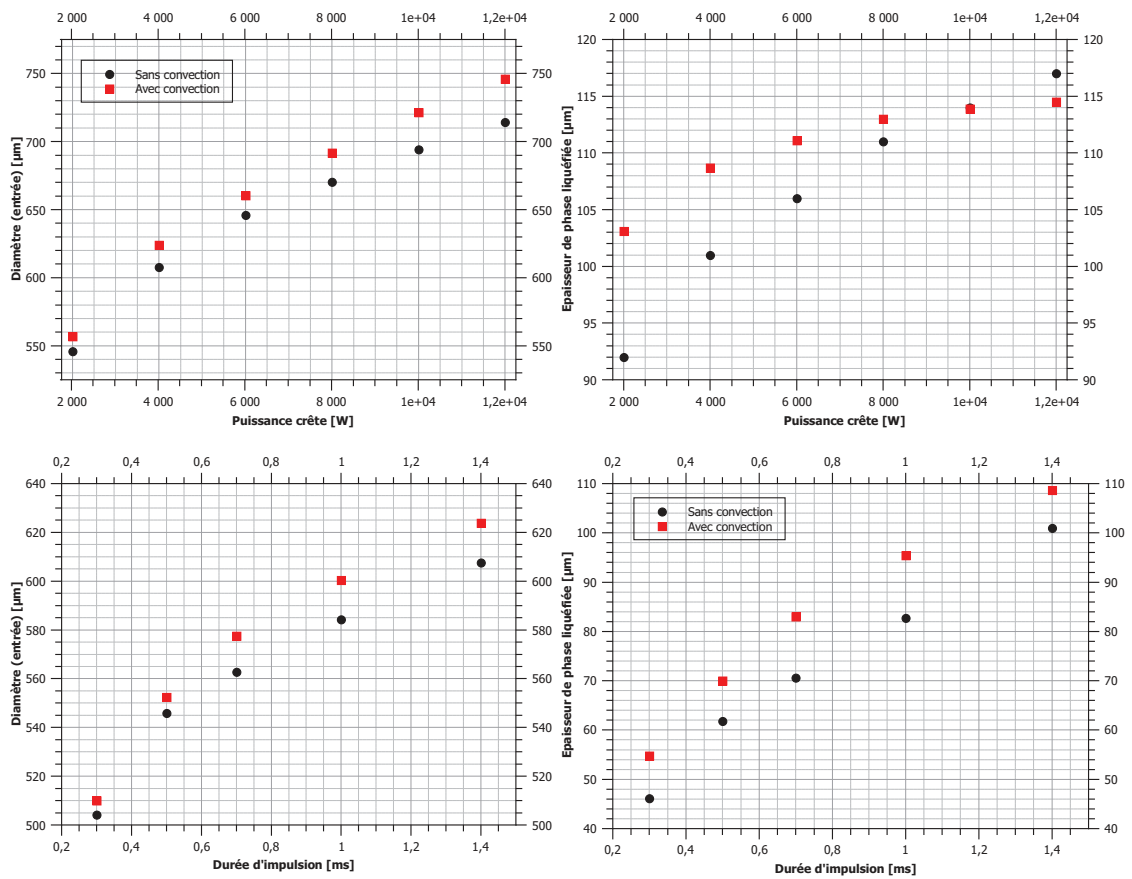


FIGURE 5.9: Résultats de simulations illustrant l'impact de l'écoulement sur la distribution thermique. Les deux graphiques du haut montrent l'évolution du diamètre et de la profondeur de perçage en fonction de la puissance crête (pour des impulsions de 1.40 ms). Les deux graphiques du bas étudient les mêmes paramètres en fonction de la durée d'impulsion (à 4000 W de puissance crête). Dans chaque cas, les données ont été obtenues à l'aide de deux impulsions séparées de 0.10 ms. avec un faisceau de diamètre 300 μm .

isotherme est légèrement plus importante que dans le cas où seuls les effets thermiques sont considérés (voir Fig. 5.9). Cette position évolue de manière quasi linéaire avec l'augmentation de la puissance crête. L'effet d'homogénéisation de la température, induit par les mouvements convectifs de la phase liquide, est notable au delà de 8000W. On observe en effet une réduction de l'épaisseur de la zone fondue à partir de cette valeur alors que dans le cas purement thermique, l'épaisseur continue de croître au delà.

Prise en compte de la vaporisation

Nos simulations ne peuvent être comparées aux profils de perçage obtenus expérimentalement que si nous prenons en compte l'effet de la vaporisation (négligé jusque là). Il faut donc définir la contrainte mécanique exercée par la vapeur sur l'interface séparant le bain

de matière en fusion du domaine gazeux. Cela nécessite l'ajout d'une nouvelle condition correspondant à la quantité de matière vaporisée par unité de temps. Ce flux a également un effet sur le bilan énergétique. Numériquement cela se traduit par une modification locale de l'équation de conservation de la masse et de l'équation Level-Set. Ainsi au niveau de l'interface, l'équation (5.2) devient :

$$\vec{\nabla} \cdot \vec{u} = \dot{m} \delta(\phi) \left(\frac{\rho_l - \rho}{\rho^2} \right) \quad (5.19)$$

et l'équation (5.4) prend la forme :

$$\frac{\partial \phi}{\partial t} + \vec{u} \cdot \vec{\nabla} \phi - \dot{m} \delta(\phi) \left(\frac{\phi}{\rho_l} + \frac{1 - \phi}{\rho_v} \right) = \gamma_{ls} \nabla \cdot \left(\varepsilon_{ls} \nabla \phi - \phi (1 - \phi) \frac{\nabla \phi}{|\nabla \phi|} \right) \quad (5.20)$$

Le membre de droite de l'équation (5.19) agit comme un terme source de contrainte. Ceci n'est vérifié qu'au niveau de l'interface. En dehors de l'interface, l'expression (5.2) est de nouveau appliquée. La Figure 5.10 présente l'évolution du profil de température obtenue (avec deux impulsions de 4000 W et d'une durée de 1.40 ms espacées de 0.10 ms) lorsque l'on insère la pression exercée par la matière vaporisée à l'interface et en supposant qu'elle ne se recondense pas.

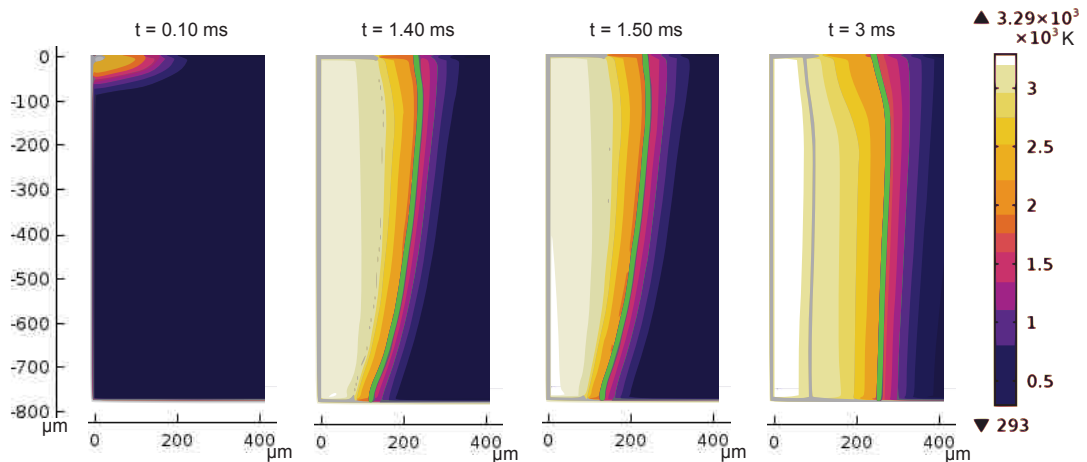


FIGURE 5.10: Coupe transversale d'un barreau d'acier représentant la distribution de température à différents instants (de gauche à droite, $t = 0.10$ ms, 0.70 ms, 1.50 ms, 3 ms). Les contours verts symbolisent le front de fusion et le front de vaporisation. La température maximale atteinte est de 3290 K. Deux impulsions séparées de 0.10 ms sont utilisées dans ce cas : $P_{\text{crête}} = 4000$ W, $t_{\text{impulsion}} = 1.40$ ms

La Figure 5.8 et la Figure 5.10 présentent des profils de température bien distincts. Ces données ont pourtant été obtenues à partir de paramètres laser identiques. Le seul point de divergence est l'introduction, dans le cas de la Figure 5.10, de l'effet de la vaporisation de la matière. La mesure du diamètre d'entrée de perçage indique une

réduction par rapport à l'étude du cas purement thermique. La différence de diamètre observée dans ce cas est directement liée au phénomène de vaporisation de la phase fondue qui nécessite un apport supplémentaire d'énergie, auquel s'ajoute également l'énergie évacuée par le flux de matière vaporisée. Ces pertes d'énergie entraînent une réduction de la température, qui passe de 5120 K à 3290 K. En introduisant la vaporisation, le diamètre est donc réduit.

Contrairement au cas où la vaporisation est négligée, l'obtention d'un trou débouchant est possible à partir de 2000 W de puissance crête, ce qui semble plus cohérent avec les résultats expérimentaux. La Figure 5.11 représente l'évolution du diamètre (entrée et sortie) en fonction de la puissance crête laser utilisée. Cette figure souligne la faible différence entre le diamètre des trous d'entrée et de sortie. On note par ailleurs que pour de fortes puissances crêtes le diamètre du trou de sortie est supérieur au diamètre du trou d'entrée. Or expérimentalement, la conicité augmente avec la puissance crête et le diamètre du trou d'entrée est toujours plus important. Le diamètre et le profil géométrique des trous établis par le modèle s'écartent donc des résultats expérimentaux. La conicité est clairement mal décrite par ces simulations.

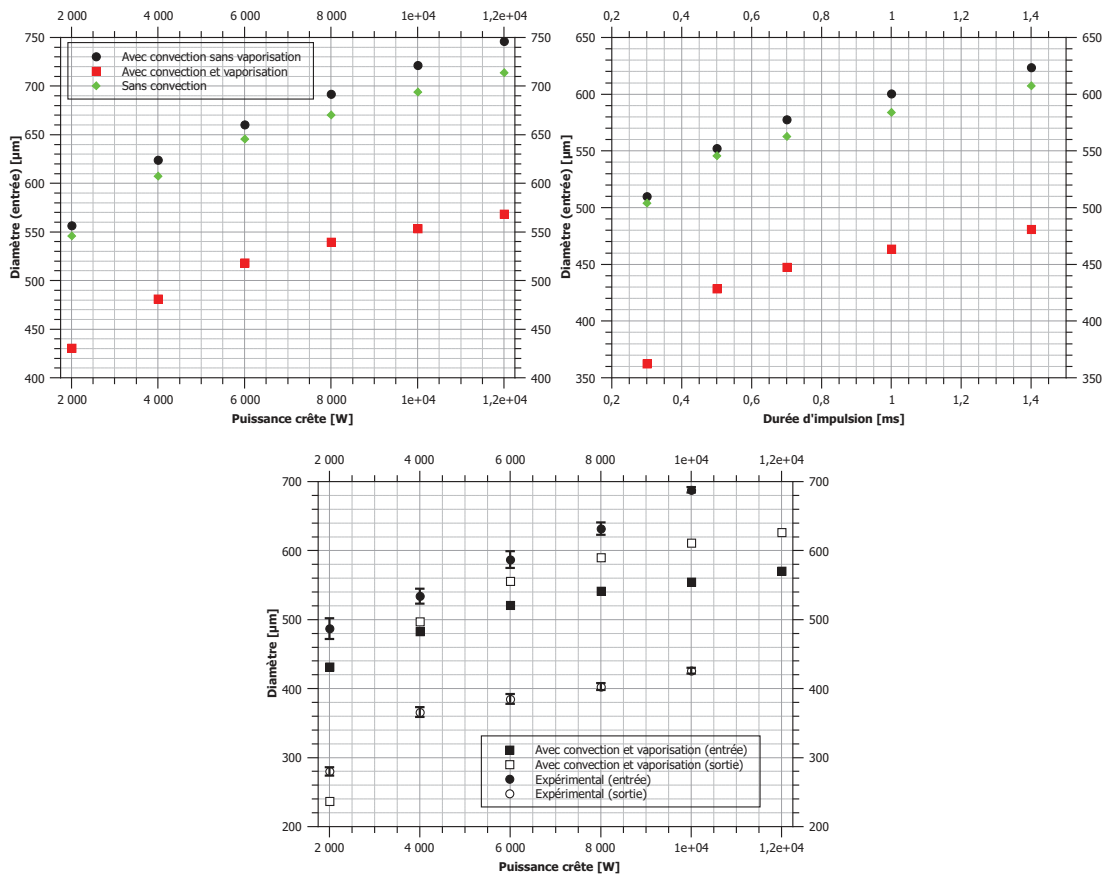


FIGURE 5.11: Résultats de simulations illustrant l'impact de l'écoulement et de la vaporisation sur la distribution thermique. Les données ont été obtenues avec de l'acier et un faisceau de $300 \mu\text{m}$ de diamètre. L'emploi de deux impulsions séparées de 0.10 ms est toujours de rigueur.

Il apparaît clairement que la forme du trou défini à partir du modèle est idéalisée. On peut raisonnablement estimer qu'une partie des problèmes est associée au profil spatial du faisceau laser. En effet, nous avons travaillé en faisant l'hypothèse d'un faisceau gaussien alors que le profil spatial du faisceau laser en sortie de fibre ne l'est pas. Il s'approche davantage d'une répartition super gaussienne. Cependant, en reprenant les dernières simulations et en changeant le profil spatial du faisceau laser pour une répartition super gaussienne, définie par une fonction gaussienne à l'ordre 8, la description du profil géométrique des trous demeure approximative. La représentation du diamètre d'entrée diffère manifestement des valeurs expérimentales (voir Fig. 5.13). Cependant dans le cas où le profil spatial est super gaussien, nous notons que les diamètres de sortie sont proches des valeurs obtenues expérimentalement. Dans le cas où le faisceau a un profil spatial gaussien, nous observons le cas opposé à savoir des diamètres d'entrée se rapprochant des valeurs expérimentales.

Ces résultats nous permettent cependant d'estimer l'étendue de la ZAT (en se

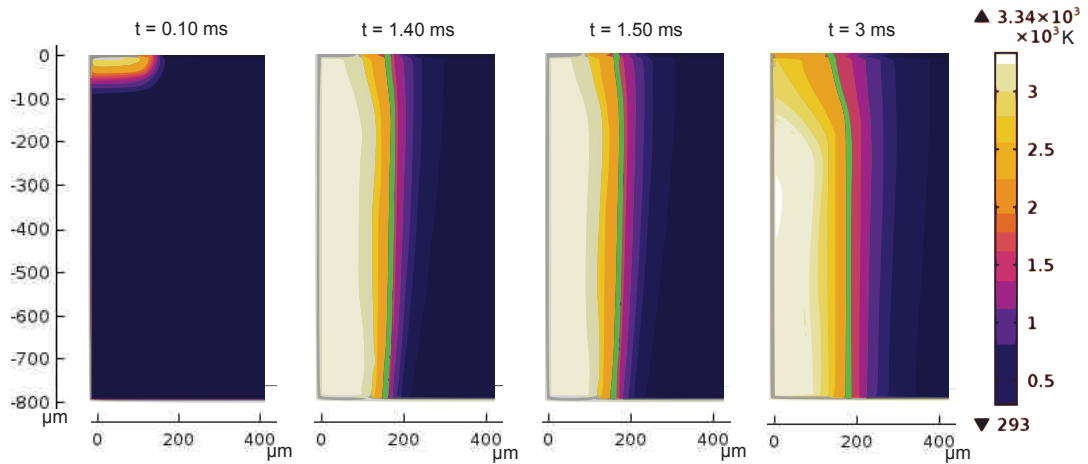


FIGURE 5.12: Coupe transversale d'un barreau d'acier représentant la distribution de température à différents instants (de gauche à droite, $t = 0.10$ ms, 0.70 ms, 1.50 ms, 3 ms). La ligne verte symbolise le front de fusion. La température maximale atteinte est de 3340 K . Deux impulsions séparées de 0.10 ms sont utilisées dans ce cas : $P_{\text{crête}} = 4000 \text{ W}$, $t_{\text{impulsion}} = 1.40 \text{ ms}$. Le profil spatial du faisceau est définie à l'aide d'une fonction gaussienne d'ordre élevé (8)

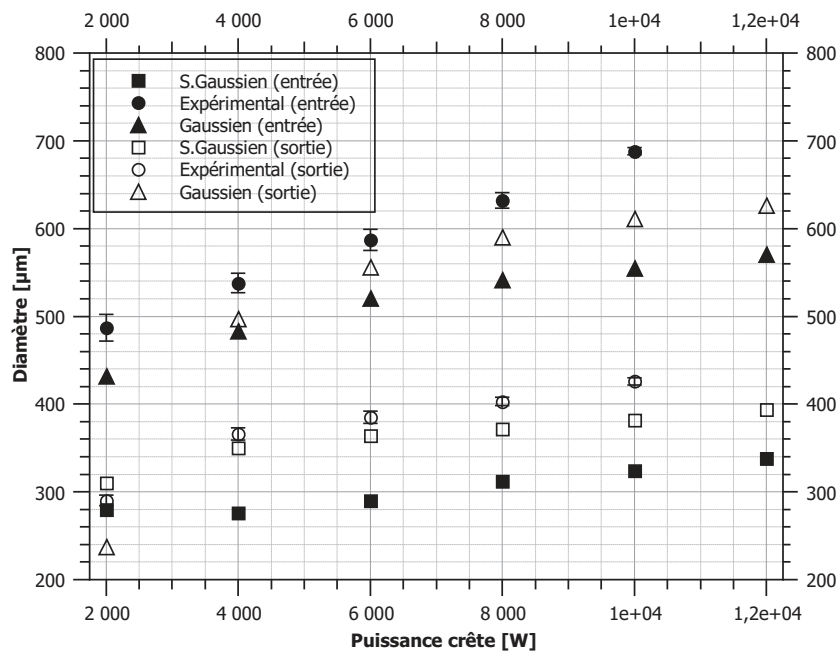


FIGURE 5.13: Résultats de simulations illustrant l'impact du profil spatial du faisceau laser sur la dimension du diamètre de perçage. Les données tracées en symboles pleins correspondent aux valeurs de diamètres d'entrée. Les données symbolisées par un caractère vide représentent les diamètres de sortie.

basant sur la quantité de matière fondue). Une valeur, correspondant au cas le plus extrême (totalité de la matière liquide non évacuée), peut être déterminée. Pour le calcul avec le profil de faisceau spatial gaussien, la ZAT la plus large mesurable vaut $160 \mu\text{m}$.

Dans le cas du profil super gaussien, la ZAT maximale mesure $90 \mu\text{m}$. Une ZAT nulle correspondrait à une expulsion complète de la phase liquide, ce qui n'a pas été observée de manière expérimentale (ZAT minimale de $50 \mu\text{m}$). L'effet de l'étendue de la ZAT sur la conicité reste limité. Celle-ci est relativement homogène le long de la paroi de perçage (numériquement et expérimentalement). Cela a pour effet de contenir les écarts de diamètre liés soit à l'absence soit à l'excès de matière fondue resolidifiée (en entrée et sortie).

Le dernier élément, pouvant expliquer cette description trop idéale du profil de perçage, est la définition du dépôt d'énergie. Les études ont été menées jusqu'ici avec une simplification autour de ce terme. Pour la modélisation thermique cela n'avait pas d'incidence puisqu'aucune frontière mobile n'intervenait. Par contre, dans le cas de l'étude hydrodynamique, la frontière, sur laquelle le dépôt d'énergie a lieu, subit déplacement et déformation. Le dépôt d'énergie ne peut plus se limiter à une valeur constante. Il doit évoluer en fonction des modifications de l'interface. Pour cela, le traitement du dépôt d'énergie doit être revu. Il va être réalisé par l'intermédiaire de la description complète de la propagation du faisceau laser.

5.1.2 Étude de la propagation du faisceau laser

La quantité d'énergie laser absorbée à chaque instant et en tout point de la plaque métallique est l'un des points clés pour une description fidèle du profil de perçage. Comme la structure spatiale du faisceau laser est affectée par le trou induit par la vaporisation du métal, l'étude de la propagation du faisceau laser au cours du procédé constitue donc le moyen le plus simple et le plus évident d'introduire numériquement la dépendance spatiale de la source de chaleur. Pour cela il est donc nécessaire de résoudre l'équation d'onde 5.16. Cependant, le laser de notre station de perçage émet un rayonnement à une longueur d'onde de $\lambda = 1.070 \mu\text{m}$. Traiter numériquement la propagation d'un faisceau laser avec une telle longueur d'onde n'est pas envisageable. Ce traitement nécessite en effet l'utilisation d'un maillage de l'ordre de la centaine de nanomètre ($\lambda/10$). Étant donnée les dimensions du domaine d'étude (de l'ordre du millimètre), l'espace de calcul associé à un tel maillage comporterait des centaines de millions d'éléments. Le traitement numérique serait bien trop laborieux. Afin de soulager la résolution numérique, la longueur d'onde utilisée dans nos simulations est augmentée d'un facteur arbitraire par rapport à la longueur d'onde utilisée expérimentalement. Nous avons choisi de fixer ce facteur à 50. Ce changement de longueur d'onde n'est pas anodin. Il est nécessaire de vérifier que le comportement du milieu n'est pas altéré par cette modification. Concrètement, il faut s'assurer que les phénomènes d'absorption et réflexion du faisceau soient équivalents malgré ce changement.

5.1.2.1 Influence de la longueur d'onde sur le comportement du matériau

Nous avons donc réalisé une étude intermédiaire permettant de vérifier l'influence du changement de longueur d'onde. Nous avons testé deux longueurs d'onde ($5.35 \mu\text{m}$ et $10.70 \mu\text{m}$, soit la longueur d'onde fondamentale augmentée d'un facteur 5 et 10) ainsi que deux matériaux métalliques (de l'aluminium pur et du cobalt pur). Les paramètres optiques de ces matériaux sont définis pour $\lambda = 1.070 \mu\text{m}$. La valeur de ces paramètres a été maintenue pour la résolution numérique quelque soit la longueur d'onde testée. Le modèle décrit une onde électromagnétique arrivant avec une incidence normale sur une tôle métallique inclinée. Le degré d'inclinaison varie entre 30° et 60° par rapport à la normale. Le modèle se charge d'évaluer l'intensité entrante et sortante (voir Fig. 5.14). Le rapport de ces intensités permet d'estimer le coefficient de réflexion de la tôle et par conséquent de remonter à la valeur du coefficient d'absorption en tenant compte de la longueur d'onde du faisceau ainsi que de sa polarisation.

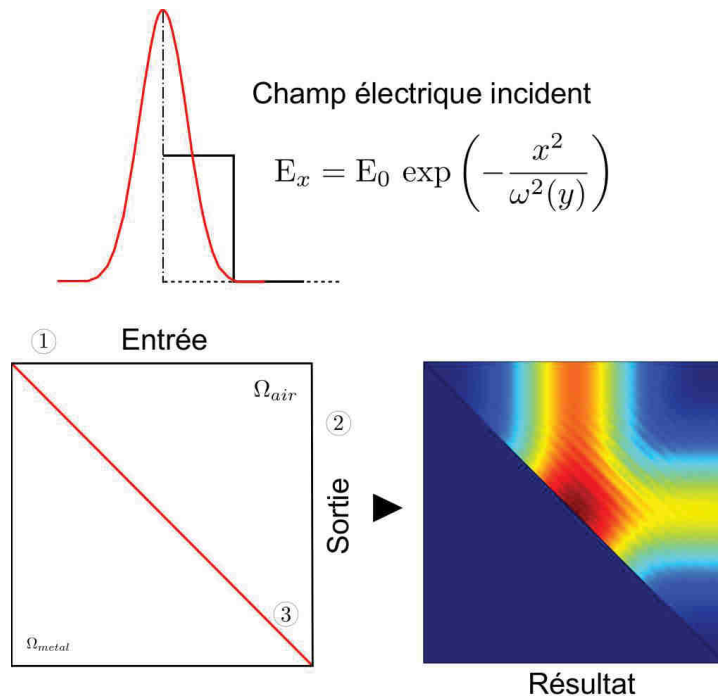


FIGURE 5.14: Illustration du modèle d'étude de réflectivité. Une impulsion laser de longueur d'onde variable est émise sur la frontière d'entrée 1. L'intensité récupérée en sortie permet d'évaluer le coefficient de réflexion de l'interface inclinée.

Les tableaux suivant indiquent les valeurs théoriques du coefficient de réflexion pour des matériaux soumis à un faisceau de longueur d'onde $\lambda = 1.070 \mu\text{m}$ polarisé s, p ou non polarisé (moyenne de s et p).

(a) Aluminium				(b) Cobalt			
Incidence	45 °	30 °	60 °	Incidence	45 °	30 °	60 °
R_s	0.963	0.955	0.974	R_s	0.826	0.791	0.874
R_p	0.928	0.941	0.901	R_p	0.683	0.731	0.592
R	0.946	0.948	0.938	R	0.755	0.761	0.733

TABLE 5.1: Valeurs théoriques du coefficient de réflexion pour différentes polarisations et angles d'incidence, à une longueur d'onde de 1.070 μm .

Les résultats de simulations montrent un bon accord entre les valeurs théoriques des coefficients de réflexion et les valeurs obtenues par simulation (voir Table 5.2). Quelle que soit la longueur d'onde utilisée dans nos simulations, les valeurs de coefficient de réflexion calculées coïncident bien avec les valeurs théoriques prise à 1.070 μm et ceci pour les trois angles d'incidence testées.

(a) Aluminium (simulation) @ 5.35 μm				(b) Cobalt (simulation) @ 5.35 μm			
Incidence	45 °	30 °	60 °	Incidence	45 °	30 °	60 °
R_s	0.973	0.997	0.968	R_s	0.869	0.790	0.885
R_p	0.932	0.916	0.952	R_p	0.694	0.738	0.601
R	0.952	0.957	0.961	R	0.782	0.764	0.743

(c) Aluminium (simulation) @ 10.70 μm				(d) Cobalt (simulation) @ 10.70 μm			
Incidence	45 °	30 °	60 °	Incidence	45 °	30 °	60 °
R_s	0.966	0.997	0.981	R_s	0.839	0.797	0.894
R_p	0.933	0.924	0.915	R_p	0.699	0.744	0.607
R	0.949	0.961	0.948	R	0.769	0.771	0.751

TABLE 5.2: Valeurs du coefficient de réflexion calculées à partir des simulations pour différentes polarisations et angles d'incidence.

Ces résultats ne sont pas surprenants. En effet, les coefficients de réflexion utilisés pour réaliser ces calculs varient en fonction de l'angle d'incidence et de la polarisation du champ incident mais ils ne dépendent pas de la longueur d'onde du rayonnement :

$$\begin{aligned}
 R_s &= 1 - A_s \\
 &= 1 - \frac{4n \cos \theta}{n^2 + k^2 + 2n \cos \theta + \cos^2 \theta}
 \end{aligned} \tag{5.21}$$

$$\begin{aligned}
 R_p &= 1 - A_p \\
 &= 1 - \frac{4n \cos \theta}{(n^2 + k^2) \cos^2 \theta + 2n \cos \theta + 1}
 \end{aligned} \tag{5.22}$$

5.1.2.2 Influence de la longueur d'onde sur la figure d'interférences

Le changement de longueur d'onde n'affecte donc pas ou peu les propriétés optiques du matériaux, en témoignent les valeurs du coefficient de réflexion calculées pour différentes longueurs d'onde. Cependant ces calculs seuls ne permettent pas de statuer sur le choix de la longueur d'onde pour la résolution du modèle de perçage. Même si celle-ci ne semble pas modifier les paramètres physiques du matériau, les interférences, issues de l'interaction entre le faisceau lumineux incident et sa partie réfléchie, restent affectées par ce choix ce qui peut soulever des questions quant à la localisation de ces interférences. Étant donné que la distribution spatiale de la source de chaleur (et donc son dépôt) est directement liée à la répartition spatiale du champ électrique, il s'avère indispensable de vérifier l'évolution de la figure d'interférences au cours du temps.

Une étude a donc été réalisée dans ce sens. Nous avons testé deux longueurs d'onde en fixant le taille de maille à $1,5 \mu\text{m}$ ($10.70 \mu\text{m}$ et $53.50 \mu\text{m}$, soit la longueur d'onde fondamentale multipliée d'un facteur 10 et 50). Le modèle décrit une onde électromagnétique arrivant avec une incidence normale dans une cavité formée par une tôle d'aluminium pur. La géométrie de la cavité a été conçue de manière à piéger le faisceau afin que des réflexions multiples aient lieu. Ces réflexions vont interférer avec le faisceau incident. Le modèle évalue la trajectoire de l'onde incidente, la répartition du champ électrique au niveau des parois de la cavité ainsi que l'élévation de température induite. Les calculs sont réalisés pour un faisceau laser non polarisé de $300 \mu\text{m}$ de diamètre.

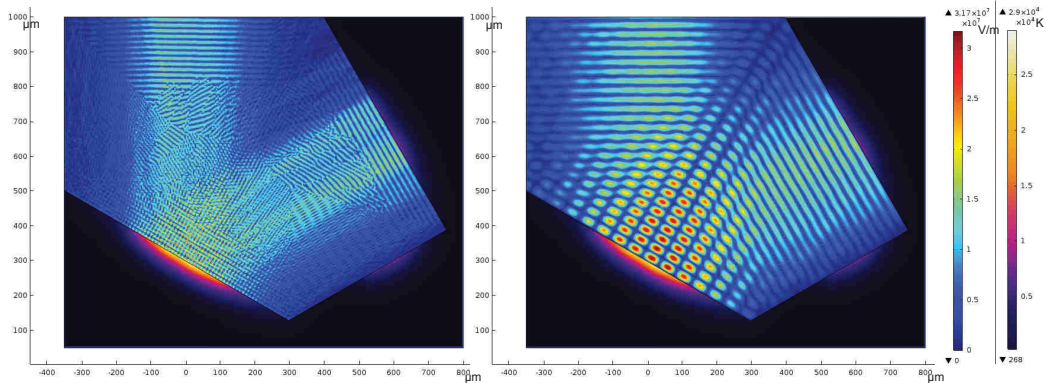


FIGURE 5.15: Description de la propagation d'une onde électromagnétique au sein d'une cavité semi-ouverte pour une longueur d'onde $\lambda = 10.70 \mu\text{m}$ à gauche et $\lambda = 53.50 \mu\text{m}$ à droite.

Les résultats indiquent que le changement de longueur d'onde modifie effectivement la figure d'interférences. La trajectoire décrite par le faisceau reste cependant identique pour les deux longueurs d'onde testées. Au niveau de l'interface, où le faisceau est réfléchi une première fois, le changement de longueur d'onde se traduit par une distribution d'interférences constructives plus importantes dans le cas où $\lambda = 10.70$

μm (voir Fig. 5.15). Dans le cas où $\lambda = 53.50 \mu\text{m}$, les interférences constructives sont moins nombreuses mais d'amplitude plus élevée. Cette remarque peut laisser à penser que le dépôt d'énergie serait modifié par la longueur d'onde. En réalité, la position de ces interférences évolue très rapidement, dès que la surface se déforme (voir Fig. 5.16). Si bien que localement, le calcul de l'intensité laser, à partir de l'intégration du champ électrique, n'est pas sur-évalué.

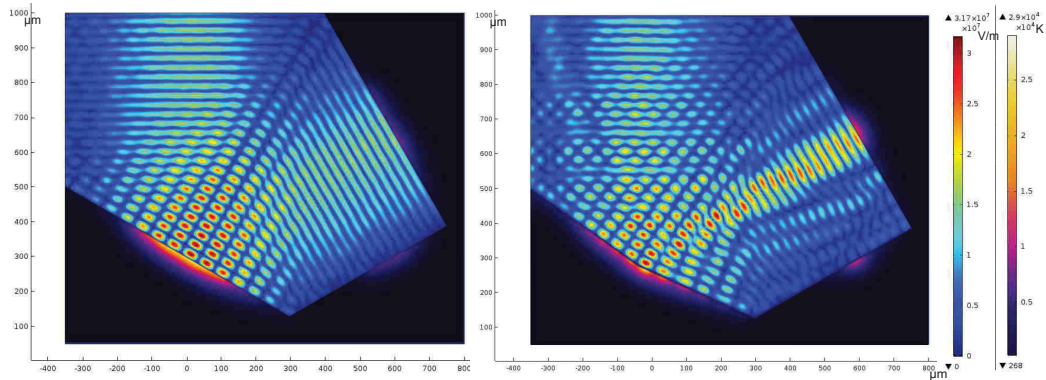


FIGURE 5.16: Description de la propagation d'une onde électromagnétique au sein d'une cavité semi-ouverte pour une longueur d'onde $\lambda = 50.35 \mu\text{m}$. L'image de gauche représente la figure d'interférences à T0. L'image de droite montre la figure d'interférences obtenue après déformation de l'interface réfléchissante.

Par ailleurs comme nous l'avons déjà indiqué au chapitre de présentation de la source laser, le faisceau laser focalisé sur la plaque métallique est délivré par une fibre à saut d'indice ayant un diamètre de $200 \mu\text{m}$. Ainsi sur la plaque métallique, placée au point de focalisation de la tête de perçage, la figure de speckle décrite par le faisceau laser comprend des milliers de grains de speckle qui fluctuent très rapidement devant les temps caractéristiques des processus : diffusion thermique à l'échelle du faisceau laser ($\tau_{\text{car.}} \sim 0.36 \text{ ms}$), durée de l'impulsion laser ($\sim 1 \text{ ms}$), temps caractéristique d'évolution de l'interface ($\sim 10 \mu\text{s}$)... On peut donc considérer une distribution à-peu-près homogène de l'intensité au point focal de la tête de perçage.

Nous avons ainsi négligé l'influence de la longueur d'onde vis-à-vis du dépôt d'énergie. Elle sera choisie de façon à optimiser les temps de calculs. Plus la longueur d'onde sera élevée, plus la dimension d'une maille de calcul pourra être grande ce qui accélérera d'autant plus le traitement numérique. La longueur d'onde devra toutefois être suffisamment faible devant les dimensions du trou pour permettre la propagation du faisceau laser dans la cavité produite au cours du perçage.

5.1.2.3 Étude thermo-hydrodynamique avec un flux de chaleur volumique

Jusqu'ici, la résolution du modèle de perçage laser a été traitée avec une source de chaleur invariante caractérisée par une intensité constante modulée spatialement par une enveloppe gaussienne. Ce traitement sous-entend que les changements topologiques de l'interface n'affectent pas le dépôt d'énergie. Or sur les derniers résultats de simulation, nous observons un profil de perçage qui s'écarte significativement par rapport aux résultats expérimentaux et cela quelque soit le profil du faisceau laser (gaussien ou super gaussien).

Le perçage est initié par la création d'un capillaire de vapeur métallique dont la formation est provoquée par la forte intensité laser. Ce capillaire, aux parois tapissées de métal en fusion, constitue un guide dans lequel le faisceau laser a la capacité de se propager. Des réflexions multiples peuvent alors survenir au niveau des parois et entraîner le confinement du faisceau au sein du capillaire. L'effet immédiat de ce confinement se situe au niveau de la distribution d'énergie qui ne peut conserver son caractère gaussien (ou super gaussien). Il en va de même pour l'intensité. Celle-ci va évoluer au cours du développement du capillaire. Il est donc nécessaire de revoir la définition de la source thermique de notre modèle afin que celle-ci puisse être modulée par les variations topologiques de l'interface.

Pour cela il existe deux approches. La première repose sur l'utilisation de la méthode dite de tracé de rayons. Celle-ci consiste à définir un nombre fini de rayons caractérisant le faisceau laser et à suivre le parcours de chacun de manière indépendante [66]. La seconde méthode consiste à considérer le faisceau laser dans sa globalité (onde) et de résoudre les équations de Maxwell [64]. Cette approche que nous avons choisie d'utiliser présente plusieurs avantages. Elle permet de prendre en compte les phénomènes de divergence du faisceau. Par ailleurs, elle ne nécessite pas la définition d'un nombre fini de rayons. La source de chaleur est définie à partir de l'amplitude et de la répartition du champ électrique.

L'équation (5.16) est donc résolue en même temps que les équations de conservations. Pour l'analyse du problème dans ces conditions, les hypothèses suivantes sont posées :

- les échanges thermiques par conduction sont traités de manière couplée avec les phénomènes convectifs
- les déformations de l'interface liquide/gaz sont incluses ; seule une interface est considérée
- le profil spatial de l'impulsion laser est défini comme gaussien ; l'intensité de l'impulsion laser est ré-évaluée à chaque instant et en tout point

- la matière vaporisée ne se recondense pas

Les résultats numériques, présentés ci-dessous, ont été obtenus avec les paramètres thermo-physiques du cobalt pur. Ces paramètres sont définis de façon à évoluer avec la température. Pour cette résolution, nous avons défini deux impulsions de 0.30 ms et de 2000 W émises suivant l'axe de symétrie de l'espace de calculs. Un délai de 0.10 ms est imposé entre chaque impulsion. Le faisceau laser reste focalisé à la surface du domaine métallique avec un diamètre de 300 μm . Contrairement aux cas précédents, le diamètre du faisceau est libre d'évoluer au cours de sa propagation avec la divergence.

A l'image de l'étude à intensité laser constante, où les phénomènes d'écoulement et d'évaporation étaient considérés, une étape de normalisation de la source de chaleur s'avère nécessaire. En effet, nous ne pouvons pas utiliser directement la valeur de l'intensité laser déterminée à partir de l'amplitude de l'onde électromagnétique auquel cas la source de chaleur serait numériquement liée à une frontière (contrainte du logiciel). Pour que le dépôt d'énergie soit réalisé au niveau de l'interface mobile, quelle que soit sa position, il est indispensable de multiplier l'expression de l'intensité laser par la variable level-set ϕ . Cela a pour effet de modifier la source de chaleur surfacique [W.cm^{-2}] en un terme volumique [W.cm^{-3}]. Afin que les deux expressions restent équivalentes, il faut définir un coefficient de normalisation. Le choix de ce coefficient doit respecter une condition : la distribution de température, aux temps courts (de l'ordre de la microseconde), doit être identique dans les deux cas. En effet, sur les premiers instants et tant que l'interface n'a pas encore commencé à se déformer, nous nous attendons à avoir une répartition d'intensité laser peu modifiée. La distribution de température doit nécessairement être identique dans les deux cas. La détermination de ce coefficient de normalisation ne peut se faire que de manière empirique. Ainsi nous avons procédé en appliquant différents coefficients à l'expression de l'intensité laser jusqu'à que cette condition soit remplie. Le coefficient de normalisation obtenu vaut ici 2.75.

Les élévations de températures obtenues dans ce cas semblent raisonnables, la température de vaporisation du matériau se situant autour des 3200 K. Le diamètre d'entrée de perçage défini par le solidus est d'environ 410 μm . Cette valeur est cohérente comparée aux valeurs expérimentales ($\sim 430 \mu\text{m}$). En revanche le modèle semble décrire un diamètre de sortie de 320 μm . Or expérimentalement nous n'avons pas obtenu de trous débouchants avec ces paramètres énergétiques. En regardant plus en détail les résultats de simulation de la propagation de l'onde électromagnétique, nous observons une remontée de matière liquéfiée (liée à l'augmentation de la pression au sein de la cavité) qui semble bloquer la propagation du faisceau laser. Le dépôt d'énergie n'est pas totalement réalisé sur le fond de la cavité. En conséquence une partie seulement semble

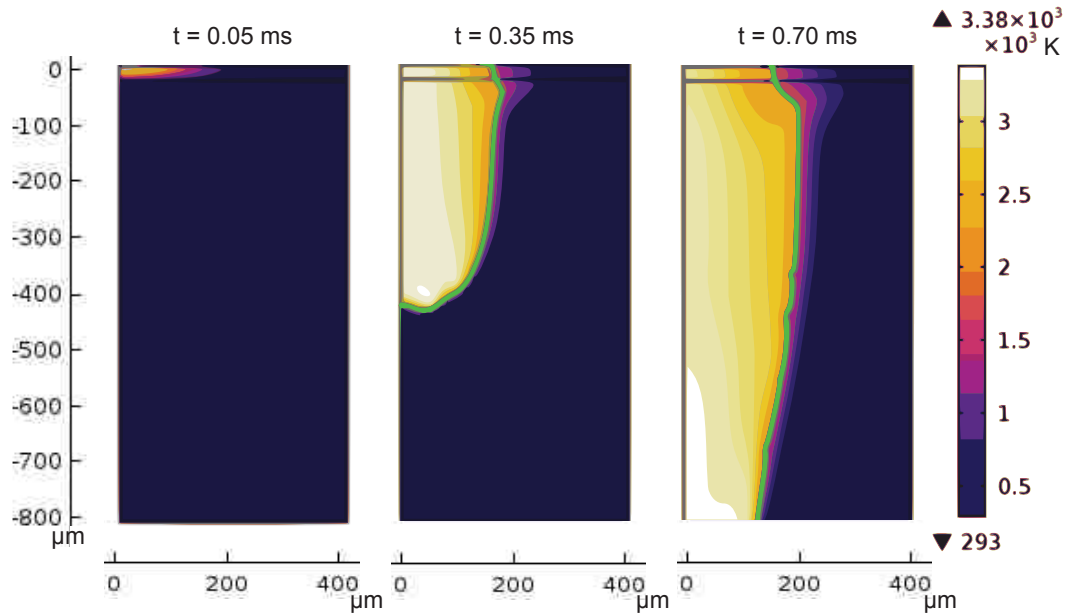


FIGURE 5.17: Distribution de température au sein d'un barreau de cobalt à différents instants (de gauche à droite, $t = 0.05$ ms, 0.35 ms, 0.70 ms). La température maximale atteinte est de 3380 K. Une seule impulsion est appliquée ici : $P_{\text{craete}} = 2000$ W, $t_{\text{impulsion}} = 0.30$ ms. Le contour vert représentant le solidus permet de décrire le profil de perçage.

s'ouvrir ce qui s'accorde davantage avec le fait que nous n'ayons pas observé de trous débouchants expérimentalement. Le rajout d'une seconde interface afin d'étudier l'ouverture du trou paraît ici judicieux. Cela permettrait d'une part de suivre le comportement de ces gouttes à l'ouverture (et donc d'avoir des renseignements sur le comportement de la phase liquéfiée pendant cette phase d'ouverture) et d'autre part d'évaluer la formation de scories au niveau du diamètre de sortie et son impact sur l'évolution de la conicité. L'intégration d'une seconde interface ouvre également de nouvelles perspectives : l'étude du perçage de bi-matériaux (par exemple un matériau revêtu) devient de cette manière envisageable.

Nous notons cependant qu'une définition plus réaliste du dépôt d'énergie permet d'obtenir une description du profil de perçage plus cohérente avec les résultats expérimentaux (diamètres d'entrée toujours plus larges que diamètres de sortie, conicité positive et croissante avec la puissance crête). Enfin il est à signaler que cette description du profil de perçage basée sur l'étude de la propagation du faisceau laser, bien que plus proche des résultats expérimentaux, nécessite des temps de calculs extrêmement longs en comparaison aux cas où l'énergie est définie de manière plus grossière. La résolution numérique passe de quelques heures à plusieurs jours pour une condition énergétique fixée.

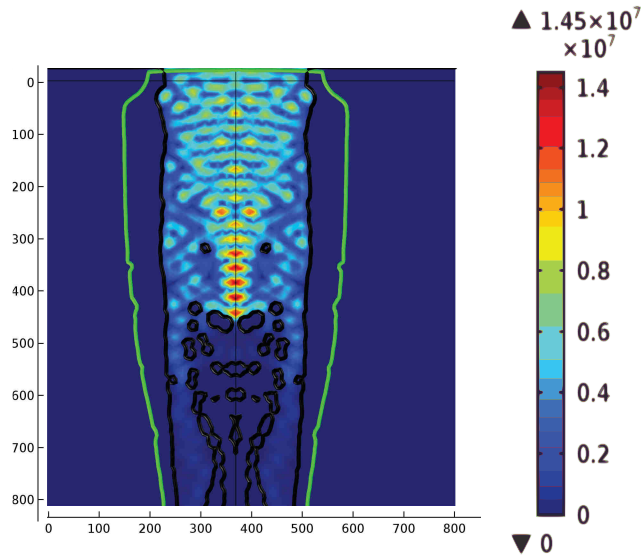


FIGURE 5.18: Distribution du champ électrique au sein d'un barreau de cobalt à 0.70 ms).

5.2 Discussion autour du gaz d'assistance

Les derniers résultats de simulation présentés nous obligent à revenir sur un élément qui n'a pas été intégré : l'écoulement de gaz d'assistance. Notre modèle de perçage n'inclut pas de gaz d'assistance ce qui peut soulever une question quant à l'impact sur l'évacuation de la phase liquide. Au cours du perçage deux écoulements de matière peuvent se faire face : il s'agit d'une part du gaz d'assistance et d'autre part de la matière métallique vaporisée. Contrairement à cette dernière, il est possible d'agir directement sur la pression et le débit du gaz d'assistance. Dans ces conditions, il semble justifier de se demander dans quelle mesure le gaz d'assistance peut impacter le modèle sur l'éjection de la phase liquide. En effet, la modélisation numérique indique une remontée de matière liquide dans l'axe du faisceau laser (voir Fig. 5.18). En introduisant une pression d'air sur la face d'entrée, on peut s'attendre à ce que la matière liquide soit repoussée vers les parois. Cela suppose que l'écoulement d'air parvient à pénétrer à l'intérieur de la cavité en formation. Cette condition ne peut être remplie qu'à partir du moment où la pression de gaz assistance est supérieure à la pression de recul exercée par la vapeur métallique. Or le modèle thermique montre une élévation de température qui excède rapidement le seuil de vaporisation (au bout d'une dizaine de microsecondes). La pression de vapeur atteint alors des valeurs très supérieures à la valeur de la pression exercée par le gaz d'assistance. La condition permettant au gaz d'assistance d'accéder à l'intérieur la cavité n'est donc pas remplie.

Ce point rejoint les conclusions des travaux de thèse de M.Schneider [31] dont un chapitre entier est consacré aux phénomènes hydrodynamiques survenant au cours

du perçage. Une discussion intéressante est ainsi abordée au sujet de l'impact d'un gaz d'assistance au cours du procédé. Elle s'achève sur la démonstration que la pression au sein de la cavité est suffisante pour causer un écoulement dans un régime de vitesse supersonique et qu'en conséquence le gaz d'assistance ne peut avoir d'effet au cours du procédé. Le seul moment où une interaction semble possible est pendant la phase d'ouverture de la cavité. De plus, nos essais réalisés en Allemagne confirment que la pression n'a pas influencé les résultats, que ça soit d'un point de vue géométrique ou d'un point de vue métallurgique.

Cependant l'étude bibliographique a montré que la pression de gaz d'assistance n'était pas toujours sans effet au cours d'un procédé de perçage laser. En effet, certains travaux [19, 29, 30] présentent des impacts non négligeables sur le diamètre de perçage ainsi que sur la vitesse d'ablation. Dans ces travaux, on note que les paramètres énergétiques sont faibles devant les valeurs employées aux cours de nos essais (centaines de millijoules par rapport à dizaines de joules). L'effet du gaz d'assistance, à pression équivalente, semble dépendre des paramètres énergétiques utilisées (plus l'énergie est faible plus l'impact du gaz est notable). Ainsi il y aurait deux régimes énergétiques à considérer avant d'inclure ou non l'effet du gaz d'assistance dans la modélisation.

Notre modèle décrit utilise des impulsions de l'ordre de la dizaine de joule. Il reste donc valable malgré l'absence de ce gaz de couverture. Par ailleurs, les films enregistrés à l'aide de la caméra rapide, permettent de mesurer des vitesses d'éjection des gouttelettes qui sont comparables aux valeurs déterminées par le modèle (ordre de grandeur $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$). Sur ces vidéos (voir Fig. 5.19), on note que la matière est expulsée essentiellement après la fin de l'impulsion et de manière radiale. Cette donnée se recoupe avec les observations de M.Schneider qui indiquent que le gaz d'assistance gêne la détente de la vapeur métallique et entraîne par conséquent une expulsion horizontale de la matière au lieu de se produire verticalement.

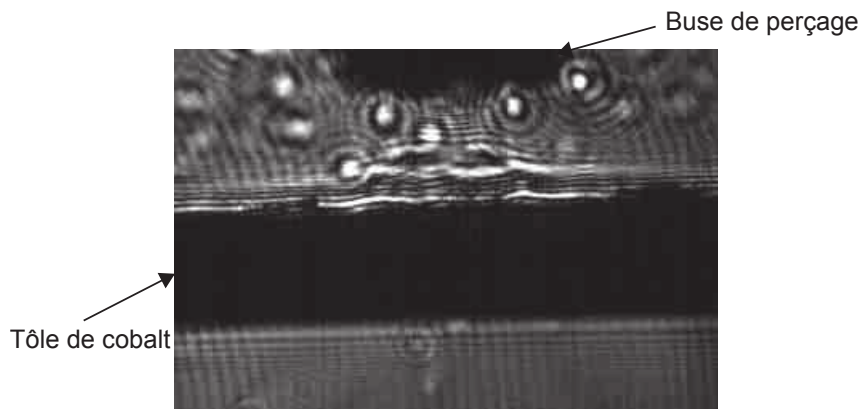


FIGURE 5.19: Capture d'écran de l'expulsion de la matière fondue après une impulsion de 4000 W

5.3 Conclusion

Les acquisitions réalisées à l'aide du montage de strioscopie et d'une caméra rapide montrent qu'au cours de nos essais de perçage la matière est principalement éjectée sous forme liquide. Cette observation nous a conduit à développer un modèle de perçage dont le moteur repose essentiellement sur les transferts thermiques et les phénomènes de changement de phase induits (fusion et vaporisation). La description du profil de perçage repose alors sur le suivi de la position de l'interface liquide/vapeur au cours du temps.

Notre modèle, basé sur la méthode des éléments finis, est décomposée en deux parties. La première partie est consacrée à l'étude thermique du problème de perçage. Dans cette étude, les effets des paramètres laser (puissance crête, durée d'impulsion et taille du faisceau) ont été étudiés. La description du champ de température permet d'obtenir de bonnes estimations du diamètre de perçage. Néanmoins cette approche ne suffit pas à décrire de manière satisfaisante le profil de perçage complet. En effet une des principales conclusions de cette première étude est que la matière atteint rapidement l'état de liquide et de vapeur, bien avant la fin de l'impulsion laser. La description de la distribution de température s'avère insuffisante pour obtenir une représentation correcte du profil de perçage. La seconde partie du modèle intègre donc l'apparition de phases liquides et gazeuses et des écoulements induits. Cette contribution permet d'obtenir des résultats plus proches des essais expérimentaux. L'impact du dépôt d'énergie est également traité à travers la description de la propagation de l'onde au cours du procédé.

Les résultats de simulation sont encourageants. Le modèle 2D-axisymétrique proposé décrit de manière satisfaisante les résultats obtenus expérimentalement. L'utilisation de gaz d'assistance semble avoir peu d'intérêt si on travaille en régime de hautes

énergies. Cependant, le modèle reste incomplet. Il faudrait mener l'étude jusqu'à l'ouverture du trou afin d'obtenir des informations sur le comportement de la matière en fusion à cet instant (notamment sur la direction d'éjection). Pour cela, l'intégration d'une seconde interface mobile (décrivant le fond de la plaque) paraît nécessaire. Ce n'est pas la seule piste envisageable. Nous présentons en Annexe C, une méthode originale permettant d'introduire de nouvelles interfaces sans passer par l'ajout d'une interface mobile supplémentaire.

A ce stade l'approche numérique reste incomplète. L'étude de sensibilité n'a donc pas encore été réalisée. Ce point semble indispensable afin de vérifier la robustesse du modèle. Cela permettrait également d'optimiser le traitement numérique en sélectionnant un paramètre de maille plus adaptée. Enfin le dernier point concerne le perçage incliné. Le modèle proposé ne peut pas décrire ce cas à cause de la symétrie axiale imposée. Une telle étude impose la suppression de cette symétrie et le passage à la 3D. Cela pose de sérieux problèmes d'un point de vue numérique. En effet le passage à une dimension supérieure rajoutera de la complexité au niveau de l'implémentation logiciel (nécessité de revoir la définition du suivi de l'interface et de la propagation du faisceau) et alourdira le traitement numérique.

CHAPITRE 6

CONCLUSION ET PERSPECTIVES

L'objectif de ce travail de recherche était de développer une approche innovante du perçage laser en mettant au point un nouveau procédé de perçage par percussion laser. Les attentes liées à cette nouvelle méthode concernaient à la fois sa fiabilité et sa productivité qui devaient être a minima équivalentes à la méthode actuellement en place. Le procédé défini au cours des essais est basé sur l'exploitation d'une source laser à fibre jusque là peu utilisée dans le domaine.

Ce travail a été réalisé en deux parties. Nous avons étudié en premier lieu de manière détaillée l'approche expérimentale du perçage laser. Notre approche empirique nous a permis d'obtenir de premières réponses concernant le potentiel de la source laser à fibre et de soumettre ces résultats à Safran Helicopter Engines (afin d'anticiper un éventuel investissement). L'approche théorique n'a cependant pas été négligée et prend ici la forme d'un modèle numérique. Nous nous sommes ensuite appuyés sur ce modèle pour tenter de mieux comprendre les mécanismes propres au perçage laser afin de proposer une optimisation du procédé. Ces deux étapes menées en parallèle ont permis de définir un procédé de perçage laser alternatif satisfaisant.

Principaux résultats

A travers les différents essais expérimentaux présentés dans ce manuscrit, nous avons montré le potentiel considérable que représentent les sources laser à fibre dans le développement de procédés de perçage laser. Leurs performances actuelles, les possibilités de modulation des impulsions, la polyvalence de ces sources sont des atouts

particulièrement appréciables pour la mise au point de procédés de perçage efficaces et robustes.

Ainsi avec la source laser à fibre YLS-1200/12000-QCW d'IPG, nous sommes parvenus à déterminer une méthode de perçage deux fois plus rapide que la méthode actuelle utilisée avec un laser Nd:YAG. Ce gain provient en grande partie de la qualité et de la stabilité du faisceau laser ainsi que de la possibilité de travailler avec de courts trains d'impulsions. Les progrès à venir en terme de puissance, de qualité de faisceau laissent entrevoir des perspectives encore insoupçonnées.

La modélisation numérique nous a servi de support afin d'optimiser le procédé de perçage et d'en valider l'approche. Cet outil a été développé en appliquant la méthode des éléments finis. Il repose sur le couplage des équations de conservation et permet de prendre en compte les phénomènes thermiques et hydrodynamiques sans négliger la propagation et la réflexion du faisceau laser. Il s'agit d'un outil intéressant car il permet d'étudier diverses configurations de perçage de façon plus simple qu'à travers une approche entièrement expérimentale. Le modèle développé permet, dans le cadre d'un procédé à n impulsions identiques, de prévoir l'étendue des zones affectées thermiquement. Le profil géométrique global du trou en fin d'interaction (diamètre et conicité) est également retranscrit dans ce cas de manière convenable.

Perspectives

Les aspects futurs de ce travail sont multiples. L'une des principales perspectives serait d'établir un lien plus direct entre les paramètres de perçage laser et la répétabilité du profil du trou percé. Pour cela l'outil numérique devra être mis à jour afin de traiter l'influence de l'inclinaison au cours du perçage sur la propagation du faisceau et son impact sur le dépôt d'énergie. Cela passera par la transposition du modèle 2D axisymétrique à une dimension supérieure. L'ajout d'une contrainte supplémentaire (liée aux déplacements de l'échantillon) sur le front de fusion pourra également être incluse dans ces conditions.

Au cours de cette thèse, nous avons consacré peu de temps aux essais de perçage sur matériaux céramique. Or c'est une problématique que l'on rencontre de manière récurrente dans le secteur aéronautique où de nombreuses questions subsistent quant aux mécanismes mis en jeu lors du perçage de superalliages revêtus de barrières thermiques. Nous disposons à présent d'un modèle 2D qui, une fois adapté, pourrait nous permettre d'étudier ce cas de manière plus approfondie. A ce titre un début d'étude est proposé en Annexe C.

Les dispositifs expérimentaux mis en place pour caractériser le comportement du superalliage de cobalt, au cours de l'interaction laser, n'ont pu être totalement exploités. Il serait pourtant intéressant de connaître l'influence du changement de phase sur l'absorption du faisceau au cours du procédé. Cette donnée nous permettrait par exemple de revoir la modulation d'énergie de façon plus fidèle.

ANNEXE A

TECHNIQUE DE SUIVI D'INTERFACE : LA MÉTHODE LEVEL-SET

A.1 Formulation de la méthode Level-Set

Dans cette section, nous revenons sur le choix de la méthode de suivi d'interface Level-Set. L'approche mathématique est revue en détail. Une description des paramètres propres à la méthode est également proposée.

La forme géométrique de chaque domaine en fin d'interaction va permettre de définir le profil du trou obtenu. Il est donc indispensable d'avoir recours à une méthode permettant de situer les frontières de chaque domaine et leur évolution au cours du temps. Il existe plusieurs techniques pour représenter une frontière mobile délimitant deux domaines. On distingue en particulier les méthodes de représentation lagrangiennes et celles eulériennes. Les premières reposent sur le paramétrage de l'interface. En pratique, ces méthodes ont recours à l'utilisation de marqueurs pour délimiter une zone (voir Fig. A.1).

Le fait que l'espacement entre les marqueurs puisse varier, suite aux déformations de l'interface, est de nature à provoquer un sous ou sur échantillonnage de marqueurs. De fait, cette représentation rend difficile la gestion des changements topologiques abrupts, ce qu'on observe dans le cas du perçage laser.

Pour éviter les écueils liés à la représentation lagrangienne, la technique de suivi d'interface choisie pour notre modèle fait appel à une approche eulérienne dite de front-capturing : la méthode Level-Set. Cette méthode ne nécessite pas l'utilisation de

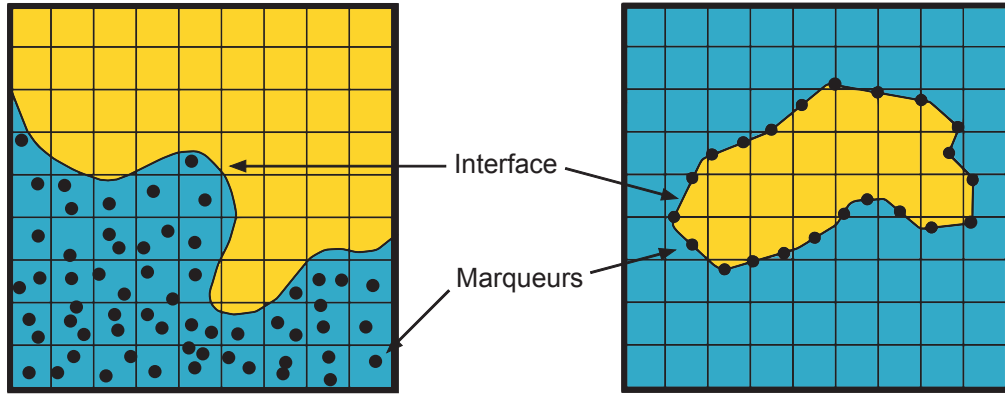


FIGURE A.1: Schémas décrivant les techniques de représentation lagrangienne. À gauche la méthode dite de markers and cells. À droite la méthode dite de front-tracking

marqueurs. Elle peut donc décrire des interfaces qui subissent de fortes amplitudes de déformation. De plus cette méthode n'impose pas un maillage mobile. Cela constitue un avantage appréciable d'un point de vue numérique. Il n'est plus nécessaire de revoir le maillage à chaque pas de temps ni de le raffiner, point qui peut mener à des singularités dans le cas de déformations importantes et rapides (le maillage mobile proscrit les fortes déformations). Enfin cette méthode prend naturellement en charge les phénomènes de fusion d'interfaces. Dans notre cas, cela constitue un atout majeur notamment à l'ouverture du trou. En effet, lorsque le trou débouche, la frontière supérieure du domaine métallique traverse la frontière inférieure. Contrairement aux techniques lagrangiennes, ce phénomène de coalescence est traité de manière transparente avec cette technique.

La méthode Level-Set a été introduite par les travaux de Osher et Sethian en 1988 sur la représentation de frontières mobiles [79]. Par la suite ces travaux ont données lieu à de nouvelles études concernant cette méthode [80–82]. Son principe repose sur l'utilisation d'une fonction Level-Set notée ϕ , caractérisée par un champ de scalaires dont la valeur varie entre -1 et 1. ϕ représente une fonction distance continue et vérifie : $|\nabla\phi(x, t)| = 1$.

Pour tout point x quelconque du domaine d'étude, la valeur de ϕ en ce point est définie comme la distance normale minimale d à l'interface Γ_i .

$$\{(x_1, \dots, x_n) \mid \phi(x_1, \dots, x_n) = \pm d\} \quad (\text{A.1})$$

Le signe de d dépend de la position du point x considérée par rapport à l'interface :

$$\begin{cases} \phi(x, t) = 0, & x \in \Gamma_i \\ \phi(x, t) > 0, & x \in \Omega_g \\ \phi(x, t) < 0, & x \in \Omega_d \end{cases} \quad (\text{A.2})$$

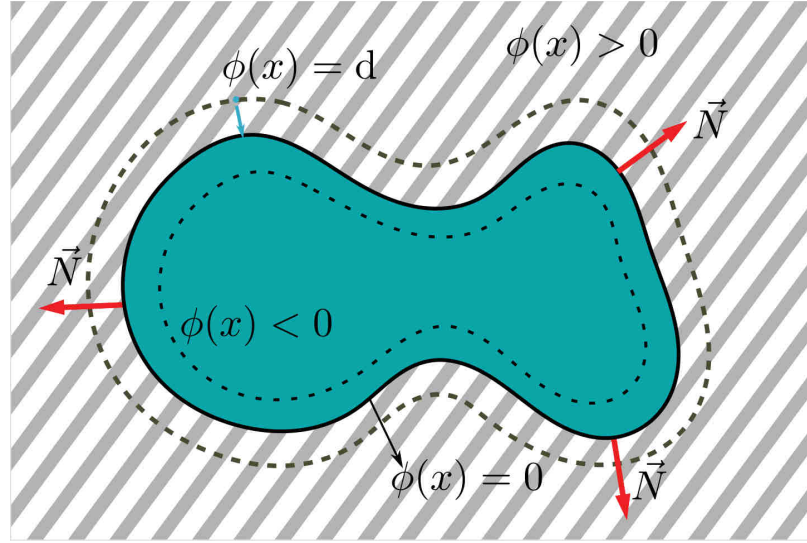


FIGURE A.2: Schéma représentant la définition de la fonction Level-Set $\phi(x)$. L'interface est localiser à la position où $\phi(x)$ est nulle.

La fonction Level-Set ϕ peut être vue comme une infinité de lignes de niveau, une ligne de niveau étant définie par l'ensemble des points situés à une même distance d de l'interface Γ_i (voir Fig. A.2). Lorsque cette distance est nulle, la ligne de niveau correspond à l'interface elle-même. La façon dont est définie la fonction ϕ permet d'accéder directement aux caractéristiques géométriques locales de l'interface. En effet, le vecteur normal n , extérieure à l'interface, peut être directement calculé grâce à la fonction ϕ en utilisant l'expression :

$$n = \frac{\nabla\phi}{\|\nabla\phi\|} \quad (\text{A.3})$$

et la courbure κ de l'interface est définie par :

$$\kappa = \nabla \cdot \left(\frac{\nabla\phi}{\|\nabla\phi\|} \right) = \nabla \cdot n \quad (\text{A.4})$$

Dans notre modèle, nous considérons que nous sommes en présence de la phase dense pour les domaines où la fonction ϕ est comprise entre 0.5 et 0. Le domaine est exclusivement gazeux dans le cas où la fonction ϕ se situe entre 0.5 et 1. Ce choix est purement arbitraire. Pour décrire le déplacement de l'interface dans le domaine d'étude, supposons qu'une particule qui s'y trouve initialement doit y rester tout au long du

mouvement. Cela implique :

$$\phi(x(t), t) = 0.5 \text{ à l'interface} \quad (\text{A.5})$$

$$\left. \frac{d\phi(x(t), t)}{dt} \right|_{\Gamma_i} = 0 \quad (\text{A.6})$$

On peut appliquer cette formulation à toutes les lignes de niveau

$$\Gamma_k = \{x | \phi(x, t) = C_k\} \quad (\text{A.7})$$

et généraliser l'équation A.6 à l'ensemble de l'espace de calcul :

$$\frac{d\phi(x(t), t)}{dt} = 0 \quad (\text{A.8})$$

que nous réécrivons de manière eulérienne :

$$\frac{\partial \phi(x, t)}{\partial t} + (u \cdot \nabla) \phi(x, t) = 0 \quad (\text{A.9})$$

L'expression A.9 traduit l'advection de la fonction ϕ par le champ de vitesse u . La résolution de cette équation de transport donnera l'évolution de la position et du profil de l'interface. Il est cependant nécessaire d'introduire deux paramètres afin de compléter le traitement numérique de la méthode. Il s'agit de l'épaisseur de l'interface ε_{ls} et de la vitesse de ré-initialisation γ_{ls} .

Proche de l'interface, la fonction ϕ varie progressivement ce qui entraîne le passage d'un domaine à un autre. Les propriétés physiques doivent par conséquent changer à la traversée de l'interface. La définition d'une épaisseur est alors nécessaire afin de définir une distance sur laquelle ces paramètres vont varier. L'épaisseur de cette transition doit être suffisamment faible pour représenter l'interface avec précision sans être sous-estimée pour éviter les problèmes de convergence numérique. L'épaisseur de l'interface ε_{ls} est fixée à un facteur de maille dans notre cas.

La vitesse de ré-initialisation γ_{ls} intervient dans un algorithme secondaire. Cet algorithme permet de corriger les erreurs liées au resserrement de lignes de niveau. Ce phénomène peut survenir lorsque le champ de vitesse transportant l'interface est fortement cisailé (voir Fig. A.3).

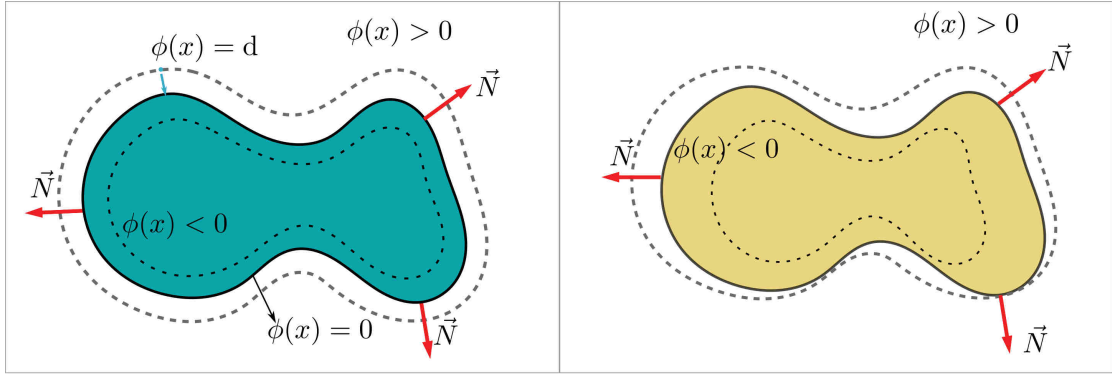


FIGURE A.3: A gauche, lignes de niveau équidistantes. A droite, resserrement des lignes de niveaux

Cela peut conduire à $|\nabla\phi| \neq 1$ ce qui ne perturbe pas en soi la localisation de l'interface mais impacte le calcul des propriétés géométriques puisque définies à partir de $|\nabla\phi|$. Il faut donc imposer une contrainte sur l'évolution de ϕ dans le domaine. Sussman *et al.* [80] propose un algorithme de ré-initialisation de la fonction ϕ basé sur la résolution de l'équation d'Hamilton-Jacobi ci-dessous :

$$\frac{\partial\Phi}{\partial\tau} = \text{sign}(\phi)(1 - \|\nabla\Phi\|) \quad (\text{A.10})$$

où τ est un temps fictif de ré-initialisation de ϕ .

B.1 Implémentation numérique du modèle

Dans cette partie, nous nous efforçons de décrire les aspects essentiels de la méthode des éléments finis. Le but de cette section n'est pas de formuler une théorie mathématique complète mais de donner une idée des principales notions sous-jacentes à la méthode.

B.1.1 Éléments théoriques de la méthode des éléments finis

Une très grande majorité d'équations aux dérivées partielles (EDP) n'a pas de solution analytique connue. Leur solution peut cependant être déterminée en ayant recours à une méthode de résolution numérique. Parmi les méthodes numériques existantes, la méthode des éléments finis présente plusieurs avantages :

- Elle peut être utilisée avec des géométries complexes.
- Elle présente une vitesse de convergence élevée.
- Elle permet de considérer facilement les conditions aux limites de type Dirichlet ou Neumann.
- Elle permet de coupler naturellement les différentes EDP, permettant une résolution simultanée du système d'équations.

Ces avantages font que la méthode des éléments finis constitue le principe de calcul de nombreux logiciels de simulation numérique (en particulier COMSOL MultiphysicsTM). À l'origine, la méthode était plutôt destinée à résoudre des problèmes en mécanique

des structures. Nous constatons qu'elle peut être adaptée à tout type de problème (thermique, mécanique des fluides, ...).

B.1.2 Le maillage

Dans le processus de modélisation, il y a une étape incontournable : il s'agit de la discrétisation des domaines appelée aussi maillage. Un maillage est un ensemble de points (ou nœuds) formant des éléments (triangle ou quadrilatère en 2D ; prismes, tétraèdres en 3D). Le maillage permet de passer d'une géométrie continue avec un nombre infini de points à une géométrie contenant un nombre fini de nœuds et d'éléments. Ce nombre fini d'éléments a donné son nom à la méthode.

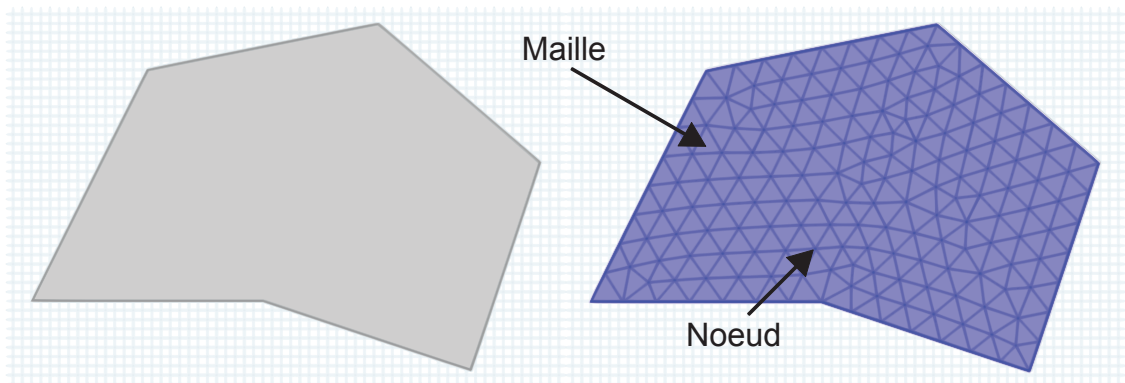


FIGURE B.1: Illustration d'une géométrie continue (à gauche). La même géométrie a été réalisée à partir d'un nombre fini d'éléments (à droite).

La solution aux EDP ne sera calculée qu'aux points du maillage. Pour déterminer la valeur de la solution entre deux points du maillage, nous avons recours à de l'interpolation à partir des nœuds avoisinants. Cette interpolation peut être :

- linéaire : dans ce cas, elle est dite d'ordre 1, et les valeurs de la solution aux nœuds du maillage sont reliées par des segments.
- quadratique : dans ce cas, elle est dite d'ordre 2, et les valeurs de la solution aux nœuds du maillage sont reliées par des paraboles. Pour cela, il est nécessaire d'ajouter un nœud intermédiaire (une parabole étant définie par 3 points).

Dans notre modèle, nous avons défini deux dimensions de maillage en fonction des physiques appliquées aux domaines : un maillage grossier ($50 \mu\text{m}$) et un maillage fin ($5 \mu\text{m}$). La taille maximale des éléments est dans notre cas imposée par la longueur d'onde du faisceau laser considéré.

B.1.3 La formulation faible

La méthode des éléments finis ne résout pas directement les équations aux dérivées partielles sous leur forme générale. Ces EDP sont retranscrites à l'aide d'une méthode variationnelle afin d'obtenir une expression équivalente appelé forme faible.

Pour obtenir la formulation faible d'un problème, il faut multiplier les EDP par des fonctions test f_i . Cette fonction vaut 1 au nœud i et 0 pour tous les autres nœuds du maillage.

Considérons l'EDP suivante :

$$\nabla \cdot [-\nabla u] = \alpha \quad (\text{B.1})$$

Multiplions la par une fonction test f_i et intégrons l'ensemble sur Ω :

$$\forall i, \int_{\Omega} \nabla \cdot [-\nabla u] \times f_i \, d\Omega = \int_{\Omega} \alpha \times f_i \, d\Omega \quad (\text{B.2})$$

En utilisant une intégration par parties, nous obtenons :

$$\forall i, \int_{\partial\Omega} f_i \times (-\nabla u) \cdot n \, ds - \int_{\Omega} \nabla f_i \cdot [-\nabla u] \, d\Omega = \int_{\Omega} \alpha \times f_i \, d\Omega \quad (\text{B.3})$$

où $\partial\Omega$ représente la frontière du domaine Ω et n un vecteur sortant normal à la frontière. L'expression (B.3) est appelée formulation faible de l'équation (B.1).

Pour résoudre l'EDP, la solution u est décomposée sur la base des fonctions test f_i de la manière suivante :

$$u = \sum_i u_i f_i \quad (\text{B.4})$$

où $\{u_i\}$ constitue le vecteur inconnu du problème.

Lors de tout calcul avec COMSOL Multiphysics™, le logiciel réalise ces différentes étapes pour obtenir la formulation faible des équations aux dérivées partielles définies dans le problème ce qui va permettre leur traitement.

ANNEXE C

ÉTUDE DU PERÇAGE LASER DE MATÉRIAUX REVÊTUS D'UNE BARRIÈRE THERMIQUE CÉRAMIQUE

Cette annexe présente les travaux réalisés dans la continuité de cette thèse. Nous nous intéressons ici à une des perspectives liées au travail sur la modélisation du perçage laser à savoir l'étude de l'usinage de superalliages métalliques revêtus d'une barrière thermique céramique. Cette annexe porte à la fois sur l'étude expérimentale et l'étude théorique du perçage laser de structures bi-matériaux. L'accent est mis sur la modélisation du perçage de ces structures en insistant sur les modifications apportées au modèle développé au cours de la thèse.

C.1 Étude expérimentale : essais statiques de perçage laser

Dans cette partie, nous nous efforçons de décrire les essais statiques de perçage réalisés sur des échantillons de matériaux revêtus. Cette section a pour but de présenter de manière qualitative les différences de profil obtenues dans le cadre du perçage de ce type de structures.

C.1.1 Échantillons étudiés

Pour ces essais, nous avons travaillé sur des échantillons de superalliage de cobalt (KCN22W) revêtus de céramique. Le substrat métallique a une épaisseur de 800 μm tandis que le dépôt de céramique a une épaisseur moyenne de 500 μm (en incluant la couche d'accroche composé d'un mélange à base de NiCrAlY). Cette barrière thermique

obtenue à partir d'oxyde de zirconium (ZrO_2) présente de nombreux avantages pour les applications aéronautiques :

- Elle permet d'améliorer la tenue au flux de chaleur
- Elle augmente la résistance à la corrosion à haute température
- Elle réduit l'usure prématurée des pièces

Néanmoins ces matériaux sont relativement difficile à usiner. La différence de propriétés physiques entre le métal de base et la céramique complique la mise en œuvre de l'assemblage. Du fait de son extrême dureté, il est sujet aux fissurations pouvant conduire à la délamination du revêtement. L'apparition de ces fissures est liée à différents facteurs pouvant aller des paramètres laser aux configurations de perçage utilisées [54, 57–59, 61].

C.1.2 Résultats expérimentaux

Les résultats présentés ci-dessous correspondent à des essais de perçage côté céramique. Le montage optique était constitué de la fibre de $200\ \mu\text{m}$ de diamètre et des lentilles de collimation et focalisation de distance focale respective $100\ \text{mm}$ et $150\ \text{mm}$. Pour ces essais, une impulsion laser de $10\ \text{kW}$ d'une durée de $1,30\ \text{ms}$ a permis d'obtenir des trous débouchants en incidence normale (voir Fig. C.1). L'ensemble des essais a été réalisé sous assistance gazeuse (air comprimée à une pression de $7\ \text{bars}$).



FIGURE C.1: Coupe transversale d'un échantillon de superalliage de cobalt revêtu de céramique percé à l'aide d'une impulsion laser de $10\ \text{kW}$ et de $1,30\ \text{ms}$. Le faisceau laser est focalisé à la surface de la céramique avec un diamètre sur cible de $300\ \mu\text{m}$.

Les résultats de ces essais sont caractéristiques du perçage de matériaux revêtus. En effet, d'un point de vue dimension, nous pouvons distinguer trois zones : le diamètre d'entrée côté céramique, le diamètre de sortie côté cobalt et un diamètre intermédiaire à l'interface céramique/cobalt. Ce dernier s'élargit à mesure que le trou pénètre dans le domaine métallique jusqu'à atteindre un maximum. Cet élargissement marque le changement de paramètres physiques à l'interface céramique/cobalt malgré la couche d'accroche, dont le rôle consiste à assurer l'adhésion du revêtement mais également à limiter les écarts de propriétés entre le revêtement et le substrat métallique. Sur l'essai Figure C.1, le diamètre de perçage d'entrée mesure $535 \mu\text{m}$, le diamètre de sortie $380 \mu\text{m}$ et le diamètre intermédiaire varie de 460 à $580 \mu\text{m}$.

Quelques essais supplémentaires ont été réalisés avec une inclinaison de 60° . Là aussi, le diamètre tend à s'élargir à l'interface céramique/cobalt. Cependant, l'élargissement du diamètre est plus marqué sur la face arrière des parois du trou (voir Fig. C.2).

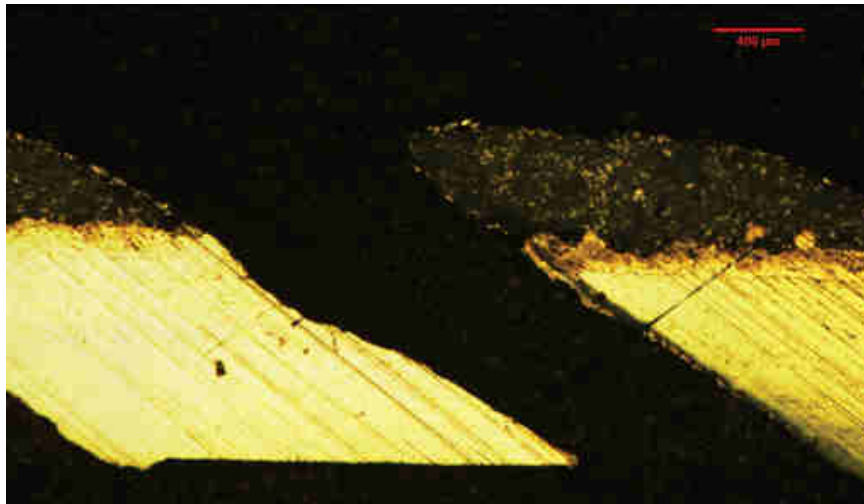


FIGURE C.2: Coupe transversale d'un trou incliné percé dans un superalliage de cobalt revêtu de céramique à l'aide d'une impulsion laser de 10 kW et de 1,30 ms. Le diamètre maximale au niveau de l'élargissement est de $800 \mu\text{m}$.

Nous notons que pour l'ensemble des essais, aucune fissuration de la céramique n'a été observée au niveau de l'interface céramique/cobalt (et cela même dans des configurations de perçage incliné). De plus des mesures au spectromètre Raman (voir Fig. C.3) indiquent que le traitement par laser n'affecte pas la structure de la céramique (pas de vitrification) ce qui garantit que les propriétés du matériau ne sont pas altérées après perçage.

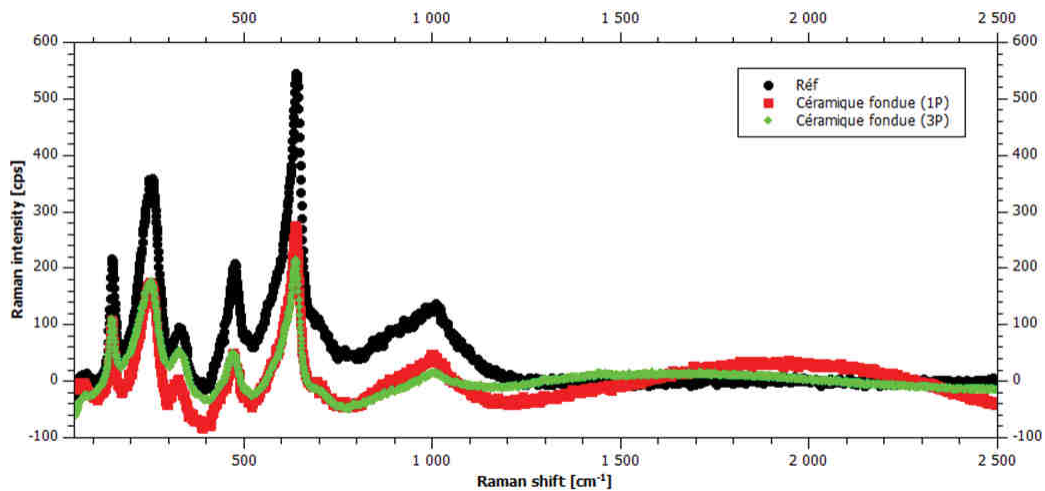


FIGURE C.3: Spectre Raman d'un échantillon de KCN22W revêtu de ZrO₂ percé avec une impulsion de 1,30 ms et 10 kW.

C.2 Modélisation du perçage laser de matériaux revêtus de céramique

Dans cette partie, nous présentons les résultats de perçage laser issus de la modélisation numérique. L'objectif est de montrer que le modèle développé au cours de la thèse est capable de prendre en charge le traitement de structures bi-matériaux, en réalisant quelques modifications et ajustements. Le modèle corrigé doit être en mesure de décrire le profil de perçage en particulier le phénomène d'élargissement de diamètre à l'interface céramique/cobalt.

C.2.1 Modification du modèle

Plusieurs approches avaient été imaginées pour adapter le modèle 2D axisymétrique à l'étude du perçage de métal revêtu d'une barrière thermique céramique. Au départ, nous avons tenté d'inclure un domaine supplémentaire correspondant à la phase céramique, situé entre le domaine d'air et le domaine métallique. Cette approche implique cependant l'utilisation d'une seconde interface mobile pour décrire la position des différentes phases. Le recours à deux interfaces mobiles entraîne deux inconvénients. Le premier inconvénient est que le traitement numérique est alourdi. Il faut affiner le maillage (voire envisager un maillage variable) à mesure que l'on s'approche de la seconde interface mobile. Il devient difficile de gérer les vitesses de ré-initialisation (aspect de la méthode Level-Set). Cela entraîne une explosion du temps de calculs. Le second problème de cette approche est qu'elle conduit à un dépôt d'énergie simultané aux deux interfaces

(air/céramique, céramique/métal). Ce résultat, qui n'a pas de sens physique, est lié à la manière dont est définie l'absorption de l'énergie. Celle-ci doit être réalisée à l'interface mobile afin de tenir compte des modifications topologiques du matériau au cours de l'interaction. Or COMSOL est incapable de différencier l'interface air/céramique de l'interface céramique/métal. Il leur attribue la même variable pour les localiser ce qui conduit à un chauffage simultané des deux interfaces au moment de l'interaction laser.

Il a donc fallu trouver un moyen qui permette de continuer à travailler avec une seule interface mobile air/matériau. Afin de considérer un domaine métallique ainsi qu'un domaine céramique malgré l'unique interface mobile, nous sommes passés par la définition d'un matériau fictif. Celui-ci est composé des paramètres physiques, d'une part, de la céramique et, d'autre part, du métal. Une transition de paramètres est réalisée à l'aide d'une fonction échelon dont la taille peut être ajustée au pas de maille numérique définie (la transition est réalisée sur une épaisseur de $10 \mu\text{m}$). Cet artifice permet d'affecter les paramètres de la céramique et du métal en fonction de la position considérée dans le domaine du matériau. Ainsi sur une épaisseur a , nous avons le premier matériau (la céramique, de l'oxyde de zirconium ZrO_2) puis au-delà et sur une épaisseur b , nous définissons le deuxième matériau (le métal, un superalliage de cobalt KCN22W). Cette approche permet également d'envisager l'intégration d'une couche d'accroche c faisant le lien entre le matériau a et b . Dans ce cas, une fonction échelon supplémentaire devra être implémentée.

La Figure C.4 illustre une conséquence de cette approche : un taux de vaporisation variable. Ce paramètre représente la quantité de matière vaporisée au cours de l'interaction laser. Il dépend de la température et dans ce cas de la position à laquelle on se situe dans le matériau fictif. Ainsi dans l'épaisseur a de céramique (environ $400 \mu\text{m}$), le pic de vaporisation de matière est moins important que le pic de vaporisation observé dans l'épaisseur b de métal. Cet écart indique que les propriétés du matériau sont bien modulées en fonction de l'espace par la fonction échelon.

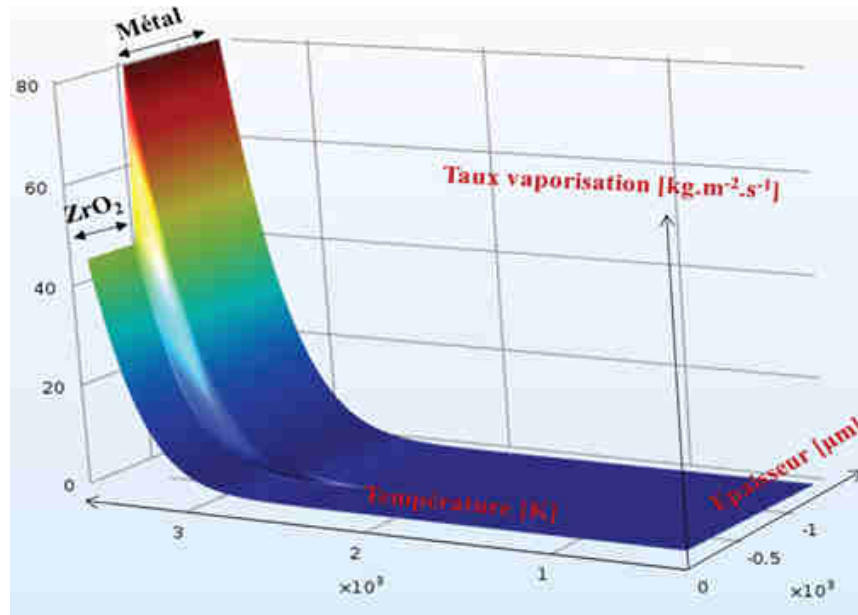


FIGURE C.4: Flux de matière vaporisée en fonction de la température et de la position dans le matériau fictif. Les paramètres physiques utilisés sur cette figure ont été adaptés afin de visualiser les différents pics de vaporisation.

C.2.2 Résultats numériques

Le domaine intermédiaire c n'a pas été inclus dans la résolution du modèle numérique. Les résultats présentés ci-dessous ont été obtenus avec les mêmes paramètres lasers que pour la partie expérimentale à savoir :

- une impulsion de 10 kW
- d'une durée de 1,30 ms
- focalisé à la surface initiale de la céramique avec un diamètre de $300 \mu\text{m}$

Sur la Figure C.5, le contour blanc représente le profil de perçage issu de la résolution du modèle. Nous notons que la description théorique du profil du trou correspond de manière relativement satisfaisante au profil obtenu de manière expérimentale.

Le profil théorique permet d'observer le décrochage du diamètre obtenu expérimentalement. Les diamètres théoriques d'entrée et de sortie valent respectivement $548 \mu\text{m}$ et $460 \mu\text{m}$, ce qui reste cohérent avec les mesures expérimentales (respectivement en entrée et en sortie, $535 \mu\text{m}$ et $380 \mu\text{m}$). Le diamètre intermédiaire (au niveau du décrochage à l'interface céramique/métal) vaut expérimentalement $600 \mu\text{m}$ contre $580 \mu\text{m}$ numériquement. La modification du modèle avec milieu matériel fictif rend donc compte de manière satisfaisante des observations expérimentales.

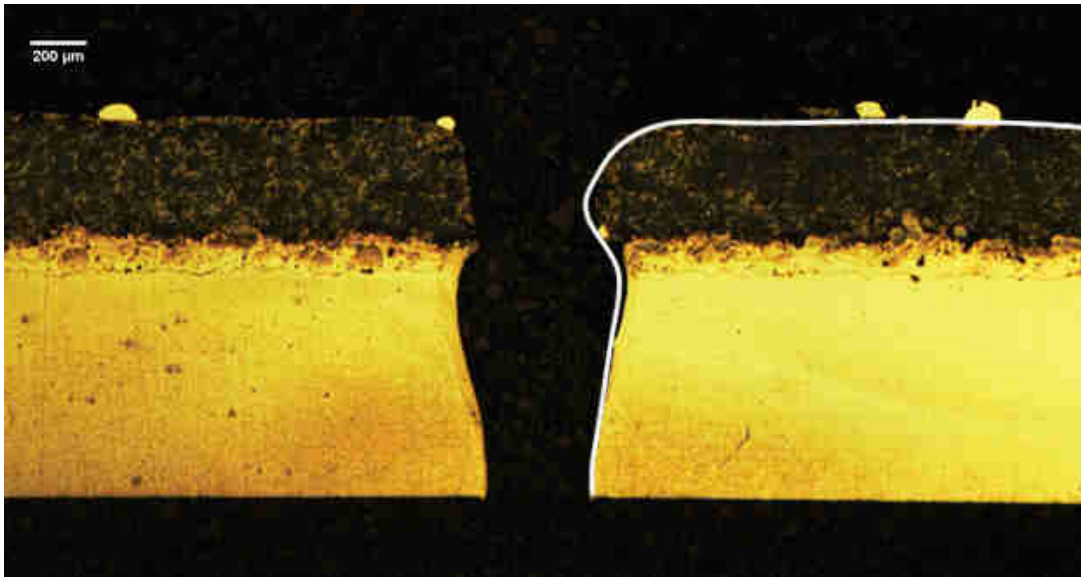


FIGURE C.5: Coupe transversale d'un échantillon de superalliage de cobalt revêtu de céramique percé à l'aide d'une impulsion laser de 10 kW et de 1,30 ms. La ligne blanche correspond au profil de perçage obtenu numériquement.

C.3 Conclusion

Suite à cette brève étude, plusieurs points sont à souligner. L'approche reposant sur la définition d'un matériau fictif permet d'obtenir de premiers résultats satisfaisants d'un point de vue profil géométrique (voir Fig. C.5) sans trop alourdir le traitement numérique. Il serait intéressant de rajouter une transition supplémentaire de paramètres afin d'introduire l'effet de la phase d'accroche.

Cependant pour réaliser une étude plus détaillée, l'ensemble des paramètres de la céramique et de la couche d'accroche devrait être connu précisément. Il paraît illusoire de vouloir pousser plus loin l'étude comparative entre les résultats numériques et expérimentaux tant que ces nombreux paramètres ne seront pas mieux connus. En effet de nombreuses données d'entrée du modèle ont été fixées « à la main », notamment le coefficient d'absorption de la céramique, sa viscosité, sa tension de surface, ...

Pour que de telles simulations reflètent pleinement les réalités rencontrées lors de l'usinage, une meilleure connaissance des paramètres physiques des matériaux utilisés semble indispensable. Par ailleurs, une puissance de calcul suffisamment importante devra être mobilisée.

BIBLIOGRAPHIE

- [1] H. Paris and J. Rech. Perçage vibratoire autoentretenu. *Techniques de l'ingénieur Procédés d'usinage*, base documentaire : TIB190DUO.(ref. article : bm7089), 2017. URL <http://www.techniques-ingenieur.fr/base-documentaire/mecanique-th7/procedes-d-usinage-42190210/percage-vibratoire-autoentretenu-bm7089/>.
- [2] J. Vigneau. Usinage des matériaux aéronautiques à faible usinabilité. *Techniques de l'ingénieur Procédés d'usinage*, base documentaire : TIB510DUO.(ref. article : bm7285), 2017. URL <http://www.techniques-ingenieur.fr/base-documentaire/mecanique-th7/mise-en-forme-des-materiaux-par-usinage-42510210/usinage-des-materiaux-aeronautiques-a-faible-usinabilite-bm7285/>.
- [3] K.H. Ho and S.T. Newman. State of the art electrical discharge machining (edm). *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43(13) :1287–1300, 2003.
- [4] D. Kremer. Usinage par électroérosion. *Techniques de l'ingénieur Procédés d'usinage*, base documentaire : TIB190DUO.(ref. article : bm7251), 2017. URL <http://www.techniques-ingenieur.fr/base-documentaire/mecanique-th7/procedes-d-usinage-42190210/usinage-par-electroerosion-bm7251/>.
- [5] A. Einstein. On the quantum mechanics of radiation. *Physikalische Zeitschrift*, 18 :121–128, 1917.
- [6] B. H. Lavenda. Einstein's theory of quantum radiation. *International Journal of Theoretical Physics*, 28(6) :619–631. URL doi="10.1007/BF00669980.
- [7] C. Cohen-Tannoudji and A. Kastler. I optical pumping. *Progress in optics*, 5 : 1–81, 1966.

- [8] T.H. Maiman. Optical and microwave-optical experiments in ruby. *Physical review letters*, 4(11) :564, 1960.
- [9] T. H. Maiman. Stimulated optical radiation in ruby. 1960.
- [10] T.H. Mainman. Stimulated optical emission in fluorescent solids. *II, Phys. Rev*, 123 :1151, 1961.
- [11] A. Javan, William R. Bennett Jr., and D.R. Herriott. Population inversion and continuous optical maser oscillation in a gas discharge containing a he-ne mixture. *Physical Review Letters*, 6(3) :106, 1961.
- [12] M. Von Allmen. Laser drilling velocity in metals. *Journal of Applied Physics*, 47 (12) :5460–5463, 1976.
- [13] V. Semak and A. Matsunawa. The role of recoil pressure in energy balance during laser materials processing. *Journal of physics D : Applied physics*, 30(18) :2541, 1997. URL doi:10.1016/0021-9991(88)90002-2.
- [14] L. Angel and Jr. Ortiz. On-the-fly drilling with a fiber delivered face pumped laser beam. *Journal of Laser Applications*, 4(2) :15–24, 1992. URL <http://dx.doi.org/10.2351/1.4745301>.
- [15] P.W. French, D.P. Hand, C. Peters, G.J. Shannon, .P Byrd, and W.M. Steen. Investigation of the nd : Yag laser percussion drilling process using high speed filming. *ICALEO'98 proceedings. LIA, Orlando, part, 1* :1–10, 1998.
- [16] D.K.Y. Low, L. Li, and P.J. Byrd. The influence of temporal pulse train modulation during laser percussion drilling. *Optics and lasers in engineering*, 35(3) :149–164, 2001.
- [17] D.K.Y. Low, L. Li, and A.G. Corfe. Characteristics of spatter formation under the effects of different laser parameters during laser drilling. *Journal of materials processing Technology*, 118(1) :179–186, 2001.
- [18] M. Naeem and M. Wakeham. Laser percussion drilling of coated and uncoated aerospace materials with a high beam quality and high peak power lamp pumped pulsed nd :yag laser. *ICALEO*, 2010.
- [19] M.M. Okasha, P.T. Mativenga, L. Li, and H.K. Sezer. Laser drilling of nickel alloy : effect of process gases on drilling time and hole quality. *ICALEO*, 2010.
- [20] Y. Qin, G. Dai, B. Wang, X.W. Ni, J. Bi, and X.H. Zhang. Investigating the effect of gravity on long pulsed laser drilling. *Optics & Laser Technology*, 43(3) :563–569, 2011.

- [21] H. Hidai, Y. Kuroki, S. Matsusaka, A. Chiba, and N. Morita. Curved drilling via inner hole laser reflection. *Precision Engineering*, 2016.
- [22] J. Lu, R.Q. Xu, X. Chen, Z.H. Shen, X.W. Ni, S.Y. Zhang, and C.M. Gao. Mechanisms of laser drilling of metal plates underwater. *Journal of applied physics*, 95(8) :3890–3894, 2004.
- [23] X. Chen, W.T. Lotshaw, A.L. Ortiz, P.R. Staver, C.E. Erikson, M.H. McLaughlin, and T.J. Rockstroh. Laser drilling of advanced materials : effects of peak power, pulse format, and wavelength. *Journal of laser Applications*, 8 :233, June 1996. URL <http://dx.doi.org/10.2351/1.4745427>.
- [24] G.K.L. Ng and L. Li. The effect of laser peak power and pulse width on the hole geometry repeatability in laser percussion drilling. *Optics & Laser Technology*, 33 (6) :393–402, 2001.
- [25] L. Li, D.K.Y. Low, M. Ghoreishi, and J.R. Crookall. Hole taper characterisation and control in laser percussion drilling. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 51(1) :153–156, 2002.
- [26] D.K.Y. Low, L. Li, A.G. Corfe, and P.J. Byrd. Spatter-free laser percussion drilling of closely spaced array holes. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 41(3) :361–377, 2001.
- [27] D.K.Y. Low, L. Li, and P.J. Byrd. Spatter prevention during the laser drilling of selected aerospace materials. *Journal of materials processing technology*, 139(1) : 71–76, 2003.
- [28] A. Corcoran, L. Sexton, B. Seaman, F. Ryan, and G. Byrne. The laser drilling of multi-layer aerospace material systems. *Journal of materials processing technology*, 123(1) :100–106, 2002.
- [29] J.-C. Hsu, W.-Y. Lin, Y.-J. Chang, C.-C. Ho, and C.-L. Kuo. Continuous-wave laser drilling assisted by intermittent gas jets. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 79(1-4) :449–459, 2015.
- [30] J. Shin and J. Mazumder. Shallow angle drilling of inconel 718 using a helical laser drilling technique. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 139 (3) :031004, 2017.
- [31] M. Schneider. *Perçage profond par laser : Analyse des processus physiques*. PhD thesis, Décembre .
- [32] J. Dietrich and I. Kelbassa. Drilling with fiber lasers. *Industrial Laser Solutions for Manufacturing : Technical Digest*, pages 18–24, 2012.

- [33] H. Uchtmann, J. Dietrich, and I. Kelbassa. Pulse shaping during laser percussion drilling by using fiber laser radiation. *ICALEO*, 2012.
- [34] C.A. Biffi and A. Tuissi. Fiber laser drilling of ni 46 mn 27 ga 27 ferromagnetic shape memory alloy. *Optics & Laser Technology*, 63 :1–7, 2014.
- [35] H. Uchtmann, M. Friedrichs, and I. Kelbassa.
- [36] H. Huang, L.-M. Yang, and J. Liu. Micro-hole drilling and cutting using femtosecond fiber laser. *Optical Engineering*, 53(5) :051513–051513, 2014.
- [37] J. Lopez, M. Dijoux, R. Devillard, M. Faucon, and R. Kling. Trepanning drilling of stainless steel using a high-power ytterbium-doped fiber ultrafast laser : influence of pulse duration on hole geometry and processing quality. In *SPIE LASE*, pages 89721E–89721E. International Society for Optics and Photonics, 2014.
- [38] K. Goya, T. Itoh, A. Seki, and K. Watanabe. Efficient deep-hole drilling by a femtosecond, 400nm second harmonic ti : Sapphire laser for a fiber optic in-line/pico-liter spectrometer. *Sensors and Actuators B : Chemical*, 210 :685–691, 2015.
- [39] P.S. Banks, B.C. Stuart, A.M. Komashko, M.D. Feit, A.M. Rubenchik, and M.D. Perry. Femtosecond laser materials processing. In *Symposium on High-Power Lasers and Applications*, pages 14–21. International Society for Optics and Photonics, 2000.
- [40] L. Shah, J. Tawney, M. Richardson, and K. Richardson. Femtosecond laser deep hole drilling of silicate glasses in air. *Applied surface science*, 183(3) :151–164, 2001.
- [41] A. Zoubir, L. Shah, K. Richardson, and M. Richardson. Practical uses of femtosecond laser micro-materials processing. *Applied Physics A*, 77(2) :311–315, 2003.
- [42] G. Kamlage, T. Bauer, A. Ostendorf, and B.N. Chichkov. Deep drilling of metals by femtosecond laser pulses. *Applied Physics A*, 77(2) :307–310, 2003.
- [43] D. Breitling, A. Ruf, and F. Dausinger. Fundamental aspects in machining of metals with short and ultrashort laser pulses. In *Lasers and Applications in Science and Engineering*, pages 49–63. International Society for Optics and Photonics, 2004.
- [44] S. Nikumb, Q. Chen, C. Li, H. Reshef, H.Y. Zheng, H. Qiu, and D. Low. Precision glass machining, drilling and profile cutting by short pulse lasers. *Thin Solid Films*, 477(1) :216–221, 2005.

- [45] A. Ancona, K. Rademaker, J. Limpert, S. Nolte, and A. TRnnermann. High speed laser drilling of metals using a high repetition rate, high average power ultrafast fiber cpa system. *Optics express*, 16(12) :8958–8968, 2008.
- [46] S. Hendow, E. Rea, N. Kosa, M. Bengtsson, and S. Shakir. Bursting for enhanced ablation of materials. In *SPIE LASE*, pages 896110–896110. International Society for Optics and Photonics, 2014.
- [47] R. Le Harzic, N. Huot, E. Audouard, C. Jonin, P. Laporte, S. Valette, A. Fraczkiewicz, and R. Fortunier. Comparison of heat-affected zones due to nanosecond and femtosecond laser pulses using transmission electronic microscop. *Applied Physics Letters*, 80(21) :3886–3888, 2002.
- [48] B. Tan. Deep micro hole drilling in a silicon substrate using multi-bursts of nanosecond uv laser pulses. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 16(1) : 109, 2005.
- [49] A.A. Bugayev, M.C. Gupta, and M. El-Bandrawy. Dynamics of laser hole drilling with nanosecond periodically pulsed laser. *Optics and lasers in engineering*, 44 (8) :797–802, 2006.
- [50] A.H. Khan, S. Celotto, L. Tunna, W. O’Neill, and C.J. Sutcliffe. Influence of microsupersonic gas jets on nanosecond laser percussion drilling. *Optics and Lasers in Engineering*, 45(6) :709–718, June 2007. URL <http://dx.doi.org/10.1016/j.optlaseng.2006.11.003>.
- [51] X.D. Wang, A. Michalowski, D. Walter, S. Sommer, M. Kraus, J.S. Liu, and F. Dausinger. Laser drilling of stainless steel with nanosecond double-pulse. *Optics & Laser Technology*, 41(2) :148–153, 2009.
- [52] S.T. Hendow, R. Romero, S.A. Shakir, and P.T. Guerreiro. Percussion drilling of metals using bursts of nanosecond pulses. *Optics express*, 19(11) :10221–10231, 2011.
- [53] M. Hu, Y. Zheng, Y. Yang, X. Chen, K. Liu, C. Zhao, J. Wang, Y. Qi, B. He, and J. Zhou. Nanosecond double-pulse fiber laser with arbitrary sub-pulse combined based on a spectral beam combining system. *Optics & Laser Technology*, 90 : 22–26, 2017.
- [54] K.T. Voisey and T.W. Clyne. Laser drilling of cooling holes through plasma sprayed thermal barrier coatings. *Surface and coatings technology*, 176(3) :296–306, 2004.

- [55] H.K. Sezer and L. Li. *Journal of manufacturing science and engineering*, (5) : 051014.
- [56] C. Guinard, V. Guipont, H. Proudhon, M. Jeandin, J. Girardot, M. Schneider, L. Berthe, and A. Martin. Study of delamination induced by laser-drilling of thermally-sprayed tbc interfaces. In *Thermal spray 2012*, pages 114–119. ASM International, 2012.
- [57] J. Girardot, M. Schneider, L. Berthe, and V. Favier. Investigation of delamination mechanisms during a laser drilling on a cobalt-base superalloy. *Journal of Materials Processing Technology*, 213(10) :1682–1691, 2013.
- [58] S. Ruifeng, Z. Xiaobing, C. Wenbin, G. Shuili, and Z. Xiaopeng. Laser drilling of ni-base single-crystal superalloy through thermal barrier coatings. *RARE METAL MATERIALS AND ENGINEERING*, 43(5) :1193–1198, 2014.
- [59] C. Guinard, G. Montay, V. Guipont, M. Jeandin, J. Girardot, and M. Schneider. Residual stress analysis of laser-drilled thermal barrier coatings involving various bond coats. *Journal of Thermal Spray Technology*, 24(1-2) :252–262, 2015.
- [60] H.-C. Hsu and S.-J. Wu. An investigation on micro-via drilling on ceramic substrates by a picosecond laser. In *Electronics Manufacturing Technology (IEMT) & 18th Electronics Materials and Packaging (EMAP) Conference, 2016 IEEE 37th International*, pages 1–4. IEEE, 2016.
- [61] Z. Fan, X. Dong, K. Wang, W. Duan, R. Wang, X. Mei, W. Wang, J. Cui, X. Yuan, and C. Xu. Effect of drilling allowance on tbc delamination, spatter and re-melted cracks characteristics in laser drilling of tbc coated superalloys. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 106 :1–10, 2016.
- [62] W.S. Chang and S.J. Na. A study on the prediction of the laser weld shape with varying heat source equations and the thermal distortion of a small structure in micro-joining. *Journal of materials processing technology*, 120(1) :208–214, 2002.
- [63] S. Pang, L. Chen, J. Zhou, Y. Yin, and T. Chen. A three-dimensional sharp interface model for self-consistent keyhole and weld pool dynamics in deep penetration laser welding. *Journal of Physics D : Applied Physics*, 44(2) :025301, 2010.
- [64] M. Courtois, M. Carin, P. Le Masson, S. Gaied, and M. Balabane. A new approach to compute multi-reflections of laser beam in a keyhole for heat transfer and fluid flow modelling in laser welding. *Journal of Physics D : Applied Physics*, 46(50) : 15–24, November 2013. URL <http://iopscience.iop.org/article/10.1088/0022-3727/46/50/505305/meta>.

- [65] I. Arrizubieta, A. Lamikiz, S. Martínez, E. Ukar, I. Tabernero, and F. Girot. Internal characterization and hole formation mechanism in the laser percussion drilling process. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 75 : 55–62, 2013.
- [66] E. Ohmura and S. Noguchi. Laser drilling simulation considering multiple reflection of laser, evaporation and melt flow. volume 3, pages 297–310. Springer, 2010. URL http://link.springer.com/chapter/10.1007/978-3-642-12667-3_19.
- [67] A.N. Samant and N.B. Dahotre. Ab initio physical analysis of single dimensional laser machining of silicon nitride. *Advanced Engineering Materials*, 10(10) :978–981, 2008.
- [68] J. Girardot, P. Lorong, L. Illoul, N. Ranc, M. Schneider, and V. Favier. Modeling laser drilling in percussion regime using constraint natural element method. *International Journal of Material Forming*, pages 1–15, 2015.
- [69] Zhaoyang Zhai, Wenjun Wang, and Xuesong Mei. Simulation and experimental study on laser drilling of nickel-based alloy with thermal barrier coatings. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, pages 1–9, 2016.
- [70] J.C. Dainty, A.E. Ennos, M. Françon, J.W. Goodman, T.S. McKechnie, and G. Parry. *Laser Speckle and Related Phenomena*. Topics in Applied Physics 9. Springer Berlin Heidelberg, 1975. ISBN 978-3-540-07498-4,978-3-540-38013-9.
- [71] M. Schneider, L. Berthe, M. Muller, and R. Fabbro. A fast method for morphological analysis of laser drilling holes. *Journal of Laser Applications*, 22(4) :127–131, 2010.
- [72] H.K. Sezer, L. Li, M. Schmidt, A.J. Pinkerton, B. Anderson, and P. Williams. Effect of beam angle on haz, recast and oxide layer characteristics in laser drilling of the nickel superalloys. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46(15) :1972–1982, 2006. URL <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmactools.2006.01.010>.
- [73] M. Schneider, L. Berthe, R. Fabbro, M. Muller, and M. Nivard. Gas investigation for laser drilling. *Journal of Laser Applications*, 19(3) :165–169, June 2007. URL <http://dx.doi.org/10.2351/1.2567844>.
- [74] D.K.Y. Low, L Li, and A.G. Corfe. Effects of assist gas on the physical characteristics of spatter during laser percussion drilling of nimonic 263 alloy. *Applied surface science*, 154 :689–695, February 2000. URL [http://dx.doi.org/10.1016/S0169-4332\(99\)00427-4](http://dx.doi.org/10.1016/S0169-4332(99)00427-4).

- [75] D.K.Y. Low, L. Li, and A.G. Corfe. The influence of assist gas on the mechanism of material ejection and removal during laser percussion drilling. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B : Journal of Engineering Manufacture*, 214(7) :521–527, 2000. URL <http://pib.sagepub.com/content/214/7/521.short>.
- [76] V.V. Semak, J.A. Hopkins, M.H. McCay, and T.D. McCay. A concept for a hydrodynamic model of keyhole formation and support during laser welding. volume 2500, page 641. *Laser Materials Processing*, 1994.
- [77] A. Metais, S. Mattei, I. Tomashchuk, and S. Gaied. Modélisation multiphysique du soudage laser des aciers de nature différente. 2013.
- [78] V.R. Voller, C.R. Swaminathan, and B.G. Thomas. Fixed grid techniques for phase change problems : a review. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 30(4) :875–898, 1990. URL <http://onlinelibrary.wiley.com/doi/10.1002/nme.1620300419/full>.
- [79] S. Osher and J.A. Sethian. Fronts propagating with curvature-dependent speed : algorithms based on hamilton-jacobi formulations. *Journal of Computational Physics*, 79(1) :12–49, 1988. URL [doi:10.1016/0021-9991\(88\)90002-2](https://doi.org/10.1016/0021-9991(88)90002-2).
- [80] M. Sussman, P. Smereka, and S. Osher. A level set approach for computing solutions to incompressible two-phase flow. *Journal of Computational physics*, 114(1) :146–159, 1994.
- [81] D. Peng, B. Merriman, S. Osher, H. Zhao, and M. Kang. A pde-based fast local level set method. *Journal of computational physics*, 155(2) :410–438, 1999.
- [82] S. Osher and R.P. Fedkiw. Level set methods : an overview and some recent results. *Journal of Computational Physics*, 169(2) :641, 2001. URL [doi:10.1006/jcph.2000.6636](https://doi.org/10.1006/jcph.2000.6636).
- [83] http://www.turbomeca-support.com/gtag/contenu/structure/contenu_fr.html?0.
- [84] Y. Qin, A. Michalowski, R. Weber, S. Yang, T. Graf, and X. Ni. Comparison between ray-tracing and physical optics for the computation of light absorption in capillaries—the influence of diffraction and interference. *Optics express*, 20(24) :26606–26617, 2012.
- [85] C. Vargell. Propriétés générales de l’aluminium et de ses alliages. *techniques de l’ingénieur. Matériaux métalliques*, (M4661), 2005.
- [86] A.L. Schawlow and C.H. Townes. Infrared and optical masers. *Physical Review*, 112(6) :1940, 1958.

- [87] T. Hoult. Fiber-laser technology grows more diverse. *Laser Focus World*, 47(12) : 31–39, 2011.
- [88] J. Hecht. Fiber lasers : the state of the art. *Laser Focus World*, 48(4) :57–60, 2012.
- [89] M. Li, G. Jin, M. Guo, D. Wang, and X. Gu. Theoretical simulation of melt ejection during the laser drilling process on aluminum alloy by single pulsed laser. In *International Symposium on Optoelectronic Technology and Application 2014*, pages 92950Q–92950Q. International Society for Optics and Photonics, 2014.
- [90] Y. Zhang, Z. Shen, and X. Ni. Modeling and simulation on long pulse laser drilling processing. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 73 :429–437, 2014.
- [91] A. Ghosal, A. Manna, and A.K. Lall. Modelling of ytterbium fiber laser parameters during micro machining of al-15 wt% al 2 o 3-mm. *Procedia Engineering*, 90 : 704–709, 2014.
- [92] M. Li, G. Jin, W. Zhang, G.B. Chen, and J. Bi. Numerical simulation of different pulse width of long pulsed laser on aluminum alloy. In *Selected Proceedings of the Photoelectronic Technology Committee Conferences held August-October 2014*, pages 95211P–95211P. International Society for Optics and Photonics, 2015.
- [93] C.Q. Li, L.J. Yan, and Y. Wang. Simulation on drilling with water-jet guided laser. In *Applied Mechanics and Materials*, volume 7–12, pages 7–12. Trans Tech Publ, 2012.
- [94] J.O. Vorreiter, D.A. Kaminski, and R.N. Smith. Monte carlo simulation of a laser drilling process. *ASME paper*, (91-WA), 1991.
- [95] RK Ganesh, A Faghri, and Y Hahn. A generalized thermal modeling for laser drilling process—ii. numerical simulation and results. *International journal of heat and mass transfer*, 40(14) :3361–3373, 1997.
- [96] Z. Wei, G. Jin, and Y. Wang. Numerical simulation of melt ejection during the laser drilling process on aluminum alloy by millisecond pulsed laser. In *Selected Proceedings of the Chinese Society for Optical Engineering Conferences held November 2015*, pages 979621–979621. International Society for Optics and Photonics, 2016.
- [97] S. Mishra and V. Yadava. Finite element (fe) simulation to investigate the effect of sheet thickness on hole taper and heat affected zone (haz) during laser beam percussion drilling of thin aluminium sheet. *Lasers in Engineering*, 30, 2015.
- [98] T. Zhang, C. Ni, J. Zhou, H. Zhang, Z. Shen, X. Ni, and J. Lu. Numerical simulation of heat transfer and fluid flow in laser drilling of metals. In *Third International*

- Symposium on Laser Interaction with Matter*, pages 954321–954321. International Society for Optics and Photonics, 2015.
- [99] O.B. Kovalev and R.V. Galjov. The application of maxwell’s equations for numerical simulation of processes during laser treatment of materials. *Journal of Physics D : Applied Physics*, 48(30) :305501, 2015.
- [100] D. Kremer. Usinage par ultrasons. *Techniques de l’ingénieur Procédés d’usinage*, base documentaire : TIB190DUO.(ref. article : bm7240), 2017. URL <http://www.techniques-ingenieur.fr/base-documentaire/mecanique-th7/procedes-d-usinage-42190210/usinage-par-ultrasons-bm7240/>.