

Développement et validation d'une méthode d'inspection par tomographie à rayons X pour le procédé de perçage laser

Par

Phillipe RENAUD

MÉMOIRE PAR ARTICLE PRÉSENTÉ À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE
SUPÉRIEURE COMME EXIGENCE PARTIELLE À L'OBTENTION DE
LA MAÎTRISE AVEC MÉMOIRE EN GÉNIE MÉCANIQUE
M. Sc. A.

MONTRÉAL, LE 19 DÉCEMBRE 2025

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC



Phillipe Renaud, 2025



Cette licence [Creative Commons](https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/) signifie qu'il est permis de diffuser, d'imprimer ou de sauvegarder sur un autre support une partie ou la totalité de cette œuvre à condition de mentionner l'auteur, que ces utilisations soient faites à des fins non commerciales et que le contenu de l'œuvre n'ait pas été modifié.

PRÉSENTATION DU JURY
CE OU CE MÉMOIRE A ÉTÉ ÉVALUÉ
PAR UN JURY COMPOSÉ DE :

M. Vincent Demers, directeur de mémoire
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Vladimir Brailovski, codirecteur de mémoire
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Jean-François Chatelain, président du jury
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Lucas Hof, membre du jury
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

IL A FAIT L'OBJET D'UNE SOUTENANCE DEVANT JURY ET PUBLIC

LE 17 DÉCEMBRE 2025

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

REMERCIEMENTS

J'aimerais remercier mon directeur et co-directeur de maîtrise Vincent Demers et Vladimir Brailovski pour l'opportunité offerte d'effectuer ma maîtrise dans leur groupe de recherche et le temps précieux consacré à mon développement professionnel et académique.

Je tiens aussi à remercier la contribution de Dany Rasmussen, chez Pratt & Whitney Canada, pour m'avoir accompagné durant tout ce projet et d'avoir toujours été disponible depuis le commencement du projet.

Je souhaite offrir mes remerciements aux autres membres indirects du projet, soit le Professeur Antoine Tahan pour ces nombreux conseils et discussions pertinents ainsi que l'étudiant au Postdoctorat Salah Brika pour son ouverture et sa générosité en temps et conseils. Je remercie aussi Maxime Marcil, spécialiste en tomographie industrielle d'avoir effectué les numérisations efficacement pour mon projet et son dévouement porter à mon projet, et Catherine Desrosiers pour l'assistance technique en lien avec le logiciel Dragonfly.

J'aimerais également remercier ma mère et mon beau-père Franz Bonsang pour le support durant ces deux années de maîtrise. Pour finir, je souhaite remercier une personne en particulier, ma copine, Dylane Labrie qui m'a accompagné à travers deux années de relation à distance dans cette aventure et qui m'a toujours encouragé à persévérer.

Développement et validation d'une méthode d'inspection par tomographie à rayons X pour le procédé de perçage laser

Phillipe RENAUD

RÉSUMÉ

Pour l'industrie aéronautique, l'inspection par tomographie à rayons X et l'analyse approfondie des trous de refroidissement permettent de mieux comprendre l'influence des paramètres de perçage au laser sur la fabrication des chambres de combustion, tout en contribuant à améliorer les techniques de fabrication laser. L'inspection permet également d'établir le lien entre la géométrie des trous laser et le critère de qualité actuellement utilisé dans l'industrie, à savoir le débit massique passant à travers la chambre. Ce mémoire présente le développement et la validation d'une méthode d'inspection par tomographie à rayons X pour l'analyse des trous d'effusion. La méthode développée permet de mesurer l'angle des trous, la variation de sa surface d'entrée et de sortie et le volume de matière retiré lors du perçage au laser. Ces différentes mesures ont été finalement corrélées au débit d'air et donc le taux de refroidissement associé. La méthode d'inspection automatisée a été développée à l'aide du logiciel Dragonfly 3D World (Comet Group, V. 2024.1), qui mesure les paramètres géométriques résultant du processus de perçage au laser. Cette recherche peut présenter un grand intérêt pour les fabricants de chambres de combustion, tels que les concepteurs de moteurs d'avion, dans le cadre du rejet ou de l'acceptation de ces composants.

Dans la première partie de ce travail, une comparaison entre la tomographie à rayons X et l'analyse métallographique conventionnelle a été réalisée afin d'évaluer la précision des mesures d'angles et de diamètres. Les résultats expérimentaux ont permis de quantifier les écarts entre les deux méthodes, établissant des différences autour de 0.55° pour les angles et entre 47 et 72 μm pour les diamètres. La deuxième partie du travail s'est concentrée sur l'étude du mécanisme d'enlèvement de matière en fonction de l'énergie d'impulsion et du côté de perçage (métal vs céramique). L'analyse a démontré que le sens de perçage influence significativement l'expulsion de la matière, modifiant ainsi la géométrie des entrées et des sorties des trous ainsi que le volume des cavités formées avec des différences de plus de 33%. Enfin, la troisième partie a permis de caractériser l'impact des paramètres laser (angle de perçage, position focale et sens de perçage) sur le débit massique de refroidissement. Les essais réalisés sur un banc de test spécialisé ont montré des variations notables. En effet, une différence d'environ 20% du débit entre des perçages à 35° et 20° , une réduction de près de 35 % liée à un décalage focal de 7.6 mm par rapport à 0 mm, ainsi qu'un écart d'environ 25 % entre un perçage côté métallique et côté céramique. De plus, les surfaces d'entrée se sont révélées systématiquement plus larges que les surfaces de sortie, confirmant l'influence de l'angle de perçage sur la morphologie des trous. Cette recherche met en évidence l'efficacité de la tomographie par rayons X comme méthode rapide et fiable pour l'inspection de trous sub-millimétriques, réduisant le temps d'analyse de près de trois heures (méthodes conventionnelles) à moins d'une heure. Ces résultats ouvrent la voie à une optimisation plus approfondie des procédés de perçage laser appliqués aux systèmes de refroidissement avancés.

VIII

Mots clés : Perçage au laser, Tomographie par rayons X (CT), Processus d'inspection, Trous d'effusion, Angle de perçage, Chambre de combustion, Métrologie, Coupes métallographiques, Enlèvement de matière

Development and validation of an X-ray tomography inspection method for the laser drilling process

Phillipe RENAUD

ABSTRACT

For the aerospace industry, X-ray tomography inspection and in-depth analysis of cooling holes would provide a better understanding of the influence of laser drilling parameters on the manufacture of combustion chambers, as well as helping to improve manufacturing techniques. The inspection would also make it possible to establish the link between laser hole geometry and the quality criterion currently used in industry, i.e. the mass flow rate passing through the chamber. This thesis presents the development of an X-ray tomography inspection method for the analysis of effusion holes. The method developed measures the angle of the hole, the entry and exit surface area variation and the volume of material removed during laser drilling. It also makes it possible to correlate the metrics measured by the method with the corresponding cooling rate. This research may be of great interest to combustion chamber manufacturers, such as aircraft engine designers, in the rejection or acceptance of these components. An automated inspection method was developed using Dragonfly 3D World software (Comet Group, V. 2024.1), measuring geometric metrics resulting from the laser drilling process.

In the first part of this work, a comparison between X-ray tomography and conventional metallographic analysis was carried out in order to evaluate the accuracy of angle and diameter measurements. The experimental results confirmed the possibility to quantify the differences between the two methods, establishing differences of around 0.55° for angles and between 47 and $72\text{ }\mu\text{m}$ for diameters. The second part of the work focused on studying the material removal mechanism as a function of pulse energy and the drilling side (metal vs. ceramic). The analysis showed that the direction of drilling significantly influences material expulsion, thereby altering the geometry of the hole entrances and exits as well as the volume of the cavities formed, with differences of more than 33%. Finally, the third part characterized the impact of laser parameters (drilling angle, focal position, and drilling direction) on the cooling mass flow rate. Tests performed on a specialized test bench showed significant variations. In fact, there was a difference of approximately 20% in flow rate between drilling at 35° and 20° , a reduction of nearly 35% linked to a focal shift of 7.6 mm compared to 0 mm, and a difference of approximately 25% between drilling on the metal side and the ceramic side. In addition, the inlet surfaces were consistently larger than the outlet surfaces, confirming the influence of the drilling angle on the morphology of the holes. This research highlights the effectiveness of X-ray tomography as a fast and reliable method for inspecting micro-holes smaller than one millimeter in diameter, reducing analysis time from nearly three hours (conventional methods) to less than one hour. These results pave the way for further optimization of laser drilling processes applied to advance cooling systems.

Keywords: Laser drilling, X-ray Computed Tomography (CT) Inspection process, Effusion holes, Drilling angle, Combustion chamber, Metrology, Metallographic cross-sections, Material removal

TABLE DES MATIÈRES

	Page
INTRODUCTION	1
CHAPITRE 1 REVUE DE LA LITTÉRATURE.....	3
1.1 Turbine à gaz et chambre de combustion	3
1.2 Fabrication des trous d'effusion.....	5
1.2.1 Perçage conventionnel	5
1.2.2 Usinage par électroérosion.....	6
1.2.3 Perçage laser	8
1.2.4 Technologies laser	10
1.2.5 Méthode de perçage	12
1.3 Paramètres laser et leur impact sur la qualité des trous	15
1.3.1 Énergie, durée d'impulsion et fréquence	18
1.3.2 Impact de l'énergie et de la durée d'impulsion.....	19
1.3.3 Nombre d'impulsions.....	21
1.3.4 Position focale.....	22
1.3.5 Angle de perçage.....	28
1.4 Méthodes de caractérisation des trous sub-millimétriques	30
1.4.1 Jauge cylindrique	30
1.4.2 Microscope optique.....	31
1.4.3 Microscopie électronique à balayage (SEM).....	36
1.4.4 Mesure par contact direct.....	39
1.4.5 La tomographie à rayons X.....	44
CHAPITRE 2 PROBLÉMATIQUE ET OBJECTIFS	51
2.1 Problématique	51
2.2 Objectifs.....	51
CHAPITRE 3 MÉTHODOLOGIE EXPÉRIMENTALE.....	53
3.1 Fabrication d'échantillons percés au laser	53
3.2 Fabrication d'échantillons calibrés (usinage conventionnel).....	56
3.3 Caractérisation par tomographie à rayons X.....	57
3.4 Caractérisation par microscopie numérique.....	58
3.5 Mesure du débit massique.....	60
CHAPITRE 4 LASER DRILLING OF EFFUSION HOLES: PROCESS OPTIMIZATION AND QUALITY CONTROL USING INDUSTRIAL MICRO-COMPUTED TOMOGRAPHY	63
4.1 Abstract.....	63
4.2 Introduction.....	64
4.3 Methodology	72
4.3.1 Fabrication and specimen preparation	72

4.3.2	Laser drilling	73
4.3.3	Conventional drilling	76
4.3.4	CT measurements of the laser- and conventionally-drilled holes.....	78
4.3.5	Validation of CT measurements of laser and conventionally-drilled specimens	82
4.3.6	Measurements of air flow	85
4.4	Results and discussion	87
4.4.1	Validation of the CT-based inspection approach.....	87
4.4.2	Conventionally-drilled holes.....	88
4.4.3	Laser-drilled holes	89
4.4.4	Influence of drilling side, drilling energy, and laser pulse on material removal	91
4.4.5	Influence of hole characteristics (angle, inlet and outlet cross-section area) on the air flow	95
4.5	Conclusion	100
4.6	Acknowledgements.....	101
	CONCLUSION.....	103
4.7	Contribution scientifique	104
	RECOMMANDATIONS	107
	LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES	109

LISTE DES TABLEAUX

	Page
Tableau 4.1	Comparison of the inspection methods for sub-millimeter effusion holes71
Tableau 4.2	Laser drilling tests plan76
Tableau 4.3	Conventional drilling cutting parameters.....77
Tableau 4.4	Mean Absolute Deviations of the different CT extraction methods88
Tableau 4.5	Pin gauge measurements of the conventionally-drilled holes.....89

LISTE DES FIGURES

	Page
Figure 1.1	(a) Composants principaux et phase d'un moteur de turbine à gaz de base, adaptée de Primiceri, De Fazio, Strafella, Carlucci, & Visconti (2017) et (b) schématisation d'une chambre de combustion annulaire détaillée4
Figure 1.2	Principe du refroidissement par le principe des trous d'effusion (vue en coupe) et ligne de courant du fluide de refroidissement à travers des trous d'effusion5
Figure 1.3	(a) Principe du procédé d'usinage par électroérosion, adapté de D'Urso, Maccarini, & Ravasio (2014) et (b) effet de contact de l'électrode lors de la coupe8
Figure 1.4	Principe du procédé de perçage laser9
Figure 1.5	Schéma de principe des systèmes de perçage par faisceau laser (a) CO ₂ , (b) Nd: YAG et (c) fibre12
Figure 1.6	Différentes stratégies de perçage laser : (a) impulsion unique, (b) percussion et (c) trépanation14
Figure 1.7	Qualité du trou et le temps de perçage pour les différentes méthodes.....15
Figure 1.8	Diagramme illustrant les différents paramètres affectant la qualité des trous percés par laser.....16
Figure 1.9	Variation de la forme pour des trous percés dans les mêmes conditions...17
Figure 1.10	Géométrie d'un (a) trou cylindrique nominal, (b) trou conique nominal et (c) trou numérisé par tomographie à rayons X tel que percé18
Figure 1.11	Caractéristique d'une impulsion laser Adaptée de Sarfraz (2020)19
Figure 1.12	Influence de la puissance de pointe et longueur d'impulsion sur le diamètre des trous. Tirée de (a) Yeo et al. (1994), (b) Ng & Li (2001) et (c) Kacar et al. (2009)21
Figure 1.13	(a) Influence de l'angle et du nombre d'impulsions sur la longueur de délamination à l'interface BC-TBC et (b) vues en coupe métallographique pour une ou deux impulsions selon les différentes stratégies utilisées22

Figure 1.14	Représentation des positions focales possibles lors du perçage laser (a) zéro, (b) positif au-dessus de la pièce et (c) négatif, dans la pièce23
Figure 1.15	(a) Débit mesuré en fonction de l'énergie laser et du décalage du point focal pour différents rapports de pression et (b) diamètre effectif des trous déduit du débit mesuré.....25
Figure 1.16	Profils du faisceau des trois lentilles à la surface du substrat26
Figure 1.17	(a) Évolution de la profondeur des trous en fonction du nombre d'impulsions obtenues avec différentes distances focales de lentilles et (b) sections transversales par tomographie des trous produits avec les trois lentilles pour 500, 1000, 5000 et 10000 impulsions.....27
Figure 1.18	Représentation graphique de la (a) conicité et de la (b) délamination du trou en fonction de la distance focale (mm) et de la puissance laser (W)28
Figure 1.19	(a) trous à 30°, (b) trous à 90° (c-d) Comparaison de l'efficacité adiabatique pour différents angles d'inclinaison29
Figure 1.20	Exemple d'erreur liée à la mesure par jauge cylindrique31
Figure 1.21	Mesure par microscopie du diamètre moyen d'un trou produit par perçage (90°) à impulsion unique32
Figure 1.22	(a) Image prise par microscopie numérique des deux faces de l'échantillon pour la mesure des dimensions elliptiques et de l'excentricité en fonction de la puissance appliquée, et résultats des diamètres majeur et mineur pour (b) l'entrée et (c) la sortie des trous percés à 45°33
Figure 1.23	(a) Vues en coupe transversale et de dessus des cavités usinées dans un disque d'alumine après 20 impulsions et (b) vue du dessus du perçage avant coupe métallographique34
Figure 1.24	(a) Méthode DODO pour l'analyse des trous et comparaison entre l'image en (b) coupe transversale conventionnelle à gauche et (c) l'image du trou produit par méthode DODO pour des trous forés avec les mêmes paramètres expérimentaux36
Figure 1.25	(a) Micrographies SEM illustrant la morphologie de surface au niveau l'extrémité d'entrée et la mesure des diamètres. (b) Observation de microfissures le long de la paroi latérale des trous et (c) image par coupe transversale du trou et observation de la couche de refonte.....37

Figure 1.26	Images SEM montrant la présence de zone de refonte et de débris à l'entrée du trou.....	38
Figure 1.27	(a) Vue de côté de la sonde capacitive mesurant simultanément le profil de surface et la géométrie du trou. (b) Vue de face de la sonde en contact avec la paroi interne. (c) Comparaison des valeurs de rugosité arithmétique (Ra) obtenues par le système capacitif et par un profilomètre à stylet.....	40
Figure 1.28	(a) Configuration expérimentale pour la mesure des microtrous d'injecteurs, (b) vue agrandie sur la sonde, (c) résultats des diamètres mesurés sur 12 sections de trois microtrous et (d) Circularité de 12 sections de mesure dans trois microtrous.....	42
Figure 1.29	(a) Montage expérimental du système de mesure par sonde rotative, (b) exemple de points mesurés pour le trou de 0.5 mm et (c) évolution des diamètres en fonction de la profondeur des microtrous	43
Figure 1.30	Images issues de tomographie à rayons X d'un échantillon percé par laser, montrant des fissures et des zones de refonte	45
Figure 1.31	Coupes transversales d'un injecteur Spray C037 obtenues par (a) tomographe commercial et (b) par tomographie synchrotrique du Argonne National Laboratory (droite) et (c) profils de diamètre des orifices de l'injecteur Spray D 209134 comparés aux mesures obtenues par tomographie commerciale.....	47
Figure 1.32	(a) Numérisation μ CT des échantillons percés au laser vu isométrique, (b) Vue en coupe et (c) volume de matière retiré en fonction de la profondeur et de l'énergie appliquée	48
Figure 3.1	Méthodologie globale du projet.....	53
Figure 3.2	(a) Machine pour le perçage laser, tiré de dmgmori.com (b) Exemple d'un échantillon percé au laser contenant 60 trous avec revêtement céramique et (c) échantillon percé laser séparé par groupe en fonction du nombre d'impulsions variant de 1 à 5.....	56
Figure 3.3	(a) Centre d'usinage vertical High-Speed, tirée de dmgmori.com (b) Échantillon produit par perçage conventionnel.....	57
Figure 3.4	(a) Machine de tomographie à rayons X Comet Xylon FF35, tiré de www.yxlon.comet.tech et (b) Vue intérieure de la machine et du support pour la numérisation d'un échantillon	58

Figure 3.5	Microscope optique numérique Keyence VHX-5000	59
Figure 3.6	Échantillon métallographique	60
Figure 3.7	Vu global (a) du banc d'essai de débit d'air 644-CCDI, tirée de airflowmachines.com et (b) schéma de fonctionnement du débitmètre	61
Figure 4.1	Schematic representation of (a) a gas turbine combustion chamber, and (b) the effusion cooling method	65
Figure 4.2	Overall fabrication and characterization method.....	73
Figure 4.3	(a) Schematic representation of the energy pattern used during laser drilling of one hole (e.g., using a typical 5 laser pulse percussion drilling), (b) top view of the metal + TBC specimens showing 60 laser-drilled holes; specimen also used for validation purposes, (c) Variable drilling pulses, five zones with 12 holes each, drilled with 1-5 pulses, showing exit side.....	75
Figure 4.4	Top view of the 7 holes produced by conventional drilling	78
Figure 4.5	(a) CT scan setup, and (b) working principle of a CT (FF35 YXLON)	79
Figure 4.6	Methodology defining the real hole cutting plane used in CT during the characterization phase of laser-drilled holes.....	81
Figure 4.7	Schematic representation of the (a) cross-section of one effusion laser-drilled hole showing its dimensional attributes, (b) ideal and misaligned cutting planes, and (c) impact of cutting plane misalignment on hole diameter (top view representing four).....	84
Figure 4.8	Schematic representation of the air flow test bench	86
Figure 4.9	Measurement of the Ferret diameter on (a-b) the conventionally-drilled holes, and (c-d) measurement of the diameter and angle of the laser-drilled holes.....	87
Figure 4.10	Validation of the CT scan measurements: (a-b) conventionally-drilled hole diameters, (c-d) laser-drilled hole diameters, (e-f) laser-drilled angles, and (g) calculation of the mean absolute deviation performance metrics (MAD).....	91
Figure 4.11	CT Cross-sectional view of specimens laser-drilled with different energies and laser pulses from the (a) metallic side, and (b) ceramic side	93

Figure 4.12	Evolution of the (a) volume of the material removed, and (b) removal rate as a function of the cumulative laser energy (dashed lines highlight a significant decrease in removal rate in fully opened holes).....	94
Figure 4.13	(a) Comparison between programmed angle vs. measured hole angles from CT inspection, (b) hole angle; (c) number of holes per samples, (e) focal point position, and (f) drilling side on the cooling mass flow, surface area, and material volume	98
Figure 4.14	Correlation factor of the surface area (entry-exit) and total volume of holes as a function of the air mass flow	99

LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES

P&WC	Pratt & Whitney Canada
TBC	Revêtement barrière thermique (<i>Thermal Barrier Coating</i>)
YSZ	Zircone stabilisée à l'yttrium (<i>Yttria-stabilized zirconia</i>)
EDM	Usinage par électroérosion (<i>Electrical Discharge Machining</i>)
SEM	Microscope électronique à balayage (<i>Scanning Electron Microscope</i>)
CMM	Machine à mesurer tridimensionnelle (<i>Coordinate Measuring Machine</i>)
CFD	Dynamique des fluides computationnelle (<i>Computational Fluid Dynamics</i>)
CT	Tomographie à rayons X assistée par ordinateur (<i>X-ray Computed Tomography</i>)
BC	Couche d'adhérence (<i>Bond Coat</i>)
LBM	Usinage par faisceau laser (<i>Laser Beam Machining</i>)
ROI	Région d'intérêt (<i>Region of Interest</i>)
HAZ	Région affectée thermiquement (<i>Heat Affected Zone</i>)
MRR	Taux d'enlèvement de matière (<i>Material Removal Rate</i>)
NOP	Nombre d'impulsions (<i>Number of Pulses</i>)

LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

E	Énergie (J)
D_{outlet}	Diamètre de sortie (μm)
D_{inlet}	Diamètre d'entrée (μm)
h	Plan de décalage (μm)
θ	Angle de perçage ($^{\circ}$)
$D_{microscope}$	Diamètre mesuré avec microscope numérique (μm)
D_{CT}	Diamètre mesuré avec CT (μm)
N	Nombre d'échantillons (jauges, trous, angles)
$\dot{m}$	Débit massique (g/s)
K	Facteur de correction du débit (adimensionnel)
P_1	Pression en amont de la buse sonique (psi)
P_2	Pression en aval de la buse sonique (psi)
P_b	Pression atmosphérique (psi)
T_1	Température en amont de la buse sonique ($^{\circ}\text{R}$)
D_f	Diamètre de Feret (μm)

INTRODUCTION

Le perçage laser est largement utilisé pour la fabrication des trous d'effusion dans les chambres à combustion des turbines à gaz. Ce procédé permet de produire des microtrous à angle d'incidence faible avec une grande précision, répondant aux exigences élevées de performance et de durabilité des composants aéronautiques. Grâce à sa rapidité d'exécution et à sa capacité à percer des matériaux résistants à haute température, y compris ceux munis d'un revêtement thermique en céramique, le perçage laser s'impose comme une technologie de choix pour la réalisation de systèmes de refroidissement par effusion.

La maîtrise du procédé demeure toutefois un défi en raison du grand nombre de paramètres influençant la qualité des trous. Des facteurs tels que la puissance du faisceau, la durée et la fréquence des impulsions ou la focalisation du laser affectent directement les caractéristiques dimensionnelles, métallurgiques et géométriques. Une variation de ces paramètres peut entraîner des défauts tels que des bavures, des zones de refonte, de la délamination du revêtement ainsi que des géométries coniques, compromettant ainsi les performances thermiques du moteur.

Afin d'assurer la conformité et la performance des trous d'effusion, diverses méthodes d'inspection ont été développées. Les approches traditionnelles, comme la microscopie optique et les analyses métallographiques, permettent d'obtenir certaines informations, mais présentent des limites en termes de rapidité et de représentativité. Les méthodes sans contact, telles que la mesure optique 3D ou la tomographie par rayons X, offrent quant à elles une évaluation plus complète et non destructive de la géométrie interne et externe des trous. Parmi ces approches, la tomographie à rayons X se distingue par sa capacité à reconstruire le volume interne des pièces avec une grande précision. Elle permet de visualiser la structure interne et d'extraire des paramètres géométriques essentiels à la caractérisation.

Ce travail vise à démontrer le potentiel de la tomographie par rayons X pour l'inspection et la caractérisation des trous d'effusion fabriqués par perçage laser. L'objectif est d'évaluer la

faisabilité de mesurer l'angle de perçage, la surface d'entrée, la surface de sortie et le volume des trous à partir de données tomographiques.

Le premier chapitre présente une revue de la littérature portant sur les trous d'effusion, en mettant l'accent sur le perçage laser, l'influence de ses paramètres et les différentes méthodes d'inspection utilisées. Le deuxième chapitre expose la problématique et l'objectif spécifique du projet. Le troisième chapitre décrit la méthodologie, complémentaire à celle présentée dans l'article scientifique du quatrième chapitre, lequel présente et analyse les résultats obtenus.

CHAPITRE 1

REVUE DE LA LITTÉRATURE

Ce premier chapitre présente une revue de la littérature sur le procédé de perçage au laser, avec une attention particulière portée à l'influence des paramètres et des méthodes d'inspection des trous percés à l'aide de ce procédé de fabrication.

1.1 Turbine à gaz et chambre de combustion

Dans le contexte actuel d'amélioration de l'efficacité thermique des turbines à gaz, le contrôle des températures des chambres de combustion représente un défi technologique majeur pour les fabricants. En effet, pour extraire l'énergie d'une turbine à gaz illustrée à la Figure 1.1a, l'air entrant est comprimé (admission et compression), puis chauffé dans la section de la chambre de combustion avant d'en ressortir à température et pression élevées vers la turbine (combustion), créant la force motrice qui peut ensuite être utilisée pour faire tourner un arbre ou créer une poussée (Mattingly, 2005) avant que les gaz soient alors expulsés par l'arrière du moteur (échappement). Ces composants impliqués dans la génération d'énergie comme la chambre de combustion, la turbine, les pales et les aubes subissent les contraintes et températures les plus élevées du moteur. L'augmentation des températures de fonctionnement des turbines à gaz exige des systèmes de refroidissement innovants, puisque le fait d'opérer à des températures au-delà des points de fusion des superalliages métalliques peut engendrer des dégradations importantes sur les composants de la chambre de combustion comme des fissurations locales (Caroline Guinard, 2018) et une réduction globale de la résistance du matériau (Kim, Yun, Jeon, Lee, & Cho, 2010). Les composants de la chambre de combustion présentés à la Figure 1.1b comprennent le boîtier extérieur, le tube de flamme, les trous de dilution, les trous d'effusions et les aubes directrices en sortie.

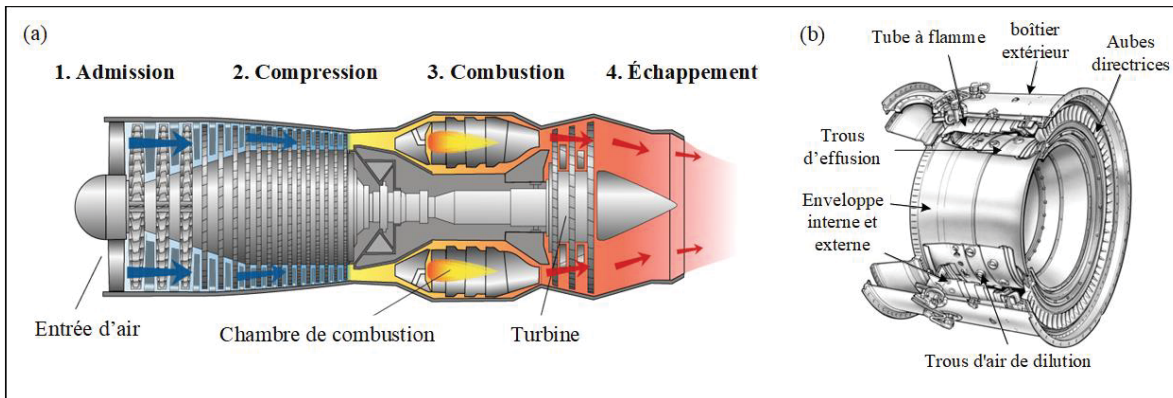


Figure 1.1 (a) Composants principaux et phase d'un moteur de turbine à gaz de base, adaptée de Primiceri, De Fazio, Strafella, Carlucci, & Visconti (2017) et (b) schématisation d'une chambre de combustion annulaire détaillée
Adaptée de Soares (2015)

Pour assurer une durée de vie adéquate de ces composants dans ces environnements particulièrement hostiles, il est donc impératif d'avoir un système efficace et continu de refroidissement. La méthode la plus utilisée pour le refroidissement des composants critiques comme la chambre de combustion d'un moteur d'avion est le refroidissement par effusion (Krewinkel, 2013). Ce type de refroidissement s'effectue grâce à des milliers de petits trous percés en rangée dans la paroi de la chambre de combustion pour permettre une entrée d'air du côté froid vers le côté chaud (Kumar, Qayoum, Saleem, & Qayoum, 2020a). Cette méthode de refroidissement permet de créer une couche protectrice d'air plus froid sous la forme d'un film, qui protège le revêtement thermique (TBC) de la chaleur intense de la combustion, empêchant ainsi la surchauffe et la dégradation des composants de la chambre de combustion.

Tel que schématisé à la Figure 1.2, l'air pénètre par l'avant du moteur et circule le long de l'enveloppe externe de la chambre de combustion, équipée de milliers de microtrous de refroidissement. Ces orifices, d'un diamètre inférieur à 1 mm, permettent à l'air froid de s'infiltrer dans la chambre de combustion et ce mécanisme protège ainsi les parois internes de la chambre de combustion. L'angle incident des trous permet à l'écoulement du fluide de refroidissement d'entrer dans la chambre de combustion de manière quasi parallèle avec la paroi créant ainsi une région de séparation (film) entre la paroi de la chambre et la zone de

combustion. L'écoulement permet alors de réduire l'impact des effets thermiques sur les parois internes de la pièce (Kodzwa & Eaton, 2013).

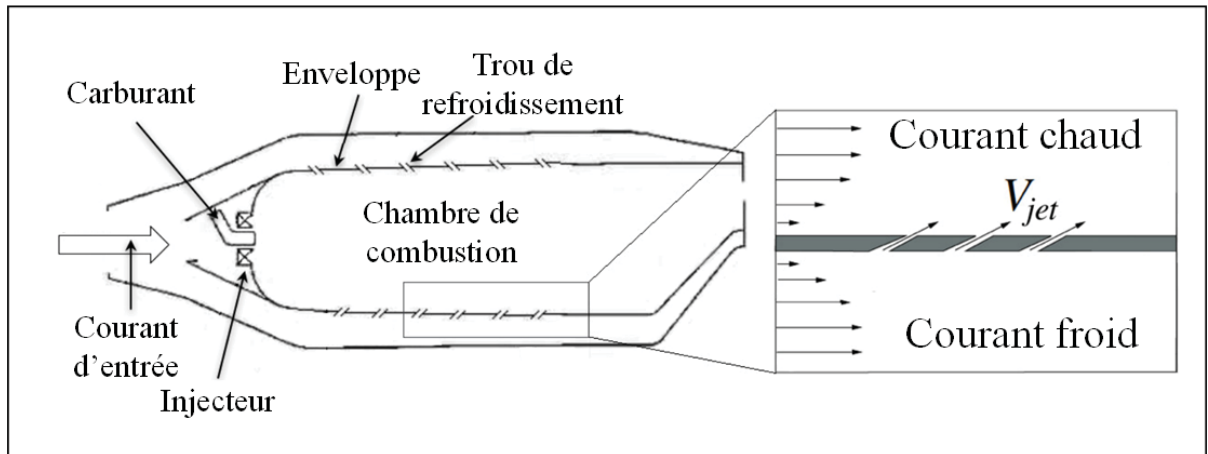


Figure 1.2 Principe du refroidissement par le principe des trous d'effusion (vue en coupe) et ligne de courant du fluide de refroidissement à travers des trous d'effusion
Adapté de Bizzari et al. (2018)

1.2 Fabrication des trous d'effusion

Peu de procédés permettent de fabriquer des trous d'effusion de manière efficace sans affecter les propriétés géométriques et métallurgiques des trous. Les sections suivantes présentent les trois principales méthodes pour la production des trous de refroidissement à savoir le perçage conventionnel, le perçage par électroérosion et le perçage laser. En ce sens, plusieurs auteurs (Biscaia, Dzulinski, De Melo, & Braghini Junior, 2021 ; Imran, Mativenga, Gholinia, & Withers, 2015 ; Jain, Doloi, Rao, & Misra, 2023) ont étudié et comparé les résultats de la qualité des trous obtenus par ces trois techniques de micro-perçage.

1.2.1 Perçage conventionnel

L'usinage conventionnel de microtrous est limité par la difficulté à réaliser des perçages inclinés de petit diamètre qui sont indispensables pour accroître l'efficacité du refroidissement. De plus, bien que le perçage conventionnel demeure une méthode de fabrication largement

utilisée en raison de sa simplicité et de sa rentabilité, il présente plusieurs limites lorsqu'il est appliqué à la production de trous d'effusion. L'un des principaux défis de cette méthode conventionnelle est l'usure des outils, en particulier lors de l'usinage de matériaux durs tels que les superalliages à base de nickel (Hasan, Zhao, & Jiang, 2017). Ces matériaux sont souvent choisis pour leur résistance aux hautes températures, mais ils réduisent considérablement la durée de vie de l'outil et compromettent la qualité des trous lors du perçage mécanique. De plus, le perçage conventionnel est difficilement convenable pour fabriquer des microtrous, et est donc limité à des diamètres supérieurs à 0.5 mm, ce qui est généralement trop gros pour les aubes de turbine et les chambres de combustion modernes. Plusieurs travaux menés avant les années 2000 témoignent de l'intérêt croissant porté au micro-perçage. Dès 1980, des chercheurs ont exploré en profondeur les paramètres influençant ce procédé, notamment la forme de l'outil, la vitesse d'avance, la vitesse de coupe, la structure de la pièce, la formation des copeaux et les forces de coupe (Sugawara, 1980). L'année suivante, d'autres chercheurs ont démontré la faisabilité du micro-perçage profond à très haute vitesse, jusqu'à 180 000 RPM, en soulignant l'importance du contrôle de l'avance, du fluide de coupe et de la géométrie de l'outil pour éviter la rupture des forets et limiter l'usure (Iwata, Moriwaki, & Hoshi, 1981). Une autre limite est la difficulté d'obtenir des trous à rapport d'aspect élevé (aspect ratio), c'est-à-dire des trous profonds de petit diamètre, sans déviation ni rupture du foret (Kudla, 2006). Cela limite la flexibilité de conception et l'optimisation des performances des composants reposant sur des modèles de refroidissement complexes. C'est pourquoi des procédés non-conventionnels comme l'usinage par électroérosion (EDM) et le perçage laser sont des procédés de fabrication mieux adaptés pour la fabrication de ce type de trous.

1.2.2 Usinage par électroérosion

Le procédé d'usinage par électroérosion (EDM) est fréquemment utilisé pour la fabrication de trous de refroidissement sur les aubes de turbines. Ce procédé permet de réaliser des perçages précis par une succession de décharges électriques entre une électrode et la pièce. Ce procédé repose sur plusieurs composants essentiels illustrés à la Figure 1.3a. Le microgénérateur fournit et contrôle les impulsions électriques nécessaires à la formation des décharges. L'électrode,

qui peut prendre la forme d'un fil ou d'un tube, transmet ces impulsions vers la pièce et définit la zone d'usinage. Le contrôleur gère les mouvements de l'électrode et ajuste les paramètres du procédé afin d'assurer la stabilité et la répétabilité de l'opération. Le système de distribution continue du fil garantit un déroulement régulier et le remplacement constant du fil-électrode, maintenant ainsi une surface propre et conductrice indispensable au bon déroulement de l'usinage. La pièce, qui doit être électriquement conductrice, est progressivement érodée par les décharges successives. Le fil joue le rôle d'électrode consommable et s'use au fur et à mesure du procédé. Enfin, le milieu diélectrique, souvent de l'eau déionisée, assure plusieurs fonctions dont l'isolation électrique de l'électrode et la pièce, le contrôle et la formation des étincelles, le refroidissement de la zone d'usinage et l'évacuation des débris métalliques.

Au niveau des effets physiques présents lors de l'enlèvement de matière illustré par la Figure 1.3b, la tension appliquée atteint un seuil critique et déclenche une étincelle qui provoque une fusion locale suivie d'une vaporisation partielle du matériau. La matière fondue est en partie éjectée sous forme de débris, tandis qu'une fraction se resolidifie sur la surface usinée, formant une couche de refonte caractéristique du procédé EDM. La répétition de ces micro-décharges successives génère une cavité correspondant à la forme et à la trajectoire de l'électrode, permettant ainsi la réalisation de trous de géométrie complexe. Le mouvement d'alimentation asservi du fil-électrode, contrôlé par le système CNC, assure une progression régulière et précise de l'usinage, tout en compensant l'usure du fil. Ce mécanisme garantit la stabilité du processus et la qualité dimensionnelle des perçages obtenus. Ce processus répété permet de produire des trous de formes complexes avec de bons finis de surface ($\sim 2 \mu\text{m}$) et de très petite taille (0.3 mm) (Yeo, Tam, Jana, & Lau, 1994) (Manikandan, Arun, Kuriachen, & Mathew, 2023 ; Vidya, Wattal, & Rao, 2022 ; A. Zhang et al., 2024).

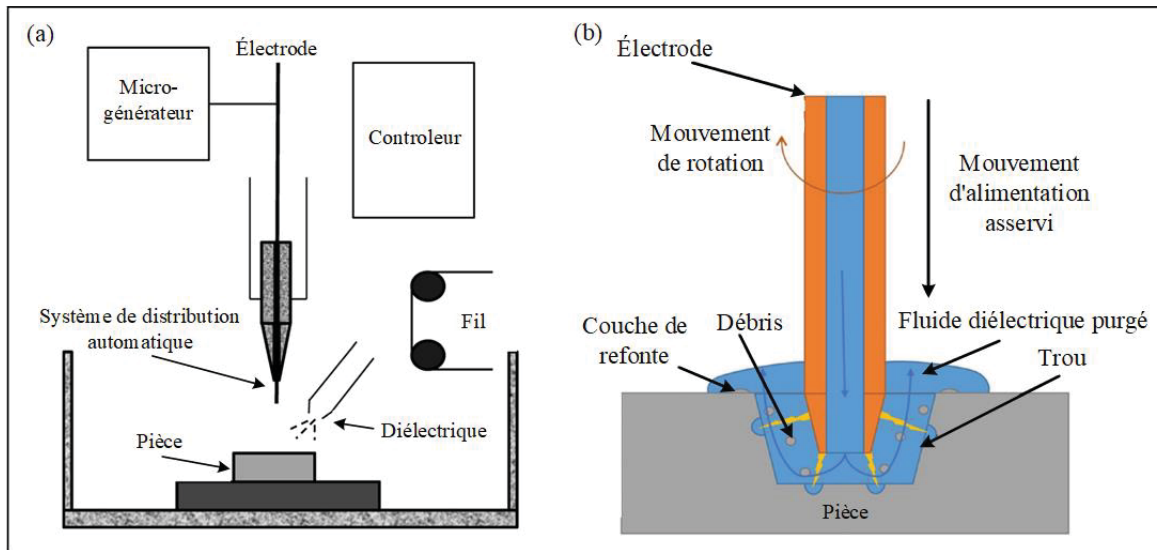


Figure 1.3 (a) Principe du procédé d'usinage par électroérosion, adapté de D'Urso, Maccarini, & Ravasio (2014) et (b) effet de contact de l'électrode lors de la coupe
Adaptées de Sahoo & Mishra (2024)

Cependant, la vitesse de perçage par EDM est faible comparée aux vitesses des autres procédés et il est limité aux matériaux conducteurs seulement, donc il devient difficile, voire impossible, de fabriquer les trous lorsque le composant est recouvert d'un revêtement thermique (TBC) comme pour les chambres à combustion. Un autre désavantage lié à l'usinage EDM est que la qualité des trous de refroidissement peut être altérée par la formation de couches refondues et de microfissures lors d'un usinage par décharge électrique (Xi, Chu, Li, & Zhao, 2025). Ces défauts, liés aux zones thermiquement affectées, peuvent favoriser la propagation de fissures dans la matrice du matériau, compromettant sa résistance et accélérant sa défaillance.

1.2.3 Perçage laser

Étant en lien direct avec le sujet de ce mémoire, cette section dresse l'état de l'art détaillé du procédé de perçage laser, de ses avantages et de ses limitations. Le perçage laser est une technique largement utilisée dans diverses industries, y compris l'automobile et l'électronique, en raison de sa précision, de sa grande efficacité et de sa capacité de perçage avec une vaste gamme de matériaux (C. Wang, Wang, Qian, & Di, 2020). Le procédé de perçage laser est le

plus utilisé en industrie aéronautique puisqu'il permet un taux d'enlèvement de matière supérieur à celui du procédé d'électroérosion. De plus, cette méthode est applicable sur tous les matériaux (métalliques et céramiques) et n'utilise pas de contact direct avec la surface du matériau, ce qui élimine le facteur d'usure ou de rupture des outils (Sarfraz, 2019) et (Dutta Majumdar & Manna, 2011). Cependant, le procédé de perçage laser peut produire des irrégularités dans la forme des trous, ce qui affecte directement les principales métriques liées à la conception des chambres de combustion. Ces métriques de refroidissement sont le débit massique de refroidissement et l'efficacité thermique liée au refroidissement par effusion.

La Figure 1.4 illustre le principe d'enlèvement de matière lors du procédé de perçage laser. Celui-ci repose sur la focalisation d'un faisceau laser de haute puissance à la surface du matériau. L'impact du faisceau provoque localement la fusion et la vaporisation de la matière, entraînant son éjection et la formation progressive d'une cavité. Un gaz d'assistance, injecté de façon coaxiale au faisceau laser, est utilisé afin de protéger les lentilles situées à l'intérieur de la buse laser et évacuer les débris.

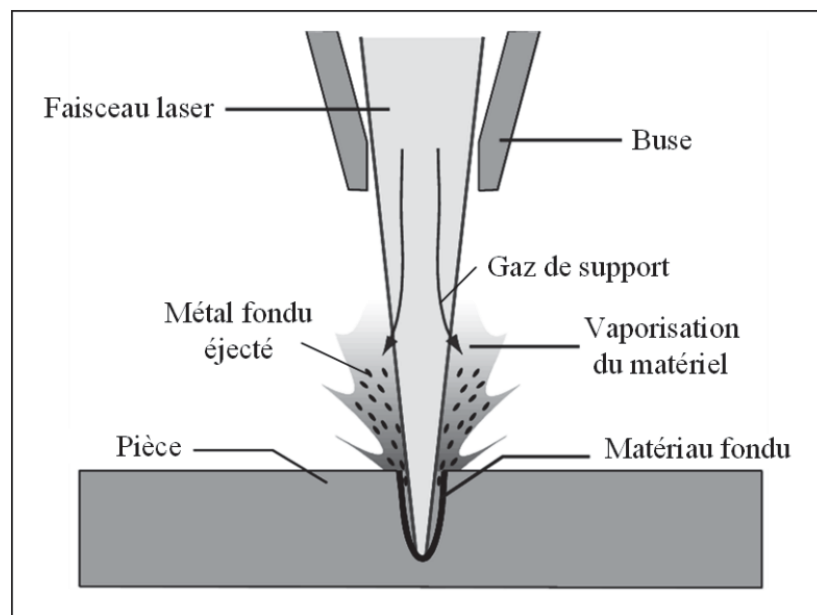


Figure 1.4 Principe du procédé de perçage laser
Adaptée de Marimuthu, Antar, & Dunleavey (2019)

Le procédé peut être catégorisé en différents types de stratégie de perçage selon l'application et les caractéristiques souhaitées du trou (Alzaydi, 2018). Le perçage de trous au laser utilise

un processus d'enlèvement de matière qui implique une interaction complexe entre le transfert de chaleur, l'écoulement des fluides et le changement de phase du matériau. Ce procédé contient plusieurs paramètres, ce qui augmente de manière importante la variation des résultats du procédé. Le problème majeur de ce procédé est qu'il est souvent difficile de répéter géométriquement les trous pour des paramètres machine identiques (Sarfraz, 2019).

En complément, il convient également de mentionner le forage électrochimique (ECD), une technique prometteuse pour la fabrication de trous profonds dans des matériaux difficiles à usiner comme les superalliages. Ce procédé utilise une électrode tubulaire agissant comme cathode, permettant l'élimination du matériau anodique par des réactions électrochimiques contrôlées au sein d'une cellule d'électrolyse. L'ECD présente plusieurs avantages notables, notamment l'absence de contraintes résiduelles, l'absence d'usure d'outil et l'obtention d'une très bonne qualité de surface, indépendamment des propriétés mécaniques ou thermiques du matériau (Liu et al., 2025), mais il demeure un procédé très lent et coûteux. Ces avantages ont suscité un intérêt croissant pour ce procédé, particulièrement adapté à la réalisation de microtrous profonds où les méthodes conventionnelles ou thermiques montrent leurs limites.

1.2.4 Technologies laser

Cette section présente les trois principaux types de lasers couramment utilisés dans l'industrie: les lasers à CO₂, les lasers Nd: YAG, et les lasers à fibre. Chacun de ces types de laser possède des caractéristiques uniques qui les rendent adaptés à des applications spécifiques.

Les lasers au dioxyde de carbone (CO₂) comptent parmi les plus anciens types de lasers développés. Comme schématisé à la Figure 1.5a, il s'agit de lasers à gaz dont le faisceau lumineux est généré par l'excitation électrique d'un mélange gazeux composé principalement de dioxyde de carbone et d'azote. Le rayonnement est amplifié à l'intérieur d'un tube optique muni de deux miroirs. Le miroir arrière totalement réfléchissant favorise l'accumulation des photons dans le milieu actif et le miroir de sortie partiellement réfléchissant permet l'extraction du faisceau laser. Très répandus, ces lasers sont particulièrement adaptés au traitement des

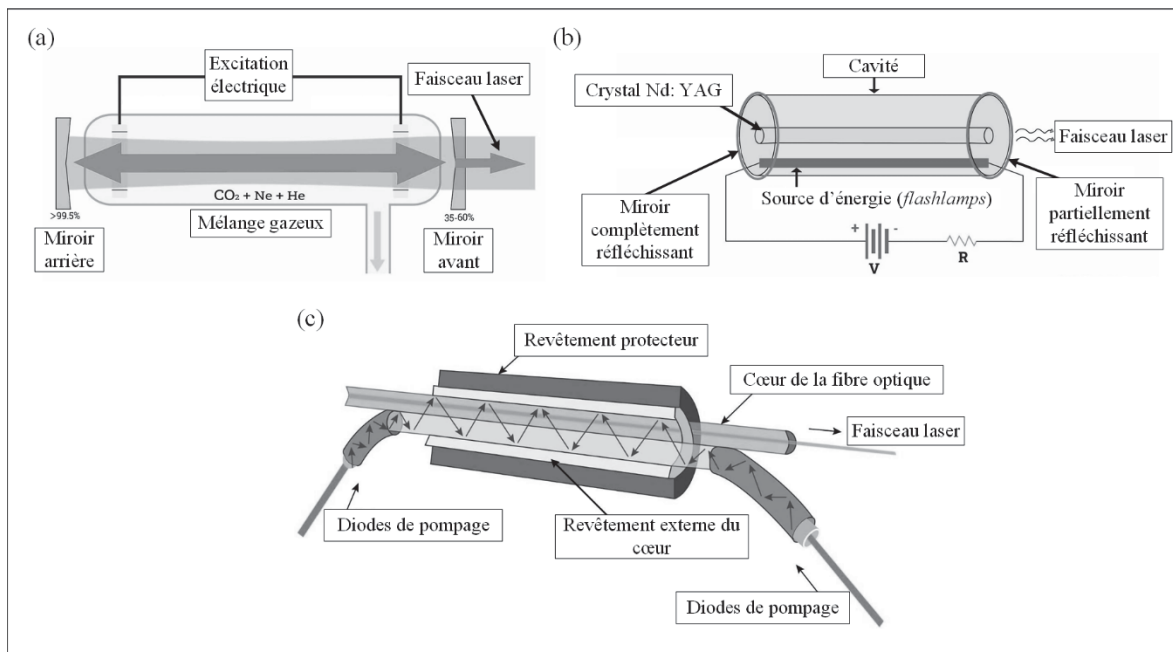
matériaux métalliques, non-métallique ainsi qu'à la majorité des plastiques (Sarfraz, 2019). Les principales applications industrielles incluent la découpe, le soudage et la gravure. En dehors du secteur manufacturier, ils trouvent également des usages en chirurgie, notamment pour l'ablation de tissus vivants ainsi que dans le domaine militaire, par exemple pour la télémétrie. Cependant, en raison de leur longueur d'onde relativement élevée et de leur large plage d'énergie, ces lasers génèrent une zone affectée thermiquement plus importante dans les matériaux métalliques comparativement à d'autres technologies (Nigade, Nemade, Argiddi, Anjarlekar, & Kharche, 2024).

Les lasers à base de cristal d'yttrium-aluminium garnet, dopé au néodyme (Nd: YAG) sont des lasers dont le faisceau lumineux est produit grâce au pompage par source d'énergie comme des lampes flash ou par des rangées de diodes (Laserax, 2016). Le principe, schématisé à la Figure 1.5b, repose sur l'excitation d'un cristal de Nd: YAG, qui émet un rayonnement ensuite amplifié et dirigé à travers un miroir partiellement réfléchissant. Le faisceau est ensuite focalisé sur la pièce à l'aide de lentilles. Ces systèmes nécessitent généralement une unité de refroidissement afin de dissiper la chaleur produite par les sources d'énergie. Ce type de laser présentent toutefois des pertes électriques plus élevées et une efficacité moindre que les lasers à fibre (décrite plus bas). Leur faisceau est également de qualité inférieure, et leur fonctionnement requiert une maintenance régulière, incluant notamment le nettoyage et le remplacement du cristal et des lampes flash. Malgré ces limitations, leur coût d'acquisition plus faible et leurs performances jugées suffisantes ont favorisé leur adoption dans l'usinage des matériaux ferreux, non ferreux, composites et céramiques (Gautam & Pandey, 2018a). Cependant, ces lasers tendent à être progressivement remplacés dans les applications de perçage des trous d'effusion.

La technologie laser à fibre repose sur l'utilisation de diodes laser qui injectent de la lumière dans une fibre optique dopée aux terres rares, laquelle amplifie le rayonnement pour produire un faisceau de haute intensité (Weman, 2012). Comme schématisé à la Figure 1.5c, le cœur de la fibre, généralement en silice dopée à l'ytterbium, est entouré d'une gaine dont l'indice de réfraction inférieur permet de confiner la lumière par réflexion interne totale. Après

amplification, le faisceau est collimaté afin de transformer son trajet divergent en un faisceau parallèle.

Les lasers à fibre présentent plusieurs avantages, notamment une maintenance réduite par rapport aux lasers Nd: YAG (Sarfraz, 2020). Par ailleurs, ils permettent généralement un meilleur contrôle de l'intégrité du revêtement thermique, notamment en limitant la fissuration lors du perçage. Leur principal inconvénient demeure toutefois leur coût d'acquisition élevé, bien que celui-ci tende à diminuer avec la maturité croissante de la technologie. En somme, les lasers fibre sont considérés supérieurs en termes de qualité du faisceau, ce qui les rendent désormais plus performants pour les applications de perçage et de micro-usinage (Weber et al., 2011).



1.2.5 Méthode de perçage

Sans égard à la technologie laser utilisée (CO_2 , Nd: YAG ou fibre), le perçage laser peut être réalisé à l'aide de différentes méthodes, et ce, en fonction de différents critères de fabrication,

soit le diamètre du trou, la profondeur du trou, le niveau de qualité requise et le temps de perçage (Adelmann & Hellmann, 2015). Les différentes stratégies de perçage sont le perçage laser à tir unique (*Single-shot*), le perçage à percussion (*Percussion*) et le perçage par trépanation (*Trepanning*).

Pour la première technique, il s'agit d'utiliser une seule impulsion à haute énergie pour créer un trou à travers l'épaisseur complète du matériau comme schématisé à la Figure 1.6a. L'épaisseur maximale du matériau qui peut être percé est limitée par l'énergie d'impulsion laser (Sarfraz et al., 2021). Cette méthode permet de réaliser un grand nombre de trous en un temps relativement court, qui dépend de la fréquence du laser et de la vitesse du système de déplacement. Le perçage à tir unique est un meilleur choix lorsque la productivité est préférable à la qualité.

La méthode de percussion consiste en une série de plusieurs impulsions tirées sur une zone spécifique de la pièce. Illustré à la Figure 1.6b, chaque pulse successif contribue à la création du trou par vaporisation de la matière. En revanche, cette technique est plus lente comparativement au simple tir et requiert plus d'énergie pour effectuer le perçage complet (Sarfraz et al., 2021). Le nombre d'impulsions (NOP) est un paramètre spécifique à cette technique de perçage. Le perçage à percussion est un meilleur choix lorsque la qualité est préférable à la productivité.

La technique de trépanation présentée à la Figure 1.6c se résume à percer un trou au centre de la forme et ensuite de découper la périphérie de la forme désirée avec un mouvement de rotation. Le système de contrôle de la machine permet de s'assurer de respecter la dimension désirée. L'avantage de cette méthode est qu'elle permet d'obtenir des trous possédant de faibles erreurs de circularité et de cylindricité, mais elle prend environ dix fois plus de temps que le perçage par percussion (Nath, 2014) et (Alzaydi, 2018). Puisque l'apport de chaleur est supérieur avec la méthode de trépanation, la présence de délamination du revêtement thermique (TBC) est significativement plus élevée avec cette méthode qu'avec celle de la percussion (Marimuthu et al., 2019). Le perçage par trépanation est un meilleur choix lorsque la qualité est un paramètre critique mais, au détriment des temps de cycle.

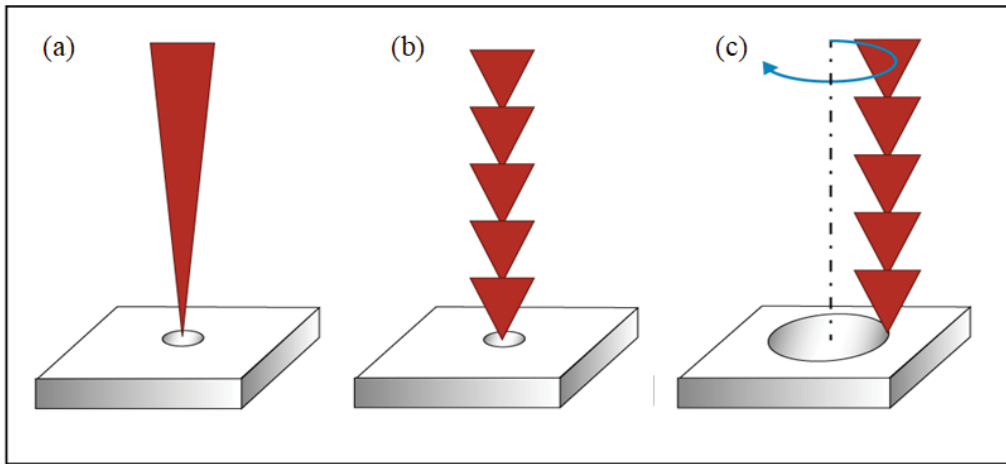


Figure 1.6 Différentes stratégies de perçage laser : (a) impulsion unique, (b) percussion et (c) trépanation
Adaptée de Dausinger, Hügel, & Konov (2003)

En termes comparatifs illustrés à la Figure 1.7, le perçage à tir unique se distingue par sa rapidité d'exécution, mais la qualité géométrique des trous obtenus demeure limitée, avec une conicité marquée et une faible circularité comparativement aux autres méthodes. Le perçage par percussion représente une approche intermédiaire. Plus lent, il permet d'obtenir des perçages plus réguliers et plus profonds, avec un meilleur contrôle dimensionnel. Enfin, la trépanation constitue la méthode la plus performante en matière de qualité, produisant des trous de grande circularité et de faible conicité, mais au désavantage d'un temps de cycle plus élevé. Ainsi, l'évaluation des procédés met en évidence un compromis entre productivité et qualité du perçage.

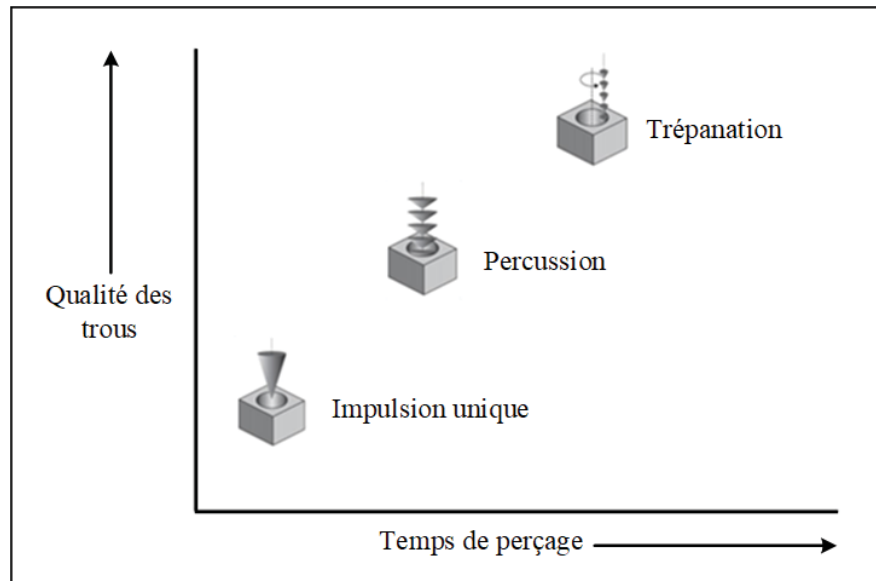


Figure 1.7 Qualité du trou et le temps de perçage pour les différentes méthodes

Adaptée de Sarfraz, Shehab, Salonitis, & Suder (2019)

1.3 Paramètres laser et leur impact sur la qualité des trous

Le procédé de perçage laser est gouverné par un ensemble de paramètres qui influencent directement la qualité des trous obtenus, tant sur le plan dimensionnel, géométrique que métallurgique. Cette qualité revêt une importance particulière dans le domaine aéronautique, où les trous d'effusion assurent le refroidissement des parois de composants soumis à des contraintes thermiques élevées (Kumar, Qayoum, Saleem, & Qayoum, 2020b). En effet, Yeo et al. (1994) ont proposé une cartographie de ces paramètres influençant la qualité des trous laser sous la forme d'un diagramme en arête de poisson. Illustré à la Figure 1.8, on y retrouve cinq classes de paramètres qui affectent la qualité générale des trous, soit le matériau à percer, les caractéristiques du faisceau laser, la position focale, le gaz d'assistance utilisé ainsi que l'environnement.

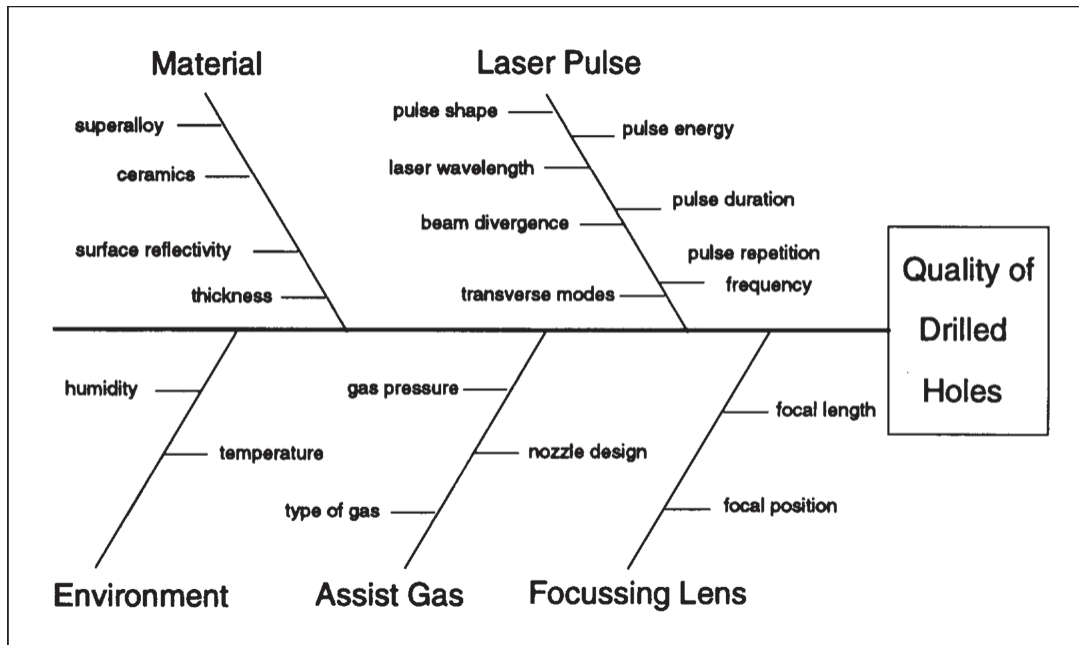


Figure 1.8 Diagramme illustrant les différents paramètres affectant la qualité des trous percés par laser
Adaptée de Yeo et al. (1994)

Parmi les paramètres opérationnels les plus déterminants, on retrouve l'énergie et la durée des impulsions, la distance focale, le nombre d'impulsions ainsi que l'angle de perçage. Ces facteurs conditionnent les propriétés dimensionnelles, telles que le diamètre, la profondeur et l'angle du trou, mais également les propriétés géométriques, incluant la circularité et la cylindricité. Sur le plan métallurgique, ils influencent la zone affectée thermiquement (HAZ), l'épaisseur de la couche refondue, la présence de projections de matière et l'occurrence de microfissures (Majid Ghoreishi & Nakhjavani, 2008a) et (Gautam & Pandey, 2018b). En complément, certaines métriques liées au procédé, comme le taux d'enlèvement de matière (MRR) et l'énergie spécifique consommée, sont également utilisées pour évaluer la performance du perçage (Sarfraz et al., 2019).

Par ailleurs, les trous obtenus par perçage diffèrent sensiblement des formes nominales. Même lorsque les paramètres et conditions de perçage sont strictement identiques, on observe une variabilité naturelle dans la forme des trous produits. Cette réalité a été mise en évidence par Ng et Li (2001) qui ont montré des variations de géométrie observées entre plusieurs trous

dans les mêmes conditions. La Figure 1.9 démontre visuellement cette variation par une vue de dessus de trois trous percés à 90° avec les mêmes paramètres laser. On observe clairement que la forme des trous possède une certaine variation aléatoire.

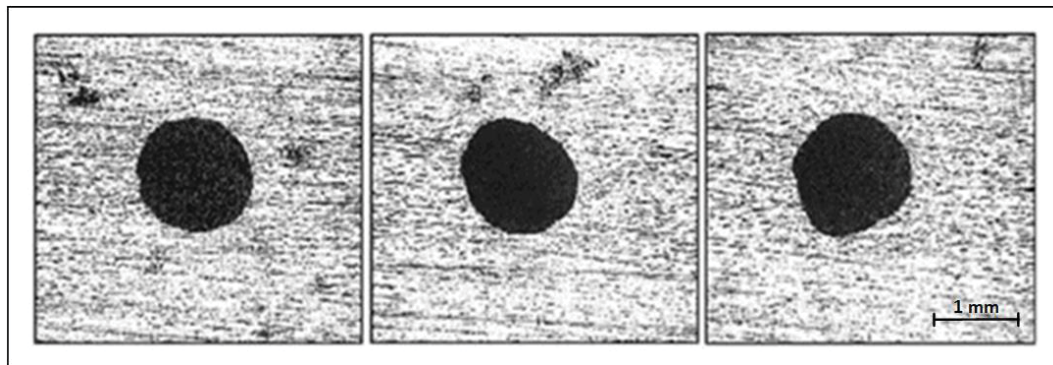


Figure 1.9 Variation de la forme pour des trous percés dans les mêmes conditions
Adaptée de Ng & Li (2001)

Dans la même perspective, Cerantola et Birk (2017) ont souligné l'écart important entre les géométries cylindriques idéalisées dans les simulations numériques en mécanique des fluides (CFD) et la géométrie réelle des trous tels qu'ils sont percés. La Figure 1.10a illustre le trou cylindrique nominal visé par les concepteurs de composants à refroidir, tandis que la Figure 1.10b montre un trou nominal conique, caractérisé par une zone restrictive à sa sortie. Grâce à une numérisation par tomographie, ils ont pu comparer un trou réel à ses représentations théoriques. La Figure 1.10c révèle la géométrie réelle d'un trou percé par laser, dont la forme se rapproche davantage d'un trou conique que d'un trou cylindrique. Cette comparaison souligne les limites des modèles simplifiés souvent employés en simulation, lesquels peuvent ne pas rendre fidèlement compte de la complexité des géométries réelles.

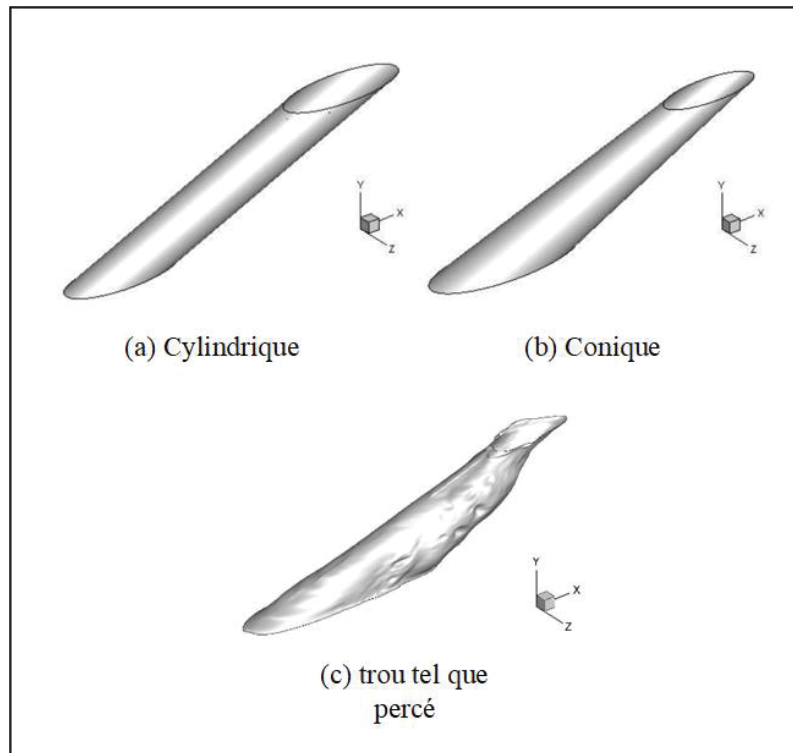


Figure 1.10 Géométrie d'un (a) trou cylindrique nominal, (b) trou conique nominal et (c) trou numérisé par tomographie à rayons X tel que percé
Adaptée de Cerantola & Birk (2017)

Ainsi, l'ensemble de ces paramètres et critères permet d'apprécier la qualité globale des trous percés par laser et leur aptitude à remplir efficacement leur fonction de refroidissement. Les méthodes de caractérisation employées pour évaluer ces propriétés seront détaillées dans la section suivante.

1.3.1 Énergie, durée d'impulsion et fréquence

Les principales caractéristiques d'une impulsion laser, schématisées à la Figure 1.11, sont l'énergie du faisceau (J), la durée d'impulsion (exprimée en millisecondes, nanosecondes, ou femtosecondes) et la fréquence (Hz). Certains auteurs préfèrent aussi utiliser la puissance de pointe (W ou kW) pour caractériser la force du faisceau qui est en fait l'énergie divisée par le temps d'impulsion. L'énergie d'impulsion, quant à elle, fournit l'énergie nécessaire pour faire

fondre ou vaporiser la matière à percer (Sarfraz et al., 2019). Selon les différentes techniques laser énumérées plus haut, l'énergie du faisceau à sélectionner est déterminée en fonction de la nature du matériau, de l'épaisseur de la pièce et de la géométrie désirée (diamètre et profondeur). La durée d'impulsion correspond à la durée pendant laquelle le laser émet de l'énergie lors d'une seule impulsion. La fréquence correspond soit à l'intervalle de temps séparant deux impulsions successives, soit, de manière équivalente, au nombre d'impulsions émises pendant une durée donnée (par exemple, une seconde). En relation directe avec cette fréquence, le perçage progresse au fur et à mesure que le nombre d'impulsions (NOP) augmente. En d'autres mots, chaque impulsion laser participe à l'évacuation de la matière fondue ou vaporisée, jusqu'à l'obtention d'un trou complet débouchant.

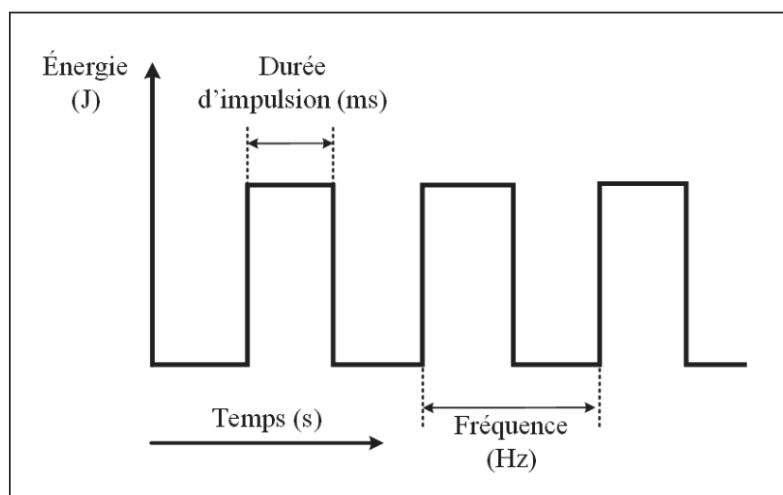


Figure 1.11 Caractéristique d'une impulsion laser
Adaptée de Sarfraz (2020)

1.3.2 Impact de l'énergie et de la durée d'impulsion

Plusieurs travaux ont investigué l'influence de l'énergie de perçage et la durée d'impulsion sur la forme des trous. En effet, Yeo et al. (1994) expliquent qu'une augmentation dans la puissance de pointe passant de 10 à 120 kW entraîne une augmentation dans le diamètre des trous percés, tandis que doubler la longueur d'impulsion tend à réduire ces diamètres. La Figure 1.12a illustre cette relation entre la puissance crête et le diamètre du trou lors du perçage

d'un alliage ferreux. Les deux courbes, correspondant à différentes durées d'impulsion, présentent une tendance similaire, à savoir que les diamètres de trou plus grands nécessitent une puissance crête plus élevée.

Ng et Li (2001) ont également examiné l'effet combiné de la puissance de pointe et de la durée d'impulsion sur le diamètre d'entrée des trous. La Figure 1.12b présente les résultats du diamètre d'entrée (μm) du trou produit en fonction de deux puissances de pointe et en variant la durée d'impulsion. Leurs résultats indiquent qu'une puissance de pointe plus élevée diminue la variabilité du diamètre d'entrée, mais que l'augmentation de la puissance de 3.5 à 7.0 kW n'a pas d'effet significatif sur la valeur moyenne du diamètre pour différentes durées d'impulsion contrairement aux propos présentés par Yeo et al. (1994). Cependant, il convient de souligner que la comparaison directe entre les conclusions des deux études demeure à interpréter avec prudence, puisque les plages de puissance examinées diffèrent fortement (10 à 120 kW contre 3.5 à 7 kW). Ainsi, la puissance crête semble exercer une influence limitée sur le diamètre moyen, mais elle contribue à une dispersion plus marquée des résultats.

De leur côté, Kacar et al. (2009) en étudiant le perçage par impulsion unique de céramiques avec une puissance crête constante de 6 kW, ont mis en évidence que la durée d'impulsion affecte principalement le diamètre de sortie. Comme l'illustre la Figure 1.12c, qui présente la variation des diamètres d'entrée et de sortie en fonction de la durée d'impulsion, le diamètre de sortie est généralement supérieur à celui d'entrée, traduisant un effet de conicité. Il est également observé que, pour une durée d'impulsion de 3 ms, les diamètres d'entrée et de sortie tendent à s'égaliser, ce qui suggère qu'un contrôle précis de la durée d'impulsion permet d'optimiser la formation du trou.

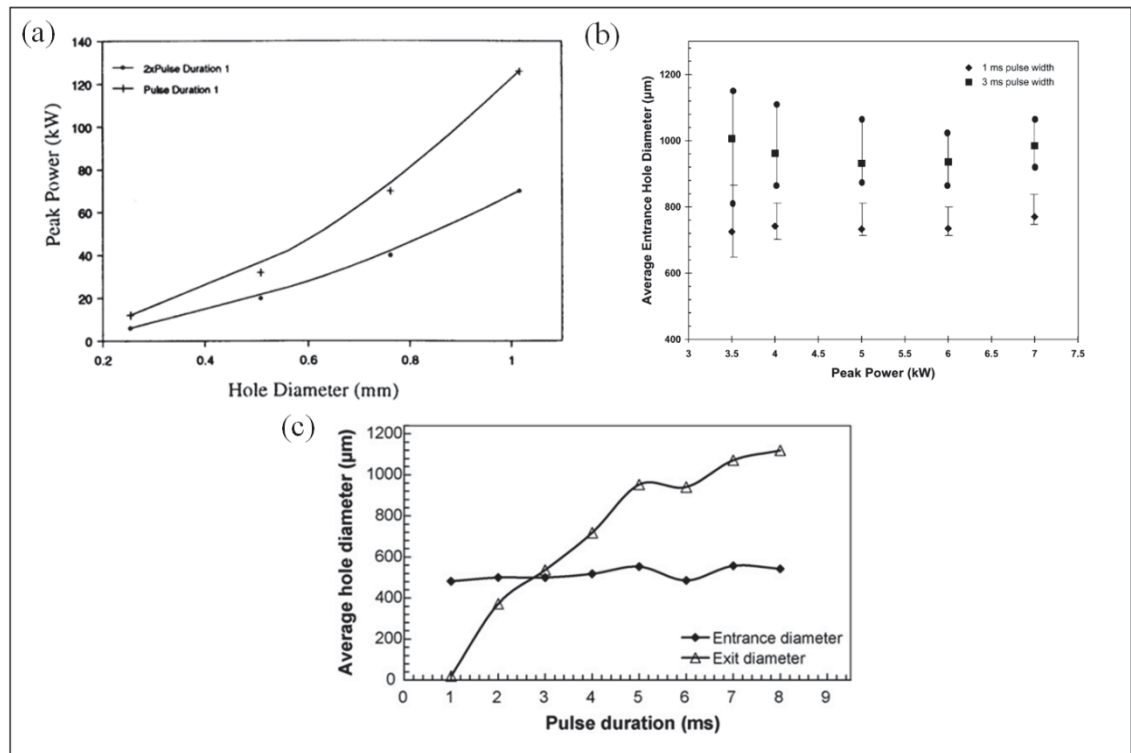


Figure 1.12 Influence de la puissance de pointe et longueur d'impulsion sur le diamètre des trous. Tirée de (a) Yeo et al. (1994), (b) Ng & Li (2001) et (c) Kacar et al. (2009)

Dans l'ensemble, la littérature converge vers l'idée qu'un allongement de la durée d'impulsion favorise la formation de trous de plus grand diamètre. De plus, les résultats montrent que la valeur du diamètre d'entrée de perçage est généralement plus stable que le diamètre de sortie, ce dernier étant davantage sensible aux variations de la durée d'impulsion.

1.3.3 Nombre d'impulsions

Le nombre d'impulsions laser utilisées pour produire un trou est directement lié à l'accumulation thermique locale ainsi qu'au régime de fusion et vaporisation qui en découle. Plusieurs chercheurs ont ainsi étudié l'effet de ce paramètre afin de mieux comprendre les mécanismes d'enlèvement de la matière lors de la formation des trous.

Guinard et al. (2012) se sont intéressés à la délamination aux interfaces TBC/BC et BC/Substrat en fonction du nombre d'impulsions. La Figure 1.13a présente la longueur de délamination mesurée pour un nombre d'impulsions variant de 1 à 4 et pour des angles de perçage compris entre 17 et 23°. Les résultats indiquent qu'une augmentation du nombre d'impulsions, particulièrement pour des angles inférieurs à 23°, tend à accroître la délamination. Leurs observations par coupes métallographiques des coupons percés par une et deux impulsions illustrées à la Figure 1.13b, montrent que la première impulsion affecte uniquement la couche céramique et partiellement la sous-couche, sans endommager le substrat, et qu'aucune délamination n'apparaît à ce stade. L'initiation de fissures à l'interface TBC/BC survient à partir de la deuxième impulsion, favorisée par le gradient thermique et les propriétés thermiques des matériaux (Guinard et al., 2012).

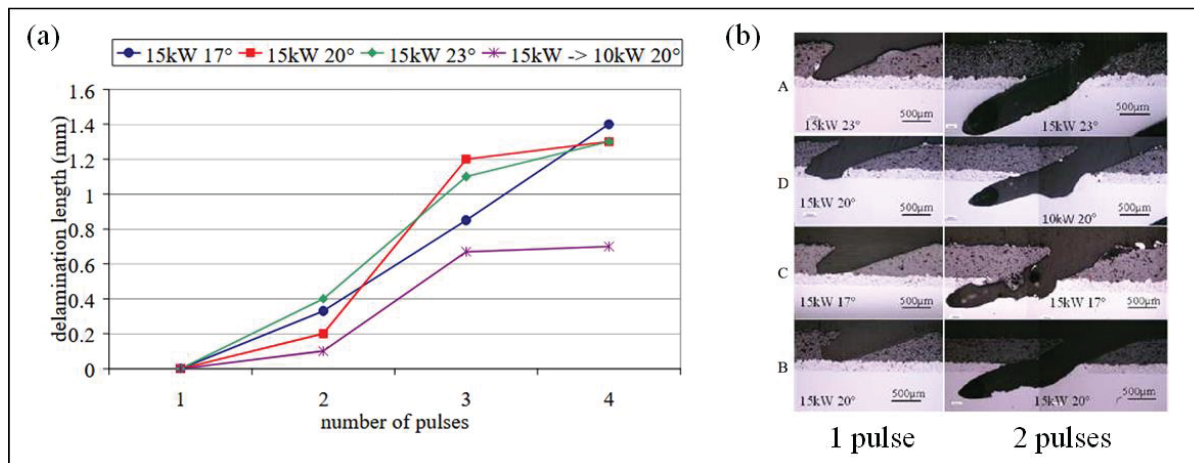


Figure 1.13 (a) Influence de l'angle et du nombre d'impulsions sur la longueur de délamination à l'interface BC-TBC et (b) vues en coupe métallographique pour une ou deux impulsions selon les différentes stratégies utilisées
Adaptée de C. Guinard et al. (2012)

1.3.4 Position focale

Un autre paramètre clé du procédé est la position du point focal du faisceau. Une focalisation adéquate du faisceau permet généralement un meilleur contrôle sur la géométrie des trous. Trois configurations focales sont couramment utilisées dans l'industrie et sont schématisées à la Figure 1.14. La première position focale sur la surface (Décalage focal nul), illustrée à la

Figure 1.14a est la position dont la densité d'énergie du faisceau est maximale lors du perçage initial. Elle constitue généralement un bon compromis entre la limitation de la zone affectée thermiquement et la circularité des trous obtenus (Hanon et al., 2012). La deuxième position, montrée à la Figure 1.14b, est un positionnement réalisé au-dessus de la surface de la pièce (Décalage focal positif). Cette disposition réduit la profondeur de pénétration du faisceau et entraîne une zone d'enlèvement de matière plus restreinte (M Ghoreishi, Low, & Li, 2002). Elle est souvent utilisée lorsque l'on souhaite limiter l'apport énergétique direct sur la pièce et réduire les risques de fissuration. La troisième position, présentée sur la Figure 1.14c, est une focalisation du faisceau en dessous de la surface de la pièce (Décalage focal négatif). Cette configuration favorise une pénétration similaire au focus positif du faisceau et conduit généralement à la formation de trous coniques, avec un diamètre d'entrée plus large que celui de sortie. Bien que cette approche permette d'augmenter la profondeur de perçage, elle peut accentuer les effets thermiques et réduire la régularité géométrique des perçages (M Ghoreishi et al., 2002).

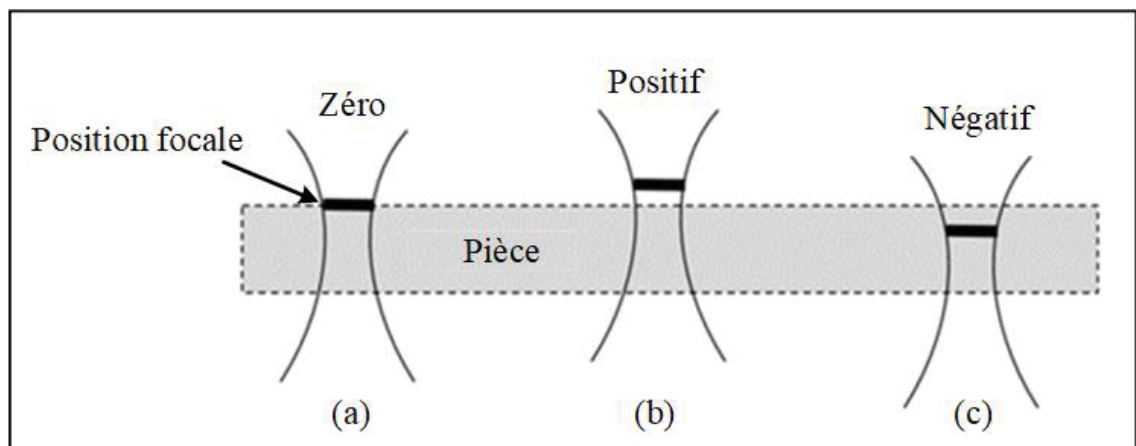


Figure 1.14 Représentation des positions focales possibles lors du perçage laser (a) zéro, (b) positif au-dessus de la pièce et (c) négatif, dans la pièce
Adapté de Ghoreishi & Nakhjavani (2008b)

La position focale influence directement la distribution de la densité d'énergie à la surface et à l'intérieur du matériau, ce qui impacte le diamètre d'entrée, la conicité et l'étendue de la zone affectée thermiquement. Des études expérimentales ont montré qu'une défocalisation

contrôlée permet d'équilibrer l'évacuation interne (intérieur du trou) et externe (extérieur du trou) des produits de fusion, en fonction de l'épaisseur du matériau et du gaz d'assistance utilisé (Manderscheid, 1987). Pour les matériaux épais, un léger décalage du point focal au-dessus ou en dessous de la surface favorise l'élargissement de la cavité et facilite l'expulsion du matériau fondu. En revanche, pour les pièces minces, un focus aligné sur la surface minimise la largeur du faisceau et assure un meilleur contrôle du diamètre d'entrée.

Tout d'abord, Dissimile et al. (1998) ont étudié l'effet de la position focale et de l'énergie d'impulsion sur le débit massique traversant les trous. Leurs résultats montrent que la position focale est le paramètre le plus influent sur le débit, devant la puissance du laser. En effet, la Figure 1.15a présente les résultats du débit massique pour différents rapports de pression entre l'entrée et la sortie (compris entre 1.00 à 2.00), lorsque la puissance est fixée à 37 ou 50 W et pour deux positions focales distinctes, soit -1.27 mm et +1.27 mm. Les résultats montrent que, pour un rapport de pression donné, le débit semble varier en fonction de la position focale. Par exemple, pour un rapport de pression de 2.0, le débit passe de 7 à 9 kg/h lorsque la position focale évolue de -1.27 mm à + 1.27 mm. La Figure 1.15b met en évidence la corrélation entre le débit mesuré et le diamètre effectif des trous. Comme la mesure directe de la géométrie interne est complexe, ce diamètre effectif (ou hydraulique) a été estimé à partir du débit mesuré grâce à une formule de conversion. Les résultats indiquent une différence d'environ 0.1 mm du diamètre hydraulique entre les deux positions focales (-1.27 mm et +1.27 mm). Ces observations confirment que le contrôle précis de la position focale est essentiel pour optimiser à la fois l'efficacité du perçage et la qualité géométrique des trous. Par ailleurs, les auteurs concluent que le positionnement relatif du point focal constitue le facteur le plus influent sur le débit, suivi de la puissance du laser, puisque des débits de 9.0 et 10.5 kg/h ont été mesurés pour des puissances respectives de 37 et 50 W (position focale constante à +1.27 mm).

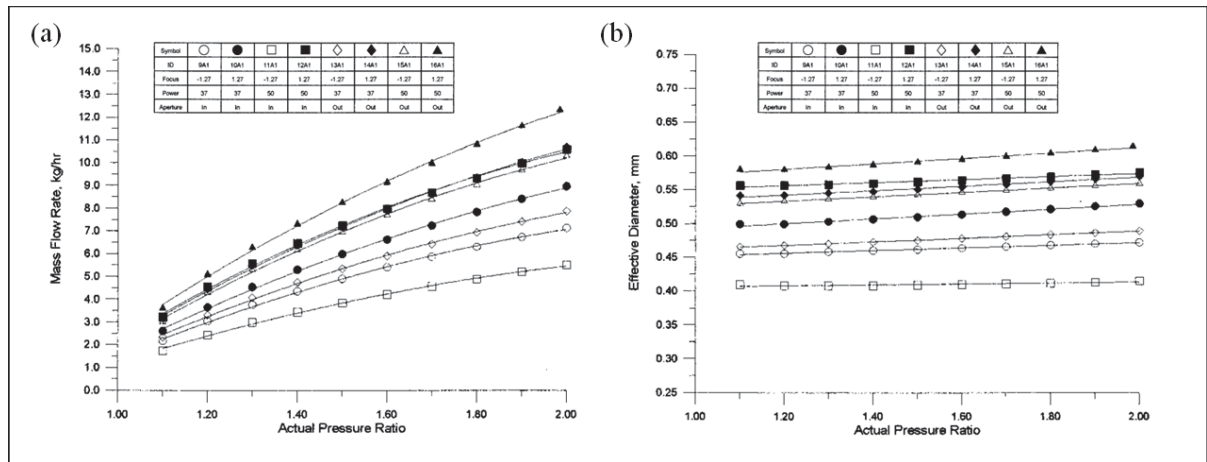


Figure 1.15 (a) Débit mesuré en fonction de l'énergie laser et du décalage du point focal pour différents rapports de pression et (b) diamètre effectif des trous déduit du débit mesuré

Adaptée de Disimile, Fox, & Lee (1998)

Aussi, Nasrollahi et al. (2018) se sont intéressés au perçage par laser femtoseconde appliqué à des substrats en nitrure de silicium. Leur objectif était d'analyser la morphologie et la qualité des microtrous à l'aide de la tomographie à rayons X de haute résolution. Leurs résultats mettent en évidence l'évolution de la profondeur des trous, en μm , en fonction du nombre d'impulsions et de lentilles différentes (lentilles de 20, 50 et 100 mm de distance focale). Pour mieux démontrer l'effet du type de lentille, la Figure 1.16 illustre les profils du faisceau des trois lentilles à la surface du substrat lorsque différents niveaux de défocalisation sont appliqués. Ce graphique permet, pour une position focale donnée (axe Z), de déterminer le rayon du faisceau (axe X). On remarque que la lentille de 20 mm génère une taille de faisceau plus faible, ce qui favorise une meilleure focalisation de l'énergie au focus ($Z = 0 \mu\text{m}$). Tandis que la lentille de 100 mm produit un faisceau plus évasé, associé à une densité d'énergie plus faible, mais permettant de percer des trous de plus grand diamètre.

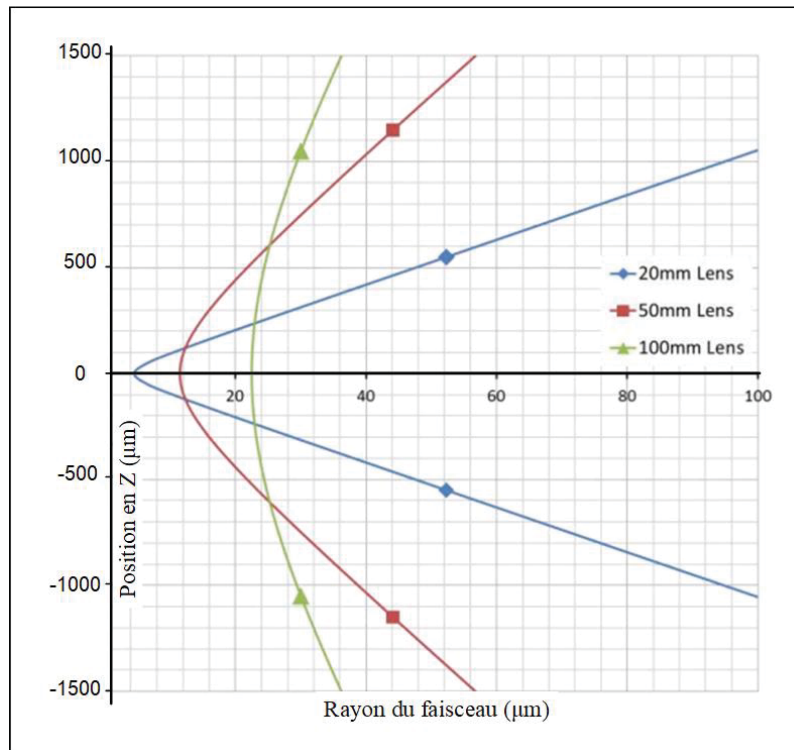


Figure 1.16 Profils du faisceau des trois lentilles à la surface du substrat
Adaptée de Nasrollahi (2019)

Les résultats obtenus par Nasrollahi et al. (2018) montrent à la Figure 1.17a que l'utilisation de lentilles à plus courte distance focale permet d'atteindre des profondeurs de trous beaucoup plus élevées pour un nombre d'impulsions similaire, jusqu'à 250 μm avec une lentille de 20 mm, contre seulement 180 et 130 μm pour des lentilles de 50 mm et 100 mm, respectivement. La Figure 1.17b présente les vues en coupe par tomographie à rayons X des trous percés dans le cadre de leur étude. L'utilisation d'une lentille de plus petite distance focale améliore la cylindricité et réduit fortement l'angle de conicité des trous en entrée. L'étude a également montré que le nombre de tirs laser constitue un paramètre déterminant, venant s'ajouter à l'effet de la position focale. L'augmentation du nombre d'impulsions favorise une pénétration plus importante, mais accroît aussi les risques de formation d'une couche de refonte et de déformations internes, en particulier lorsque des lentilles à faible distance focale sont utilisées.

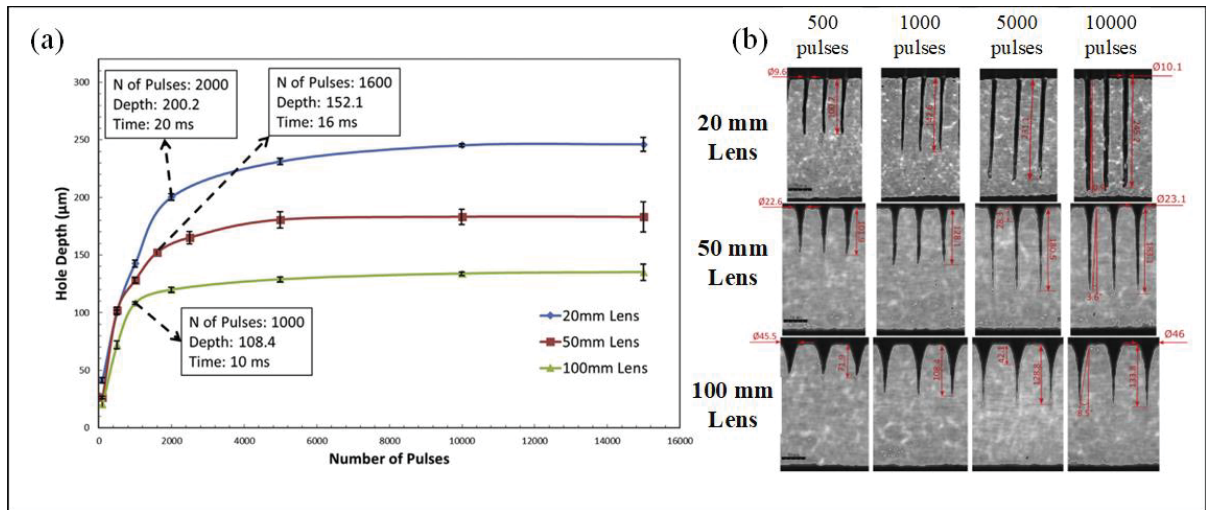


Figure 1.17 (a) Évolution de la profondeur des trous en fonction du nombre d'impulsions obtenues avec différentes distances focales de lentilles et (b) sections transversales par tomographie des trous produits avec les trois lentilles pour 500, 1000, 5000 et 10000 impulsions
Adaptée de Nasrollahi et al. (2018)

D'autres auteurs, comme Guru et Kandasamy (2023), ont étudié l'impact de paramètres similaires sur la conicité des trous et la délamination d'un nanocomposite. Leurs travaux, réalisés à partir d'une série de 27 expériences de perçage laser, ont montré que la distance focale constitue le facteur le plus critique régissant la conicité des trous, tandis que la puissance du laser exerce un effet négligeable sur la conicité et la délamination. Leurs résultats présentés à la Figure 1.18, obtenus par la méthode des surfaces de réponse (RSM), illustrent l'évolution de la conicité et de la délamination lorsque la puissance du laser est variée entre 50 et 90 W et que la position focale est ajustée entre -2 et +2 mm. La Figure 1.18a montre que l'augmentation de la puissance, de 60 à 90 W, a peu d'effet sur la conicité. En revanche, une position focale positive de +2 mm entraîne une augmentation notable de la conicité des trous. La Figure 1.18b présente les résultats relatifs à la délamination. La puissance du laser exerce une influence limitée, tandis qu'une position focale de +2 mm accentue significativement la délamination. Ces observations confirment que la distance focale influence de manière déterminante les réponses de sortie, en particulier la conicité et la délamination, alors que la puissance du laser joue un rôle secondaire.

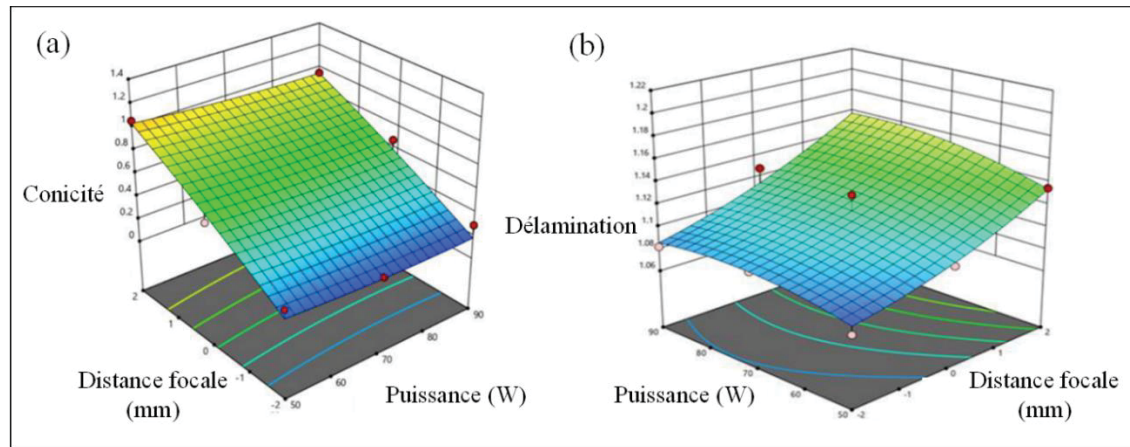


Figure 1.18 Représentation graphique de la (a) conicité et de la (b) délamination du trou en fonction de la distance focale (mm) et de la puissance laser (W)
Adaptée de Guru Mahesh & Kandasamy (2023)

Ces résultats confirment et complètent les observations rapportées dans les études précédentes de Disimile et al. (1998) et Nasrollahi et al. (2018), en soulignant une fois de plus le rôle déterminant de la position focale dans la qualité géométrique des trous. Alors que les premiers auteurs avaient déjà mis en évidence son influence sur le débit massique et que Nasrollahi et al. ont montré son impact sur la profondeur et la morphologie des perçages, l'étude de Guru et Kandasamy démontre que ce paramètre demeure également essentiel pour limiter la conicité et réduire la délamination.

1.3.5 Angle de perçage

Un facteur supplémentaire influençant la géométrie des trous est l'angle de perçage (exprimé en degrés) mesuré entre la paroi de la pièce et l'axe du trou, comme illustré sur la Figure 1.19a-b. En pratique, la variation de cet angle constitue une méthode courante pour faire varier les performances de refroidissement. Par exemple, les chambres de combustion requièrent généralement des angles les plus faibles possible afin de favoriser l'écoulement de l'air de refroidissement le long de la paroi à refroidir. Comme l'illustre la Figure 1.19c, l'efficacité de refroidissement obtenue avec un angle de 30° est légèrement supérieure à celle observée avec des angles de 60° et 90° jusqu'à $X/d = 100$. Au-delà de cette valeur, l'écart entre les trois

configurations s'accroissent nettement. La métrique X/d est un nombre adimensionnel (mm/mm) qui permet de comparer de façon normalisée le refroidissement entre différentes analyses issues de simulations. Ici, X représente la position à laquelle la mesure est effectuée, et cette valeur est rapportée à d , le diamètre du trou traversé par le courant.

Cependant, une autre étude menée plus récemment par Venkatesh et al. (2018) met en évidence une tendance différente. Leurs résultats, présentés à la Figure 1.19d, montrent que l'inclinaison des trous joue un rôle variable selon la position sur la pièce. En effet, leur étude a démontré que les angles plus faibles (ex. : 30°) présentent de meilleures performances en amont, tandis que les angles plus prononcés deviennent plus efficaces en aval ($X/d > 80$). Bien que cette observation contredise partiellement les conclusions précédentes, elle souligne tout de même que l'efficacité de refroidissement dépend fortement de l'angle et de la localisation des microtrous.

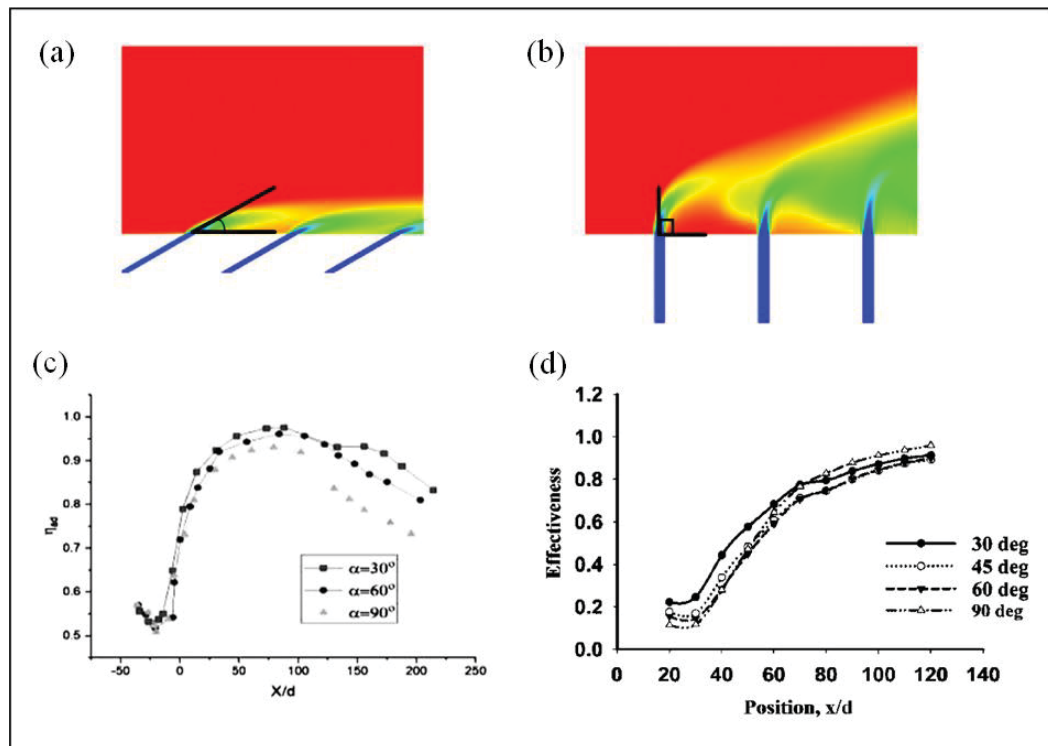


Figure 1.19 (a) trous à 30° , (b) trous à 90° (c-d) Comparaison de l'efficacité adiabatique pour différents angles d'inclinaison
Adaptée de Hu & Ji (2004) et Venkatesh et al. (2018)

Une autre recherche a démontré que l'ajustement de l'angle du faisceau et des paramètres laser peut minimiser les défauts tels que les couches refondues et les oxydes (Sezer et al., 2006). En effet, le perçage laser peut se réaliser directement sur un matériau homogène, mais aussi sur des matériaux multicouches, tels que les revêtements céramiques utilisés dans le domaine de l'aérospatiale (Corcoran, Sexton, Seaman, Ryan, & Byrne, 2002). Ces matériaux multicouches nécessitent un contrôle minutieux des paramètres pour garantir une qualité de trou cohérente à travers les différentes couches et limiter l'apparition de fissurations.

1.4 Méthodes de caractérisation des trous sub-millimétriques

L'évaluation des trous d'effusion ne repose pas uniquement sur les paramètres de perçage, mais également sur les méthodes de caractérisation permettant de juger de leur qualité géométrique et fonctionnelle. Ces techniques de mesure visent à quantifier des paramètres tels que le diamètre, la circularité, la conicité, la rugosité ou encore la morphologie interne. Elles se distinguent par leur degré de précision et leur champ d'application, allant de méthodes simples et rapides, comme les jauges cylindriques, à des approches plus avancées, telles que la microscopie ou la tomographie. Cette section présente une revue de ces méthodes, en soulignant leurs avantages et leurs limites.

1.4.1 Jauge cylindrique

Parmi l'ensemble des techniques d'inspection des trous d'effusion, le contrôle à l'aide de jauges cylindriques (*pin gauges*) s'impose comme l'une des méthodes les plus couramment utilisées pour vérifier le diamètre des trous usinés. Toutefois, Thalman et Kündig (2012) ont montré que la rugosité de surface et les écarts de circularité influencent fortement la fiabilité de cette méthode, qui fournit davantage une estimation qu'une mesure exacte du diamètre réel. Plus récemment, Yan et al. (2024) ont réalisé une revue des méthodes de mesure appliquées aux trous de refroidissement dans le secteur aérospatial, incluant les jauges cylindriques et les dispositifs manuels de type « *go/no-go* ». Ils concluent que, bien que ces procédés puissent être améliorés, ils restent limités par des temps d'inspection prolongés, le risque de rupture des jauges et leur incapacité à détecter les irrégularités géométriques. La Figure 1.20 schématise

un exemple typique d'erreur liée à l'utilisation de jauges cylindriques. On y observe que, lorsque la surface interne du trou présente des irrégularités ou un manque de circularité, la jauge peut donner une indication erronée du diamètre effectif et la mesure devient donc celle du diamètre inscrit maximal.

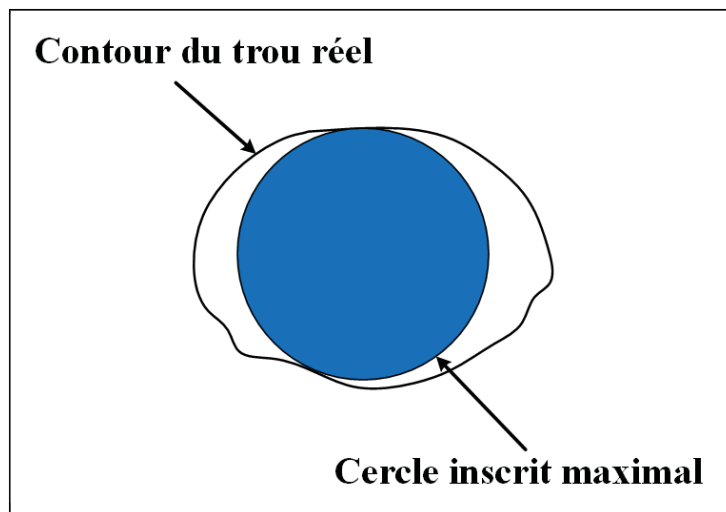


Figure 1.20 Exemple d'erreur liée à la mesure par jauge cylindrique
Adaptée de Yan et al. (2024)

1.4.2 Microscope optique

La microscopie optique constitue une technique polyvalente de caractérisation des trous, pouvant être utilisée aussi bien de manière non destructive, pour l'observation directe des surfaces d'entrée et de sortie, que de manière destructive, lorsqu'elle est couplée à une analyse métallographique en coupe. Dans sa version non destructive, elle est appréciée pour sa rapidité et son caractère non invasif, puisqu'elle ne nécessite pas de préparation particulière de l'échantillon. Elle est particulièrement adaptée à l'analyse de trous percés perpendiculairement à la surface (Sarfraz, 2020), mais présente des limites pour les trous inclinés. En revanche, dans sa version destructive, la microscopie optique permet d'accéder à des informations détaillées sur la morphologie interne des cavités, au prix d'une préparation plus longue et d'une observation restreinte à des sections bidimensionnelles.

Sarfraz et al. (2019) ont étudié plusieurs paramètres liés à la qualité des trous percés par laser, notamment la variation des diamètres d'entrée et de sortie. Pour ce faire, ils ont utilisé la microscopie numérique afin de réaliser sept mesures par trou, permettant ainsi de calculer une moyenne représentative des dimensions. La Figure 1.21 illustre un exemple de la méthode de mesure du diamètre d'un trou produit par perçage à impulsion unique avec un laser Nd: YAG. On y observe que la microscopie permet de caractériser efficacement et de manière non destructive le diamètre d'entrée, mais reste limitée à une vision bidimensionnelle de la géométrie.

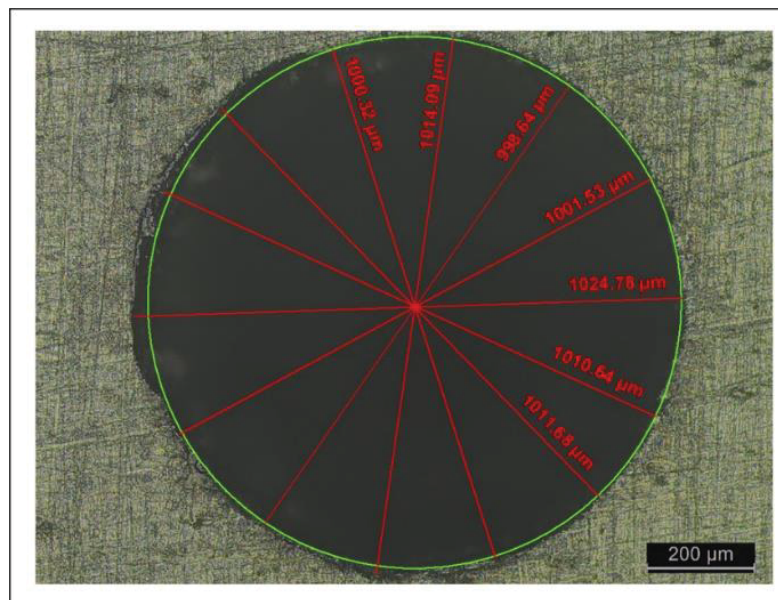


Figure 1.21 Mesure par microscopie du diamètre moyen d'un trou produit par perçage (90°) à impulsion unique
Tirée de Sarfraz (2020)

De leur côté, Li et al. (2024) se sont intéressés à l'influence de différentes puissances laser sur la formation de trous percés. Ils ont également eu recours à la microscopie optique non destructive pour extraire les dimensions elliptiques des entrées et sorties. La Figure 1.22a illustre cette approche de prise d'image par microscopie numérique en montrant l'entrée et la sortie des trous percés à 45 degrés pour mesurer le diamètre majeur et mineur des ellipses et ainsi obtenir l'excentricité des trous. La Figure 1.22b-c présente respectivement l'évolution des diamètres d'entrée et de sortie en fonction de la puissance appliquée. Les résultats

indiquent que la puissance du laser a peu d'effet sur le diamètre d'entrée, qui reste relativement constant. En revanche, le diamètre de sortie est plus sensible à la puissance : à 6 W, les trous ne sont pas complètement percés, tandis qu'à 8 W, ils sont à peine débouchant. Concernant l'excentricité, aucune tendance claire n'a été observée en fonction de la puissance, suggérant que ce paramètre dépend davantage d'autres facteurs, tels que l'angle d'incidence ou la stabilité du faisceau. Ces résultats confirment que la microscopie optique non destructive permet une évaluation rapide et fiable des dimensions externes des trous, mais reste limitée pour l'analyse de leur morphologie interne.

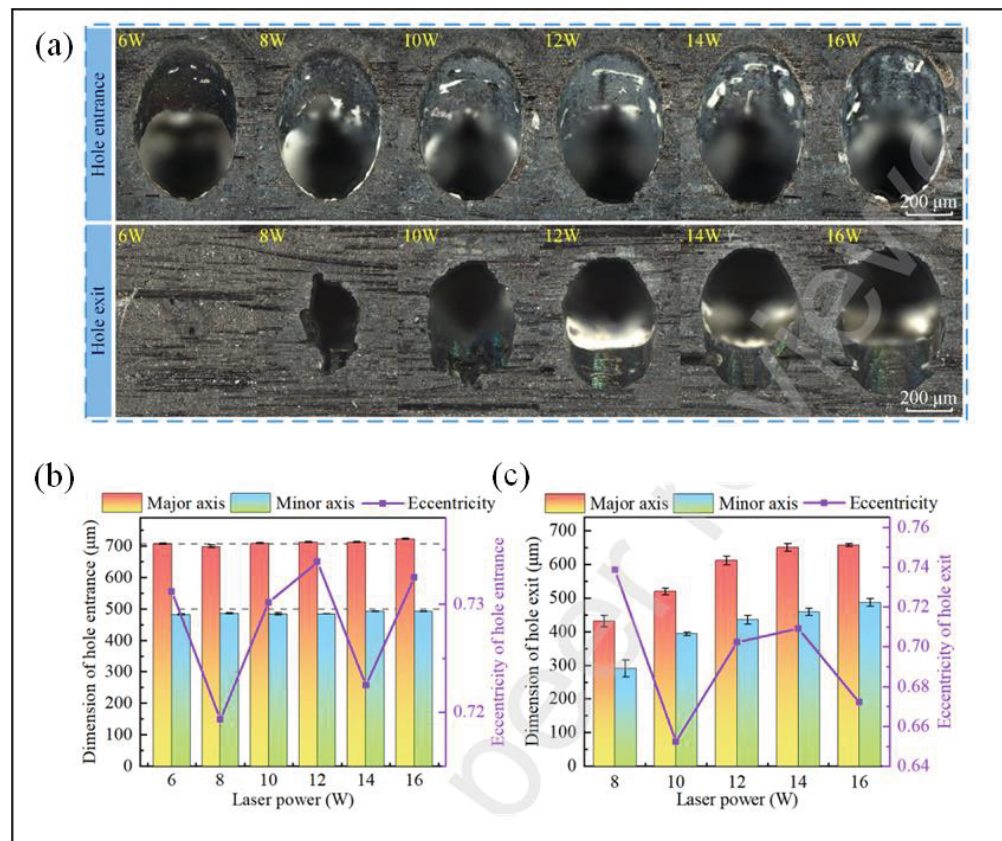


Figure 1.22 (a) Image prise par microscopie numérique des deux faces de l'échantillon pour la mesure des dimensions elliptiques et de l'excentricité en fonction de la puissance appliquée, et résultats des diamètres majeur et mineur pour (b) l'entrée et (c) la sortie des trous percés à 45°

Adaptée de Li, Dong, Yang, Kang, & Bao (2025)

La microscopie optique peut également être utilisée dans le cadre d'analyses destructives, notamment par coupe métallographique. Cette méthode consiste à sectionner un échantillon

selon l'axe d'intérêt, à l'enrober dans une résine époxy, puis à le polir afin de permettre l'observation des caractéristiques internes des cavités (M. R. A. Schneider, 2008). Bien qu'elle offre une analyse détaillée des régions internes, cette approche présente plusieurs limitations notamment une préparation longue, un risque d'erreurs d'alignement lors de la coupe et du polissage, une observation limitée à une seule section 2D, et une représentativité statistique réduite.

Samant et Dahotre (2008) ont mené une étude sur le perçage laser de disques en alumine, dans laquelle ils ont utilisé l'analyse métallographique en coupe pour mesurer la profondeur des cavités en fonction du nombre d'impulsions appliquées. Pour cette série de paramètres, plusieurs niveaux d'impulsions (5, 10, 20 et 30) ont été appliqués à la surface céramique, et la profondeur correspondante des cavités usinées a été mesurée à partir de micrographies optiques en coupe transversale. La Figure 1.23a présente un exemple de coupe transversale d'un trou percé après 20 impulsions, tandis que la Figure 1.23b montre la vue du dessus avant la préparation métallographique. Ces observations permettent de comparer visuellement l'évolution de la profondeur et de la morphologie des cavités en fonction du nombre d'impulsions.

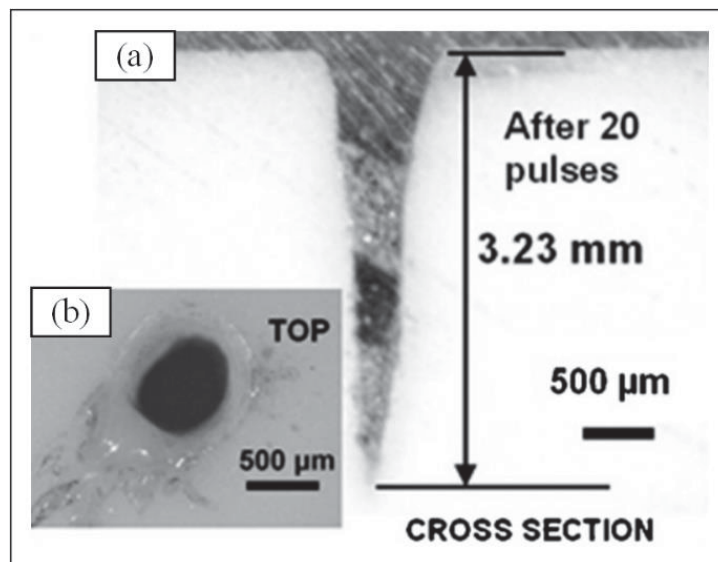


Figure 1.23 (a) Vues en coupe transversale et de dessus des cavités usinées dans un disque d'alumine après 20 impulsions et (b) vue du dessus du perçage avant coupe métallographique
Adaptée de Samant & Dahotre (2008)

Dans une autre étude, Schneider et al. (2010) ont proposé une méthode alternative, appelée méthode DODO, visant à pallier certaines limites de la coupe métallographique classique. Comme illustré à la Figure 1.24a, cette approche consiste à préparer et polir les matériaux avant le perçage, puis à réaliser le perçage exactement au centre des deux surfaces polies. Les échantillons peuvent ensuite être directement observés au microscope, sans nécessiter d'enrobage supplémentaire. La Figure 1.24b-c illustre la différence entre l'observation par coupe métallographique avec enrobage d'époxy conventionnel et l'image transversale obtenue par la méthode DODO pour des trous percés dans les mêmes conditions. Bien que les auteurs n'aient pas effectué de mesures permettant de valider directement la méthode, la ressemblance de la vue en coupe du trou apparaît convaincante. Ils ont montré que cette technique réduit les risques d'erreurs liés à la préparation et accélère le processus d'analyse, tout en fournissant des résultats comparables à ceux de la coupe métallographique traditionnelle.

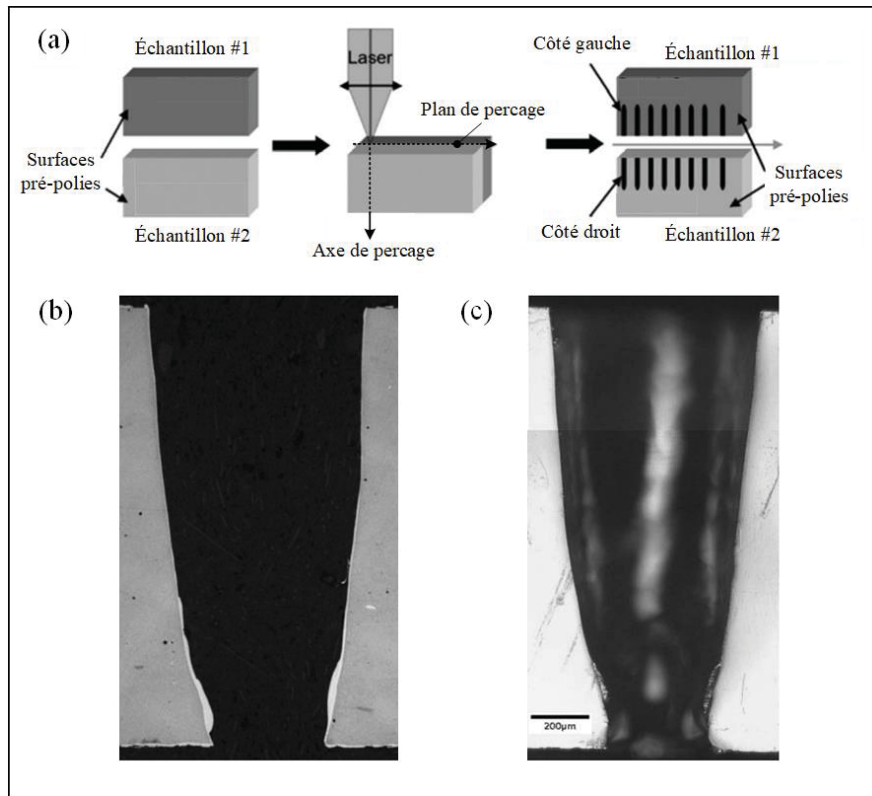


Figure 1.24 (a) Méthode DODO pour l'analyse des trous et comparaison entre l'image en (b) coupe transversale conventionnelle à gauche et (c) l'image du trou produit par méthode DODO pour des trous forés avec les mêmes paramètres expérimentaux
Adaptée de M. Schneider, Berthe, Muller, & Fabbro (2010)

1.4.3 Microscopie électronique à balayage (SEM)

Zhang et al. (2016) ont développé une méthode quantitative pour caractériser la qualité des trous obtenus par perçage laser trépan sur un alliage à haute température. Leur approche a permis de déterminer les paramètres optimaux de perçage, notamment la puissance laser et le rapport d'expansion du faisceau, à partir du calcul de la conicité et de la circularité. L'utilisation du SEM, associée à une analyse EDX, a révélé la présence de zones de refonte, de projections de matière, ainsi que de microfissures et de couches de resolidification le long des parois. La Figure 1.25a illustre la morphologie de surface à l'entrée du trou et la mesure des diamètres par l'extraction des contours des trous au moyen d'un programme développé

sous MATLAB, tandis que la Figure 1.25b met en évidence la formation de microfissures sur la paroi latérale d'un trou. La Figure 1.25c démontre que la technique d'analyse par SEM permet aussi d'observer, en coupe longitudinale, la formation d'une couche de refonte le long de la paroi interne, dont l'épaisseur moyenne a été estimée entre 15 et 30 μm pour une puissance laser de 80 W. Les flèches rouges sur cette figure pointent la présence de microfissures au sein de cette couche.

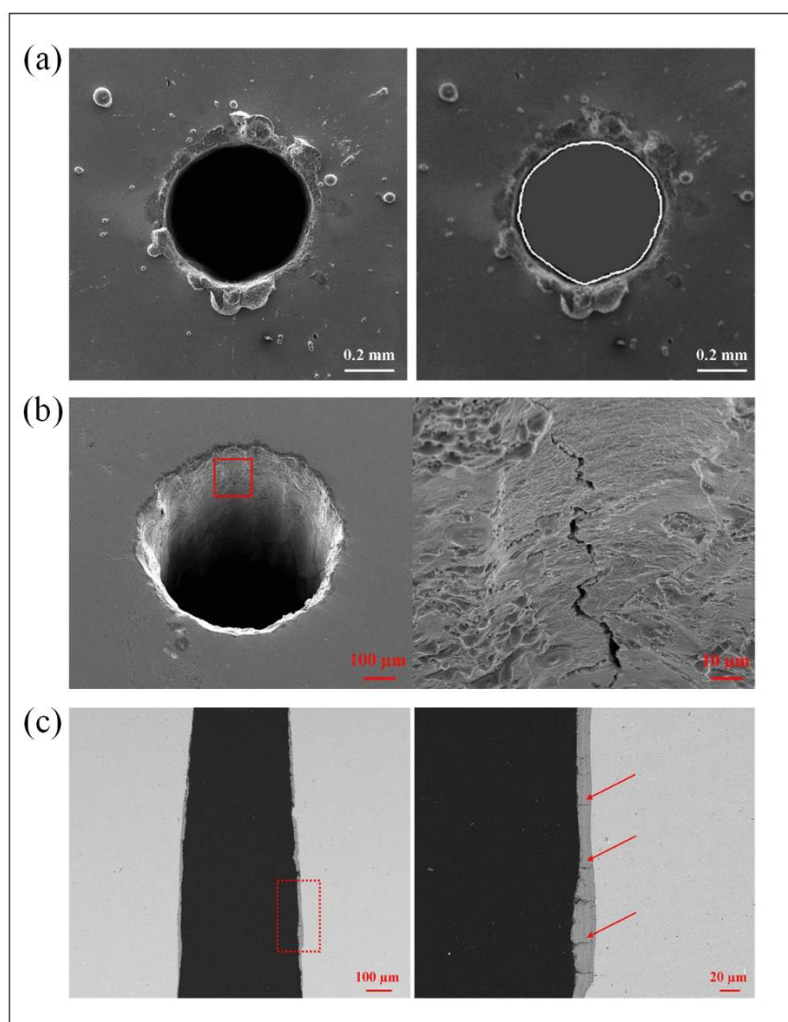


Figure 1.25 (a) Micrographies SEM illustrant la morphologie de surface au niveau l'extrémité d'entrée et la mesure des diamètres. (b) Observation de microfissures le long de la paroi latérale des trous et (c) image par coupe transversale du trou et observation de la couche de refonte

Adaptée de H. Zhang et al. (2016)

De leur côté, Ciecńska et Kubit (2025) ont exploré l'utilisation d'un marqueur laser pour le perçage de rubans d'aluminium, en évaluant l'efficacité et la précision de cette approche. Le SEM a été utilisé pour mesurer le diamètre des trous, analyser les écarts dimensionnels et observer la morphologie des bords. Leurs résultats ont montré que les conditions optimales de perçage permettent d'obtenir des arêtes nettes, une faible zone affectée thermiquement et une dispersion dimensionnelle limitée. La Figure 1.26 illustre la présence de zones de refonte et de débris à l'entrée du trou, confirmant l'intérêt du SEM pour identifier les défauts liés au procédé.

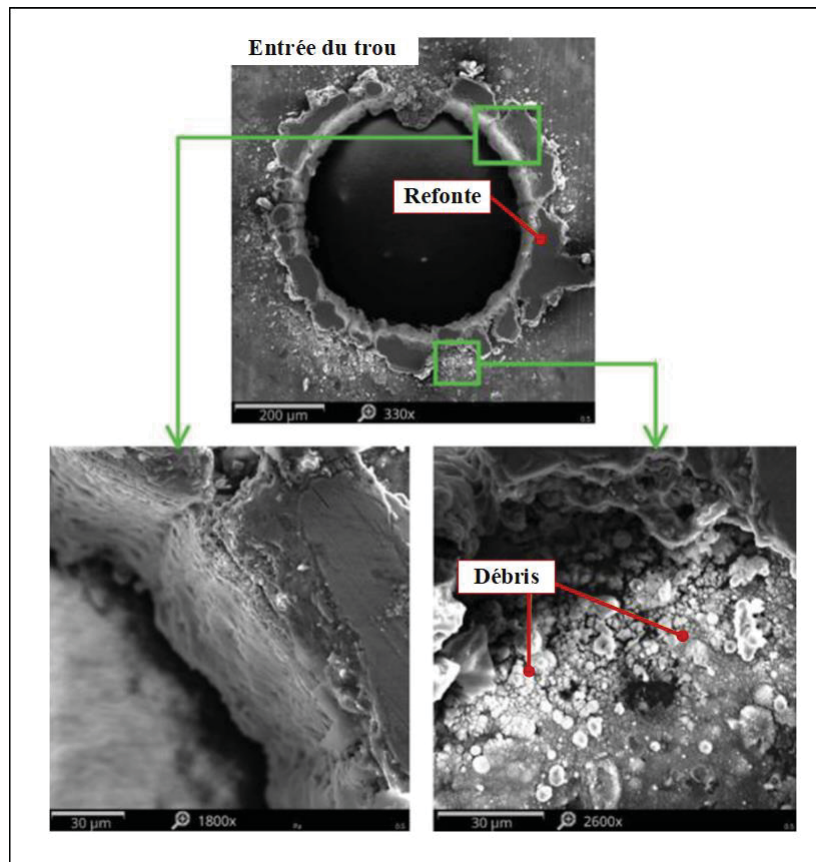


Figure 1.26 Images SEM montrant la présence de zone de refonte et de débris à l'entrée du trou
Adaptée de Ciecńska & Kubit (2025)

En conclusion, la microscopie électronique à balayage peut constituer un outil essentiel pour l'étude du perçage laser. Elle permet non seulement de quantifier la géométrie des trous (conicité, circularité, diamètre), mais aussi de visualiser directement les défauts métallurgiques

tels que la refonte, les projections de matière et les microfissures. Cette double approche, qualitative et quantitative, en fait une méthode incontournable pour l'évaluation de la qualité des perçages laser.

1.4.4 Mesure par contact direct

La mesure par contact direct constitue une approche permettant de caractériser avec précision la géométrie de petits trous dans des configurations complexes, généralement dans un environnement de laboratoire. Cette méthode repose sur l'utilisation de sondes ou de systèmes de palpéage capables d'évaluer à la fois les dimensions géométriques et la qualité de surface des cavités.

Garbini et al. (1991) ont développé un prototype destiné à l'inspection rapide, en cours de procédé, de trous percés dans des applications aéronautiques. Leur système, basé sur l'utilisation de capteurs capacitifs à champ frangeant (*fringe-field capacitive sensors*), permettait de mesurer simultanément la géométrie générale des trous (diamètre, circularité, conicité, etc.) ainsi que le profil de rugosité de surface. La Figure 1.27a-b illustre respectivement la vue de côté et de face de la sonde capacitive, équipée d'un embout en céramique, en contact avec la paroi interne du trou. Cette configuration permettait de relever en un seul passage à la fois la géométrie et la rugosité de surface. Les résultats expérimentaux, validés par comparaison avec des mesures de jauges mécaniques et d'un profilomètre à stylet, ont démontré la faisabilité de cette approche pour un suivi en temps réel du perçage. La Figure 1.27c présente la comparaison des valeurs de rugosité arithmétique (R_a) obtenues avec le système capacitif et celles mesurées par un profilomètre conventionnel. Les estimations de R_a ont été calculées sur la profondeur du perçage et les barres indiquent l'étendue des valeurs mesurées sur l'ensemble du parcours de la sonde.

Ce dispositif présente plusieurs avantages dont la possibilité de détecter et mesurer simultanément la forme du trou et son profil de surface en un seul passage rapide. Cependant, malgré ces atouts, le système reste limité à l'inspection de trous d'un diamètre supérieur à 5 mm. Cette contrainte le rend inadapté à la caractérisation de microtrous, tels que ceux rencontrés dans les injecteurs diesel ou les trous d'effusion sub-millimétriques des aubes de

turbines et des chambres de combustion, où des milliers de cavités doivent être mesurées avec rapidité et fiabilité.

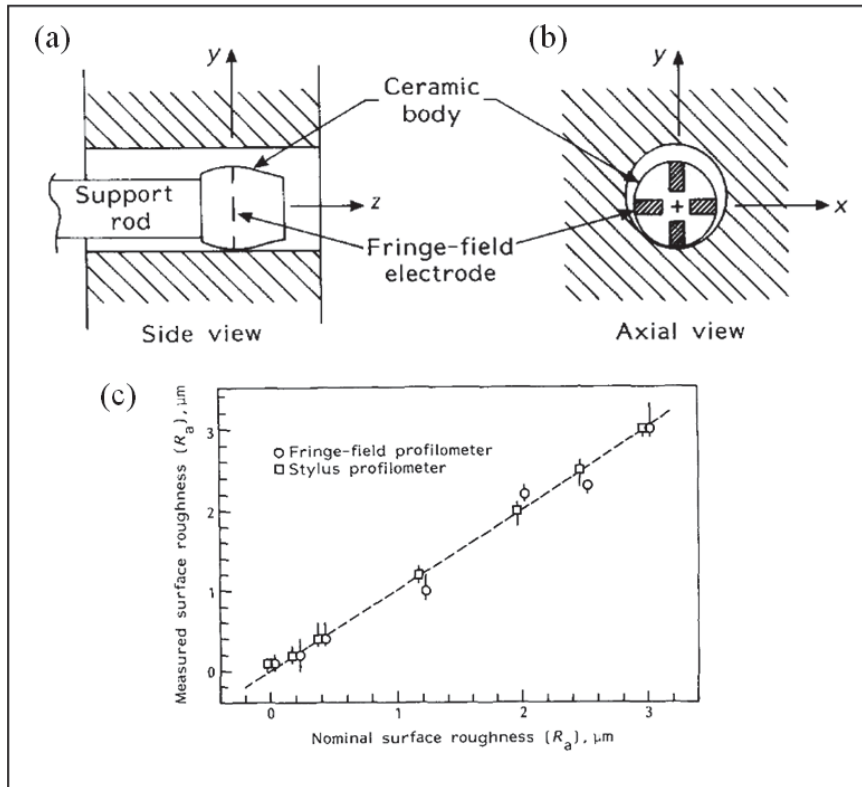


Figure 1.27 (a) Vue de côté de la sonde capacitive mesurant simultanément le profil de surface et la géométrie du trou. (b) Vue de face de la sonde en contact avec la paroi interne. (c) Comparaison des valeurs de rugosité arithmétique (R_a) obtenues par le système capacitif et par un profilomètre à stylet

Adaptée de Garbini, Saunders, & Jorgensen (1991)

Kao et Shih (2007) ont étudié la caractérisation de microtrous de $160\ \mu\text{m}$ de diamètre et $0.9\ \text{mm}$ de profondeur, réalisés par électro-érosion (EDM) pour des injecteurs diesel. La géométrie de ces cavités est déterminante pour le motif de consommation de carburant et les émissions des moteurs, ce qui rend leur inspection dimensionnelle et géométrique critique. Cinq caractéristiques de formes ont été analysées à l'aide de la sonde dont la cylindricité, le diamètre, la circularité, la rectitude et la conicité. Les mesures ont été effectuées à l'aide d'une

machine à mesurer tridimensionnelle Werth VideoCheck HA 400, combinant capteurs optiques et de contact. La sonde, constituée d'une fibre de verre terminée par une bille sphérique de 74 μm , était suivie par un capteur CCD, permettant une inspection précise des parois internes.

La Figure 1.28a illustre la configuration expérimentale, incluant l'injecteur fixé, la sonde en fibre de verre et la lentille optique 10X alignée avec l'axe de mesure tandis que la Figure 1.28b montre une vue agrandie de la sonde, dont le diamètre se réduit progressivement de 500 à 25 μm à son extrémité. Les résultats de la variation diamétrale mesurée pour 12 sections de trois microtrous sont présentés à la Figure 1.28c. On observe que les diamètres moyens sont de 160, 157 et 158 μm , pour des trous percés avec une électrode en tungstène de 127 μm et l'écart moyen entre l'électrode et la pièce étant d'environ 15 μm . La Figure 1.28d présente les résultats de circularité des trois microtrous. On observe que la circularité est faible en début de perçage (2.0 à 3.5 μm), puis relativement stable en phase intermédiaire (~ 4.5 μm), avant de devenir beaucoup plus variable en profondeur (4.0 à 8.5 μm). Cette dégradation peut être attribuée à l'usure inégale de l'électrode ainsi qu'à l'incertitude de mesure accrue à l'intérieur du trou. Ces résultats mettent en évidence la capacité de la méthode à détecter des variations fines de géométrie interne et à relier ces écarts aux conditions du procédé de perçage. Malgré sa précision et sa robustesse métrologique, cette approche demeure difficilement transposable à l'industrie aéronautique. L'inspection de milliers de trous d'effusion sub-millimétriques exigerait un temps de mesure considérable, des équipements coûteux et hautement spécialisés, incompatibles avec les cadences de production.

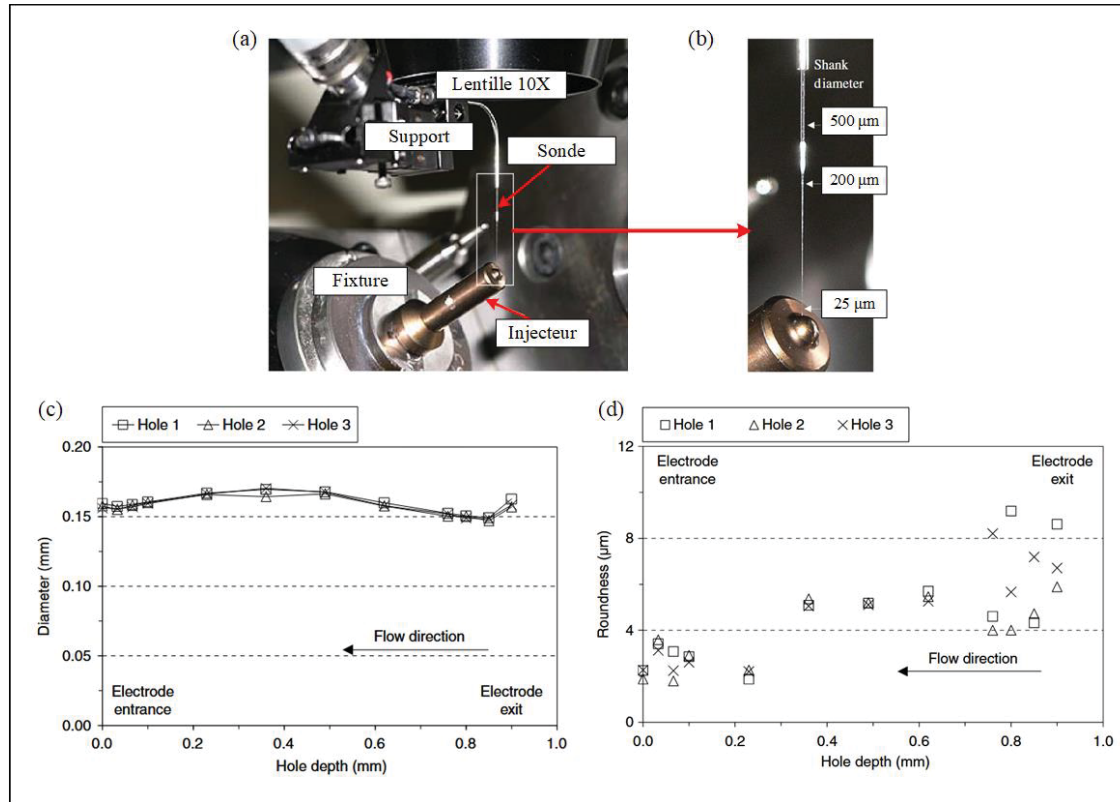


Figure 1.28 (a) Configuration expérimentale pour la mesure des microtrous d'injecteurs, (b) vue agrandie sur la sonde, (c) résultats des diamètres mesurés sur 12 sections de trois microtrous et (d) Circularité de 12 sections de mesure dans trois microtrous
Adaptées de Kao & Shih (2007)

Dans le même ordre d'idée, Elfurjani (2016) a proposé une méthode innovante de caractérisation de microtrous basée sur une sonde rotative couplée à un système de détection par émission acoustique (AE). Le principe repose sur la détection du contact entre une sonde de 170 μm de diamètre et la paroi interne du trou, le signal acoustique permettant d'identifier avec précision la position de contact. Le diamètre effectif de la sonde est calibré à l'aide d'un bloc étalon de haute précision. Trois microtrous de 0.5, 0.8 et 1.0 mm de diamètre ont été usinés par laser femtoseconde (Ti:Sapphire) dans une plaque d'acier de 1 mm d'épaisseur afin de valider la méthode.

La Figure 1.29a illustre le montage expérimental, comprenant la broche à grande vitesse, la sonde rotative, l'amplificateur et le dispositif de maintien de l'échantillon. Un capteur Nano-

30 AE (Physical Acoustics) est placé sous la plaque support afin de détecter le signal acoustique lors du contact entre la sonde et la paroi interne, tandis que la sonde est déplacée par un axe linéaire à l'intérieur des microtrous. La Figure 1.29b montre un exemple de points mesurés après compensation du diamètre effectif de la sonde pour le trou nominal de 0.5 mm. Les résultats mettent en évidence la capacité du système à détecter les positions de contact et à reconstruire le profil interne. Notons que l'entrée du trou est clairement visible de même que les variations de diamètre le long de la profondeur. Une dispersion légèrement plus importante est observée pour le trou de 0.5 mm, attribuée à la difficulté accrue de focalisation du faisceau laser lors de l'usinage de diamètres plus petits. La Figure 1.29c présente l'évolution des diamètres mesurés en fonction de la profondeur pour les trois tailles de trous. Les résultats révèlent des variations significatives à l'entrée des trous directement liées aux erreurs et instabilités du procédé laser femtoseconde. Bien que cette approche démontre une capacité prometteuse pour la caractérisation fine de microtrous, son application industrielle reste limitée. La complexité du montage, la fragilité de la sonde et la lenteur du processus rendent difficile son utilisation pour l'inspection de milliers de trous d'effusion sub-millimétriques sur des pièces aéronautiques réelles.

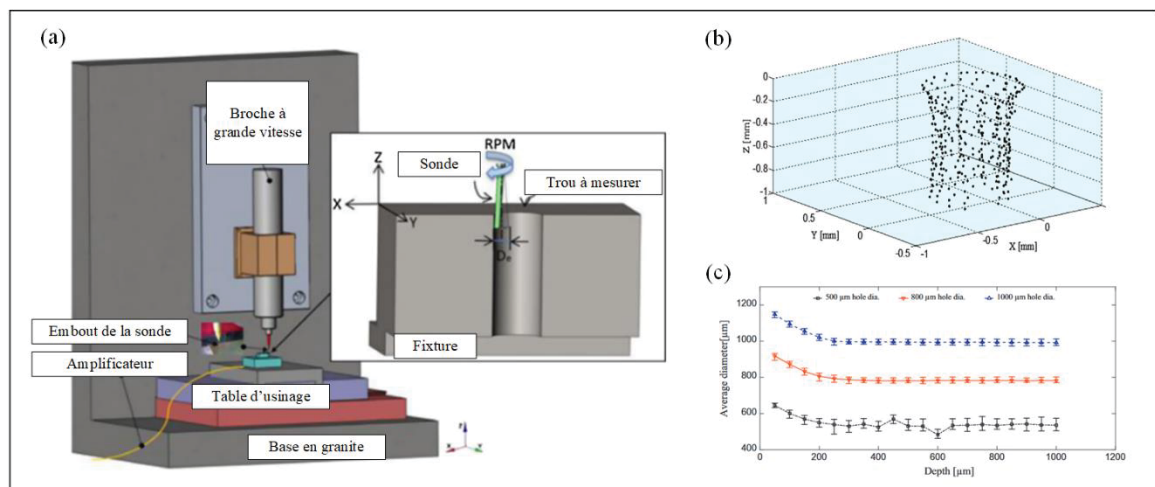


Figure 1.29 (a) Montage expérimental du système de mesure par sonde rotative, (b) exemple de points mesurés pour le trou de 0.5 mm et (c) évolution des diamètres en fonction de la profondeur des microtrous

Adaptée de Elfurjani, Ko, & Jun (2016)

Les méthodes de mesure par contact direct, qu'elles reposent sur des capteurs capacitifs, des sondes optiques ou acoustiques, offrent une grande précision en laboratoire pour caractériser les dimensions, la géométrie et la rugosité des microtrous. Toutefois, leur transposition à l'échelle industrielle demeure limitée. D'une part, le temps de mesure est trop élevé, chaque trou devant être inspecté individuellement, ce qui est incompatible avec la présence de milliers de microtrous sur une même pièce. D'autre part, la fragilité et l'usure rapide des sondes de très petit diamètre nécessitent un entretien fréquent. Enfin, la complexité des montages expérimentaux rend leur intégration difficile dans une chaîne de production. Ainsi, bien que ces approches soient pertinentes pour la recherche et la validation de procédés, elles ne sont pas encore adaptées à une utilisation industrielle à grande échelle pour l'inspection des trous d'effusion sub-millimétriques.

1.4.5 La tomographie à rayons X

La tomographie à rayons X est une technique d'imagerie non destructive largement utilisée dans des domaines variés, notamment le médical et l'aéronautique. Son principe repose sur l'émission d'un faisceau d'électrons projeté sur une cible en tungstène, générant des rayons X. Lorsqu'ils traversent un objet, ces rayons subissent une atténuation proportionnelle à la densité et à la composition du matériau (Sietins, Green, & Jones, 2022). L'intensité résiduelle est ensuite enregistrée par un détecteur.

Les projections obtenues sont traitées par des algorithmes de reconstruction afin de générer des images bidimensionnelles (2D), qui sont ensuite recombinaées pour produire un modèle tridimensionnel (3D) exploitable dans des logiciels de post-traitement. La qualité de la reconstruction dépend fortement du facteur de magnification, défini par le rapport entre la distance source-détecteur (SDD) et la distance source-objet (SOD), paramètre déterminant pour la résolution et la précision des images (Du Plessis, Broeckhoven, Guelpa, & Le Roux, 2017).

En aéronautique, la tomographie à rayons X est de plus en plus utilisée pour l'analyse des cavités internes, telles que les trous d'effusion des chambres de combustion ou les canaux de refroidissement des aubes de turbines. Elle permet notamment d'évaluer le volume de matière

retirée lors des procédés de fabrication, de mesurer les variations diamétrales des perçages, d'analyser leur orientation angulaire et de détecter d'éventuels défauts métallurgiques.

Guinard et al. (2016) ont étudié qualitativement les défauts générés par le perçage laser sur des échantillons recouverts d'un revêtement céramique, préalablement sectionnés et polis. Grâce à une résolution de 3 μm /voxel, la tomographie à rayons X a permis d'identifier des fissures non seulement à l'interface entre la céramique et la sous-couche, mais également dans la zone fondue et solidifiée. La Figure 1.30 présente une vue en coupe d'un échantillon percé par laser obtenue par tomographie. L'analyse met en évidence les différentes couches constitutives de l'échantillon, à savoir le substrat métallique, la sous-couche de liaison (*bond coat*) et le revêtement thermique en céramique. La numérisation haute résolution a permis de visualiser des fissures interfaciales entre ces couches, ainsi qu'une zone de refonte localisée à l'intérieur du trou, mais seulement des mesures qualitatives ont pu être réalisées à l'aide de la tomographie.

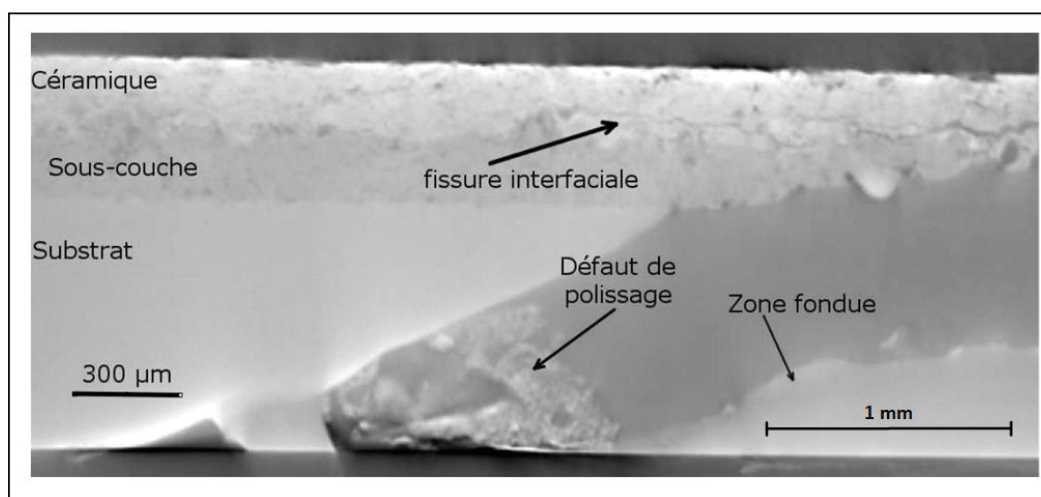


Figure 1.30 Images issues de tomographie à rayons X d'un échantillon percé par laser, montrant des fissures et des zones de refonte
Tirée de Guinard (2016)

Matusik et al. (2018) ont comparé deux méthodes tomographiques appliquées à des buses d'injection de moteurs diesel soit la tomographie conventionnelle et la tomographie synchrotrique. L'objectif était de caractériser avec précision la variation diamétrale qui est un paramètre essentiel puisque la géométrie locale influence directement l'écoulement du

carburant. Afin de disposer d'une référence de haute précision et de valider les mesures issues de la tomographie conventionnelle, l'équipe a utilisé la source à rayons X 7-BM de l'Advanced Photon Source (Argonne National Laboratory). Ce dispositif permet d'obtenir des numérisations d'ultra-haute qualité, avec une incertitude de mesure de l'ordre de $1.8\ \mu\text{m}$ servant ainsi de base de comparaison avec les résultats conventionnels.

La Figure 1.31 illustre la comparaison entre les résultats qualitatifs obtenus par tomographie conventionnelle (Figure 1.31a) et par tomographie synchrotronique (Figure 1.31b). Les images synchrotroniques présentent une résolution et un contraste nettement supérieurs, permettant de mieux définir les contours des orifices et de valider la précision de la numérisation. La Figure 1.31c montre les profils diamétraux mesurés par les deux différentes méthodes d'acquisition. Les résultats mettent en évidence une conicité pour l'ensemble des orifices avec une augmentation progressive du diamètre en sortie de l'injecteur. De plus, les résultats révèlent des écarts d'environ $10\ \mu\text{m}$ entre les mesures issues des tomographies conventionnelles et celles obtenues par synchrotron. Bien qu'il subsiste de légères différences entre les mesures par tomographie conventionnelle et celles validées par tomographie synchrotron, la tomographie à rayons X demeure une méthode efficace et non destructive pour l'inspection des trous sub-millimétriques.

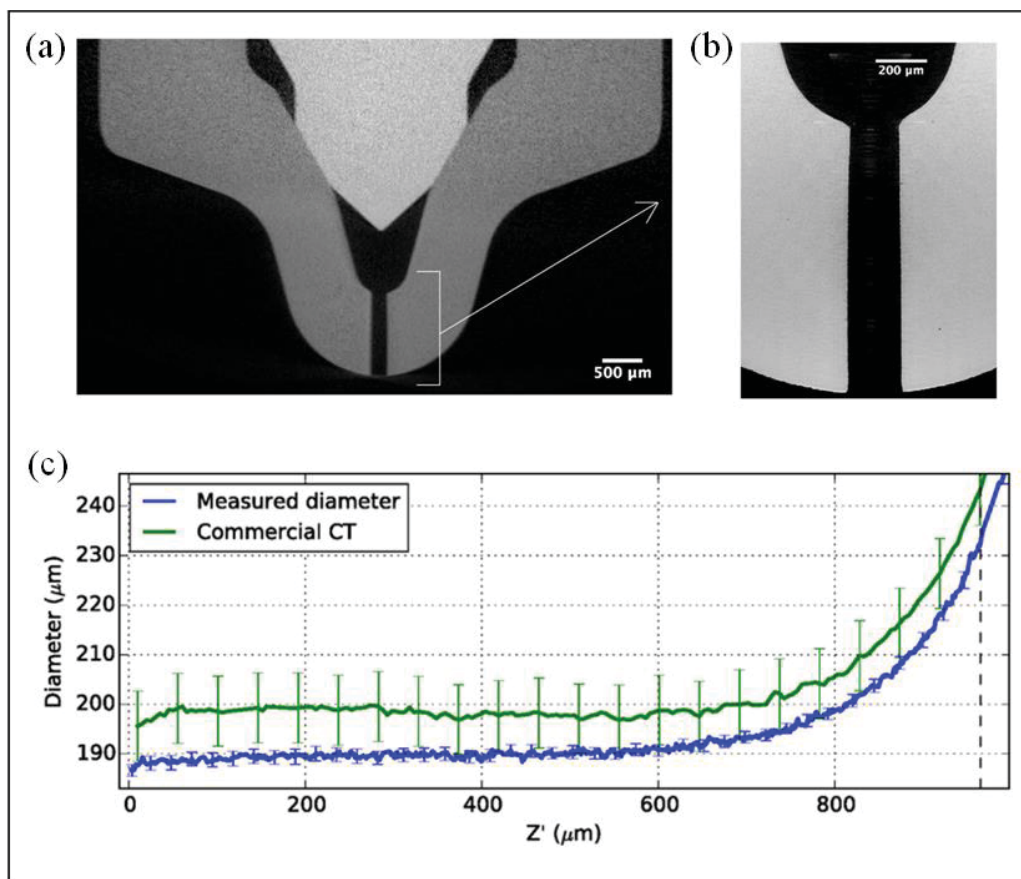


Figure 1.31 Coupes transversales d'un injecteur Spray C037 obtenues par (a) tomographe commercial et (b) par tomographie synchrotronne du Argonne National Laboratory (droite) et (c) profils de diamètre des orifices de l'injecteur Spray D 209134 comparés aux mesures obtenues par tomographie commerciale
Adaptée de Matusik et al. (2018)

Quelques années plus tard, Putzer et al. (2021) ont étudié l'évolution géométrique de microtrous réalisés par perçage laser à impulsions ultra-courtes. L'utilisation d'une méthode de perçage circulaire a permis de générer des micro-cavités d'un diamètre d'entrée d'environ 35 μm, pouvant atteindre des profondeurs comprises entre 165 et 300 μm. Afin de caractériser avec précision la transformation progressive de la géométrie en fonction du nombre d'impulsions appliquées, les auteurs ont eu recours à la micro-tomographie à rayons X (μCT). Grâce à une résolution micrométrique, cette technique non destructive a permis d'observer la transition de la forme des trous, de quantifier la profondeur de perçage ainsi que l'angle de conicité. L'étude a également montré que l'augmentation du nombre d'impulsions conduit à

une évolution non conique de la géométrie, phénomène rapporté pour la première fois dans ce contexte.

La Figure 1.32a présente une vue isométrique des échantillons percés, obtenue par numérisation CT. Cette représentation tridimensionnelle illustre la morphologie globale des régions d'entrée des microtrous et confirme la régularité du diamètre d'entrée. La Figure 1.32b montre une vue en coupe virtuelle, permettant de visualiser directement les paramètres mesurés dans l'étude, à savoir la profondeur de perçage, l'angle de conicité et le diamètre d'entrée. On observe que l'augmentation du nombre d'impulsions entraîne une diminution progressive de l'angle de conicité, traduisant une évolution vers une géométrie moins conique. Enfin, la Figure 1.32c présente les résultats quantitatifs soit l'aire du trou en fonction de la profondeur (courbe pointillée noire) ainsi que le volume de matière retiré en fonction de la profondeur et de l'énergie appliquée. Ces données mettent en évidence que, sous des conditions de perçage à 2 W et 400 kHz, la profondeur augmente avec le nombre d'impulsions tandis que l'angle de conicité diminue, confirmant la relation directe entre les paramètres laser et la morphologie finale des microtrous.

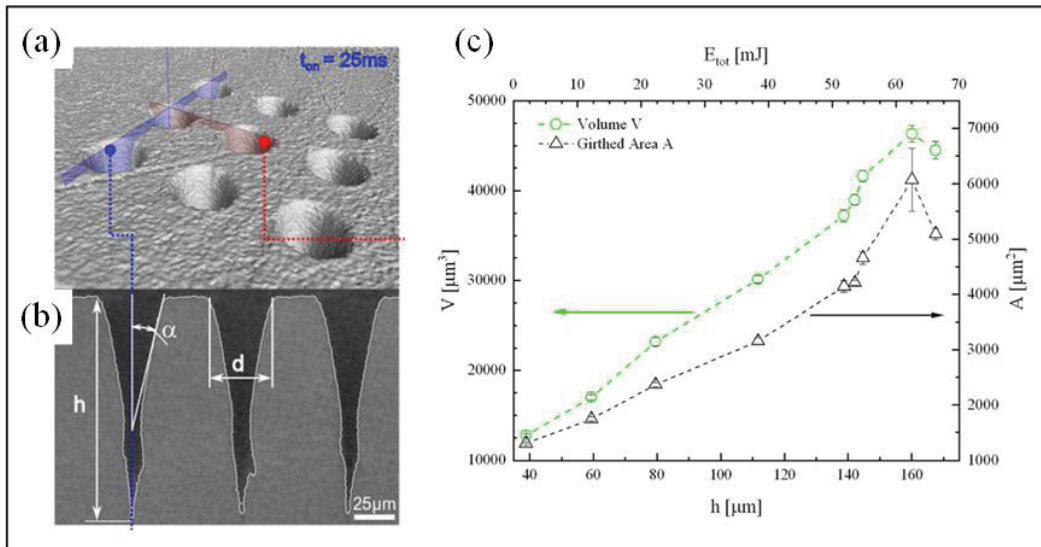


Figure 1.32 (a) Numérisation μ CT des échantillons percés au laser vu isométrique, (b) Vue en coupe et (c) volume de matière retiré en fonction de la profondeur et de l'énergie appliquée

Adaptée de Putzer, Ackerl, & Wegener (2021)

En conclusion, la tomographie à rayons X s'impose comme une méthode d'analyse particulièrement pertinente pour l'étude et le contrôle des micro-perçages dans des secteurs exigeants tels que l'aéronautique. Sa capacité à fournir des mesures rapides, précises et surtout non destructives du volume de matière retiré, du diamètre d'entrée, d'angle de conicité ou encore de l'orientation des perçages en fait un outil de validation complémentaire aux techniques conventionnelles. De plus, elle permet aussi de détecter des défauts internes tels que microfissures ou zones de refonte, offrant ainsi une caractérisation complète et fiable des cavités. Ces atouts confirment le fort potentiel de la méthode CT pour optimiser les procédés de fabrication et garantir la qualité des composants critiques, incluant la maîtrise des géométries internes et la détection des défauts dans la zone affectée thermiquement.

CHAPITRE 2

PROBLÉMATIQUE ET OBJECTIFS

2.1 Problématique

La revue de la littérature met en évidence la complexité entourant la fabrication et l'inspection des trous d'effusion dans le secteur aéronautique. Parmi les procédés de fabrication, le perçage laser apparaît comme la technique la plus performante pour produire les milliers de trous d'effusion, grâce à son taux élevé d'enlèvement de matière. Toutefois, le mécanisme de retrait de la matière de ce procédé reste encore mal compris. Les méthodes d'inspection utilisées actuellement, bien que précises, se révèlent souvent longues, coûteuses et nécessitent l'utilisation de montages et d'appareils spécifiques particulièrement complexes qui sont mal adaptés à la production industrielle. Les recherches existantes se concentrent majoritairement sur les aspects métallurgiques liés au perçage laser (microfissures, couche de refonte, oxydes, etc.), tandis que peu d'études s'intéressent à l'influence des paramètres du laser sur les caractéristiques dimensionnelles des trous. De plus, ces paramètres géométriques constituent un facteur critique, directement associé au principal critère de qualité exigé par l'industrie, soit le débit de refroidissement. Ces dernières années, la tomographie à rayons X s'est révélée efficace pour analyser les propriétés géométriques et métallurgiques des trous percés. Cependant, la quantification précise du volume retiré repose encore sur des approximations ou des mesures statistiquement faibles.

2.2 Objectifs

Ainsi, l'objectif principal de ce projet est de développer et valider une méthode d'inspection par tomographie à rayons X pour la mesure des caractéristiques dimensionnelles (volume, angle, surfaces d'entrée et de sortie) des trous d'effusion percés par laser et ainsi établir, s'il y a lieu, une corrélation entre ces paramètres dimensionnels et le débit d'air de refroidissement. Les objectifs spécifiques du projet permettant d'atteindre l'objectif principal sont :

- Développer une méthode d'inspection par tomographie à rayons X.

- Valider les mesures tomographiques par des méthodes conventionnelles et mesurer l'efficacité de la tomographie à rayons X comme outil d'inspection des trous laser, notamment en termes de précision et de rapidité par rapport aux approches conventionnelles.
- Évaluer la répétabilité des mesures de débit de refroidissement et les corréler avec les caractéristiques géométriques des trous.
- Déterminer les relations entre les paramètres laser et les caractéristiques des trous d'effusion
- Étudier le mécanisme d'enlèvement de matière lors du perçage laser.

CHAPITRE 3

MÉTHODOLOGIE EXPÉRIMENTALE

Ce chapitre présente la méthodologie utilisée pour atteindre les objectifs de ce projet de recherche. D'abord, les différents équipements utilisés pour la fabrication des échantillons sont présentés, suivis des équipements de mesure. La Figure 3.1 présente la méthodologie de l'ensemble du projet à partir de la fabrication des échantillons percés jusqu'à la validation de l'approche tomographique et l'analyse des échantillons.

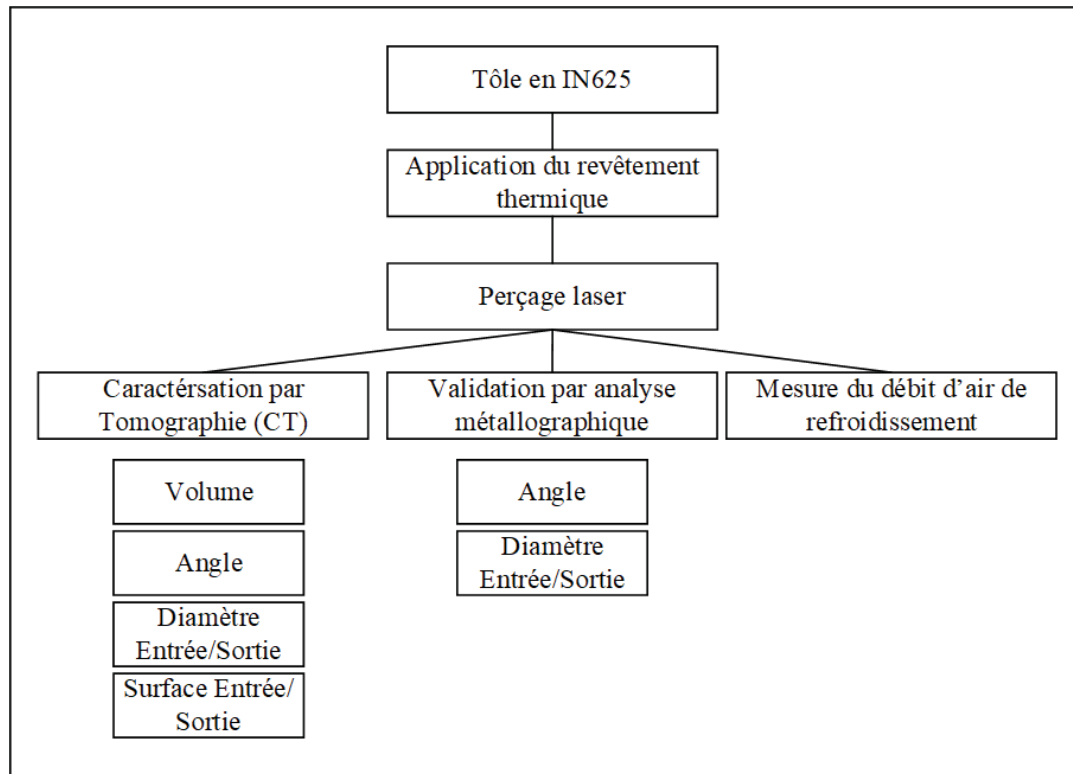


Figure 3.1 Méthodologie globale du projet

3.1 Fabrication d'échantillons percés au laser

Pour cette étude, le perçage des trous s'est effectué sur des échantillons 25 x 75 x 1.2 mm d'alliage d'Inconel (IN625). Afin de simuler une chambre de combustion de moteur d'avion,

ces plaques métalliques ont été recouvertes d'une couche de liaison métallique (MCrAlY) et d'un revêtement thermique (YSZ).

Un laser fibre LT-100 (entreprise DMG) illustré à la Figure 3.2a, a été utilisé pour la fabrication des trous d'effusion montrés à la Figure 3.2b. Les différentes phases du projet ont utilisé différentes combinaisons de paramètres pour investiguer la fiabilité des mesures provenant de la tomographie à rayons X, le volume de matière enlevé et l'influence des paramètres machines sur le débit massique de refroidissement. Les paramètres de procédés utilisés dans le présent travail s'inspirent des paramètres proposés dans une étude récente de Tas et al. (Tas, Ozogul, Sever, & Cin, 2024), qui a utilisé un métal de base, une machine de perçage laser et des matériaux de revêtement similaires.

Le plan de tests complet se trouve dans l'article scientifique (voir le Tableau 4.2). La première phase consiste en la caractérisation préliminaire et la validation de l'approche par tomographie. Comme présenté à la Figure 3.2b, les échantillons de la phase de validation comprennent 60 trous percés du côté métallique, avec des paramètres laser constants : énergie de perçage de 14 J, durée d'impulsion de 0.1 ms, décalage de la position focale de 2.54 mm, angle de perçage de 30°, fréquence de 12 Hz et 5 impulsions par trou. Enfin, il convient de souligner que l'échantillon de la phase 1 a été sectionné le long de deux rangées distinctes, afin de produire deux échantillons métallographiques nécessaires à la phase de validation de l'étude.

La phase 2 a pour objectif d'étudier l'influence des paramètres laser sur le taux d'enlèvement de matière. Six échantillons ont été préparés, chacun associant une énergie de perçage (2, 6 ou 10 J) et deux orientations de perçage, soit depuis le côté métallique ou depuis le côté céramique. Chaque échantillon a été subdivisé en cinq zones de 12 trous (3 rangées de 4 trous), avec un nombre d'impulsions variant de 1 à 5, comme illustré à la Figure 3.2c. La position focale (0 mm) et l'angle de perçage (25°) ont été maintenus constants. Plus précisément, les échantillons 1 et 2 ont été percés à 2 J depuis les côtés métallique et céramique respectivement, les échantillons 3 et 4 à 6 J, et les échantillons 5 et 6 à 10 J, selon la même logique. Cette

configuration permet de réaliser une analyse statistique robuste de l'effet de l'énergie sur l'enlèvement de matière.

Les paramètres étudiés dans la dernière phase du projet sont l'angle de perçage, le côté de perçage, le décalage de la position du point focal ainsi que du nombre de trous percés. Ces derniers tests explorent l'impact des paramètres laser sur le débit massique d'air. De plus, les échantillons des phases 3, 4 et 5 ont été percés du côté métallique. Dans la troisième phase (60 trous), l'angle de perçage a été varié de 20 à 35°, avec une énergie constante et un décalage focal de 7.62 mm. Dans la quatrième phase, le nombre de trous a été varié de 15 à 60, tandis que l'énergie, l'angle et le décalage focal sont restés constants. L'objectif était d'évaluer si la quantité de trous pouvait influencer l'incertitude de mesure du débit, c'est-à-dire si elle introduisait une variabilité supplémentaire dans les résultats. Durant la phase 5, le décalage focal a été varié de 0 à 7.62 mm, avec une énergie et un angle constant de 30°. En phase 6, le perçage a été effectué du côté céramique, tous les autres paramètres étant inchangés (60 trous, 7.62 mm, 30°, énergie constante). Trois échantillons par groupe de paramètres ont été produits au cours des phases 3 à 6, ce qui permet d'évaluer les variations intra-groupes du procédé de perçage à paramètres égaux lors des mesures du débit d'air des échantillons.

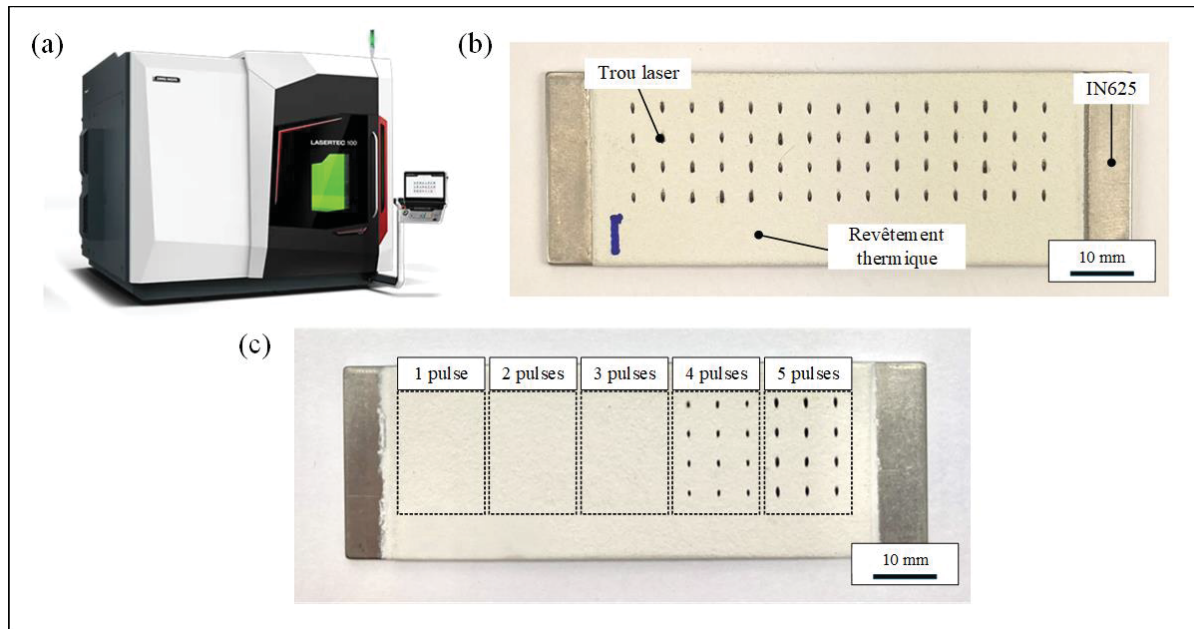


Figure 3.2 (a) Machine pour le perçage laser, tiré de dmgmori.com (b) Exemple d'un échantillon percé au laser contenant 60 trous avec revêtement céramique et (c) échantillon percé laser séparé par groupe en fonction du nombre d'impulsions variant de 1 à 5

3.2 Fabrication d'échantillons calibrés (usinage conventionnel)

Une seconde partie de cette étude concernait la validation des mesures provenant de la tomographie à rayons X pour mesurer des diamètres sous-millimétriques. Un échantillon a donc été micro-percé sur un centre d'usinage vertical à haute vitesse DMP 70 (DMG MORI, Allemagne) illustré sur la Figure 3.3a, afin de produire un échantillon calibré. L'échantillon métallique en Inconel 625 ($25.4 \times 76.2 \times 1.2$ mm, sans revêtement TBC) est présenté à la Figure 3.3b. Les forets utilisés présentaient des diamètres allant de $\varnothing 0.102$ à 1.270 mm. La stratégie de perçage par à-coups (*peck drilling*) a été appliquée pour limiter les risques de bris d'outil.

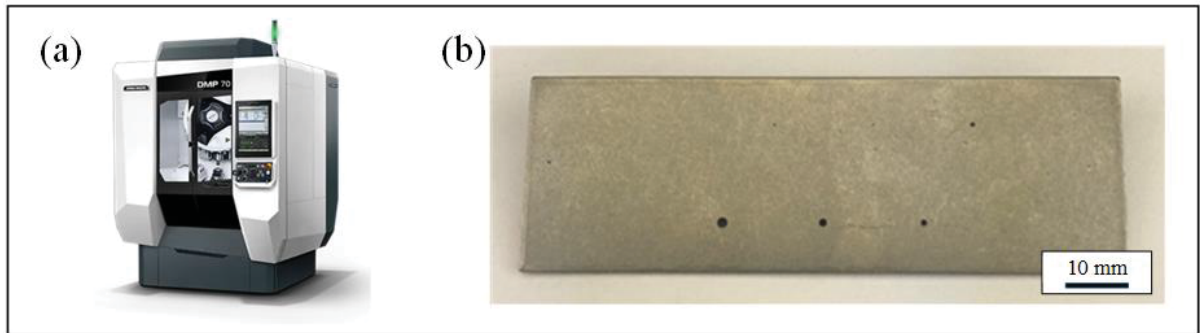


Figure 3.3 (a) Centre d'usinage vertical High-Speed, tirée de dmgmori.com (b) Échantillon produit par perçage conventionnel

3.3 Caractérisation par tomographie à rayons X

L'inspection des trous d'effusion par perçage laser a été réalisée par tomographie à rayons X, suivie d'un post-traitement dans le logiciel Dragonfly. La Figure 3.4a présente le poste de travail et la machine de tomographie utilisée et la Figure 3.4b présente l'intérieur de la machine en plus du positionnement de l'échantillon lors des numérisations. Plusieurs essais préliminaires ont permis d'optimiser les paramètres de numérisation afin d'obtenir une reconstruction de qualité exploitable. Les conditions retenues ont été une tension de 200 kV, un courant de 110 μ A, une magnification de 8.57 mm (permettant une vue d'ensemble des 60 trous par coupon), un total de 1500 projections, un temps d'exposition de 50 ms et un filtre en cuivre de 2 mm, pour une durée totale d'environ 45 minutes par échantillon. La reconstruction des images a été effectuée avec le logiciel CERA. Pour l'analyse des échantillons percés par usinage conventionnel, les paramètres ont légèrement varié en raison de l'absence de revêtement thermique. En ce sens, une tension de 190 kV, un courant de 125 μ A, et une même quantité de projections, un même temps d'exposition, le même filtre et la même magnification ont été utilisés. Les résolutions de scan utilisées dans le cadre du projet étaient de 16 μ m et 30 μ m, bien que la meilleure résolution atteignable avec la source à rayons X employée soit d'environ 5 μ m. Ces deux résolutions ont été choisies afin de réduire le temps de scan tout en obtenant une résolution optimale, permettant de conserver l'échantillon entier dans le champ de vision du détecteur. Le post-traitement dans Dragonfly a permis d'extraire différentes

métriques des trous, notamment l'angle de perçage, le volume, les diamètres ainsi que les aires des surfaces d'entrée et de sortie des trous.

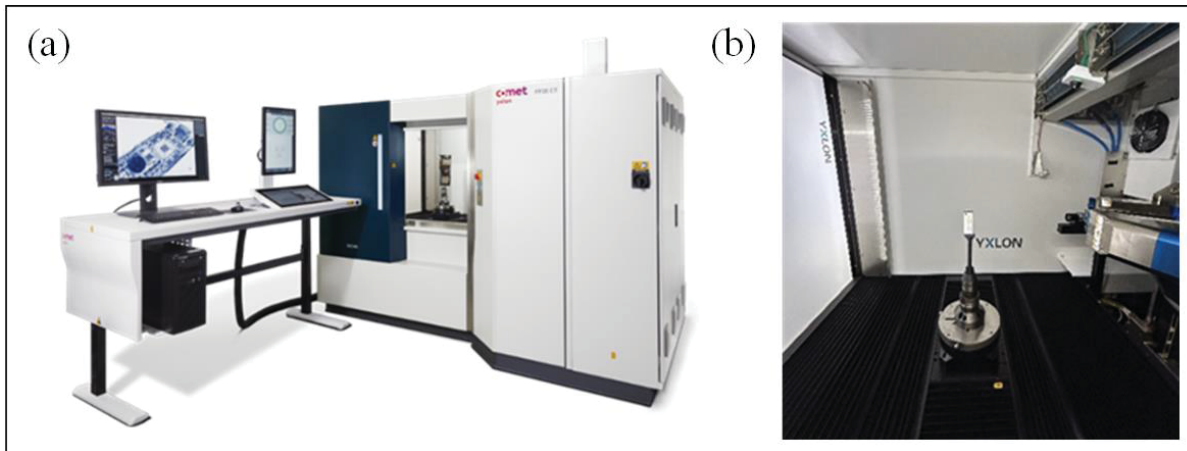


Figure 3.4 (a) Machine de tomographie à rayons X Comet Xylon FF35, tiré de www.yxlon.comet.tech et (b) Vue intérieure de la machine et du support pour la numérisation d'un échantillon

3.4 Caractérisation par microscopie numérique

Un microscope Keyence VHX-5000 a été employé pour caractériser les trous d'effusion et les trous issus du perçage conventionnel. Le poste de travail similaire à celui utilisé dans le cadre de ce travail est illustré à la Figure 3.5. Le microscope Keyence repose sur le principe de la microscopie optique, dans lequel un système d'illumination éclaire la surface de l'échantillon tandis qu'une série de lentilles objectives forme une image agrandie sur un capteur numérique haute résolution. Cet appareil combine optique avancée et traitement d'image intégré pour produire des images nettes à grande profondeur de champ. Selon la lentille utilisée lors des

mesures de validation, la sensibilité de mesure de l'instrument est d'environ $\pm 12 \mu\text{m}$, ce qui permet une évaluation précise de la géométrie et de la qualité des trous étudiés.

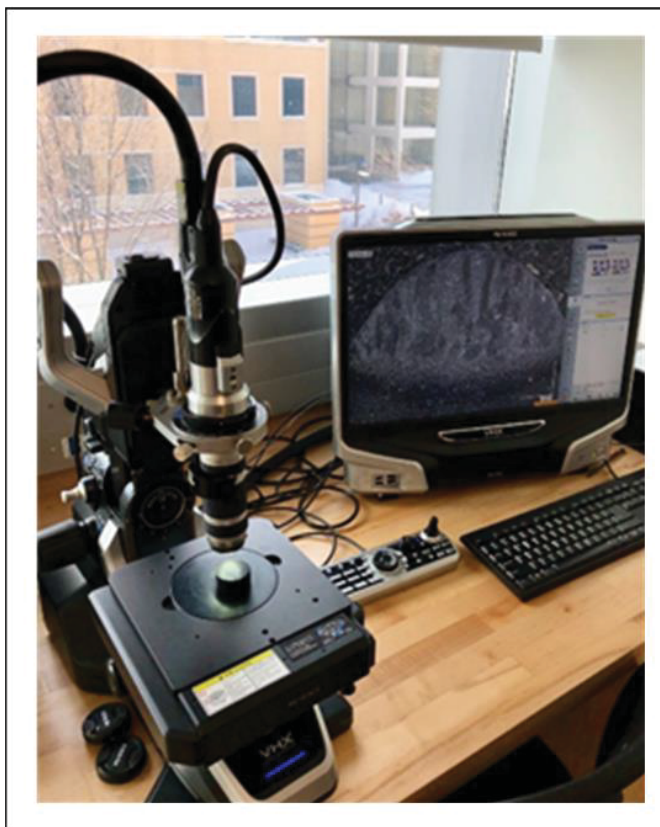


Figure 3.5 Microscope optique numérique
Keyence VHX-5000
Tiré de www.mines.edu

Un des coupons avec revêtement thermique percés par laser a été utilisé pour la validation des mesures entre la tomographie et la microscopie. Ce coupon a été coupé sur deux rangées de quatre trous pour produire deux sous-échantillons métallographiques. La Figure 3.6 présente un des échantillons métallographiques produits dans le cadre de ce travail. Le coupon laser est inséré dans un contenant cylindrique et maintenu à l'aide d'une pince de support lors du remplissage du moule à l'aide d'époxy. Une fois le mélange solidifié, l'échantillon est alors poli selon une méthode établie par le partenaire industriel.

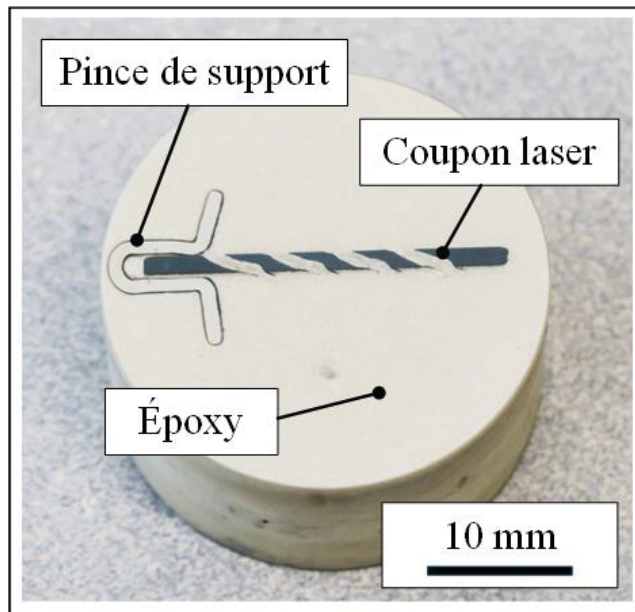


Figure 3.6 Échantillon métallographique

Les deux échantillons métallographiques ont d'abord été examinés afin de déterminer les diamètres d'entrée et de sortie ainsi que l'angle de perçage pour les trous percés par laser. Ces mesures ont été ensuite considérées comme étant les valeurs de références pour la comparaison avec les résultats obtenus par tomographie. Dans le cadre de l'évaluation de la fiabilité des mesures obtenues par tomographie, les diamètres d'entrée des trous percés par usinage conventionnel ont également été mesurés au microscope optique, puis comparés aux valeurs extraites des numérisations à partir du logiciel Dragonfly.

3.5 Mesure du débit massique.

Le banc d'essai pour mesurer le débit massique des échantillons est conçu par l'entreprise Cincinnati Control Dynamics, Inc. (États-Unis). Le poste de travail du banc d'essai est présenté à la Figure 3.7a. L'instrument de mesure des débits de refroidissement est un outil calibré et certifié par l'entreprise de manière bisannuelle et chaque buse est calibrée tous les 6 mois par un expert. Le système fonctionne en mode « pression constante », mais peut aussi fonctionner en mode « débit constant ». La Figure 3.7b présente le schéma détaillé du fonctionnement du banc d'essai. Pour obtenir une mesure, une commande de ratio de pression entre P_3 et P_b doit

être envoyée pour faire fonctionner la machine. La pression P_1 est la pression en amont de la buse sonique et la pression P_2 est celle en aval. La pression P_3 est la pression mesurée de la pièce. P_b est la pression barométrique ou autrement dit la pression atmosphérique.

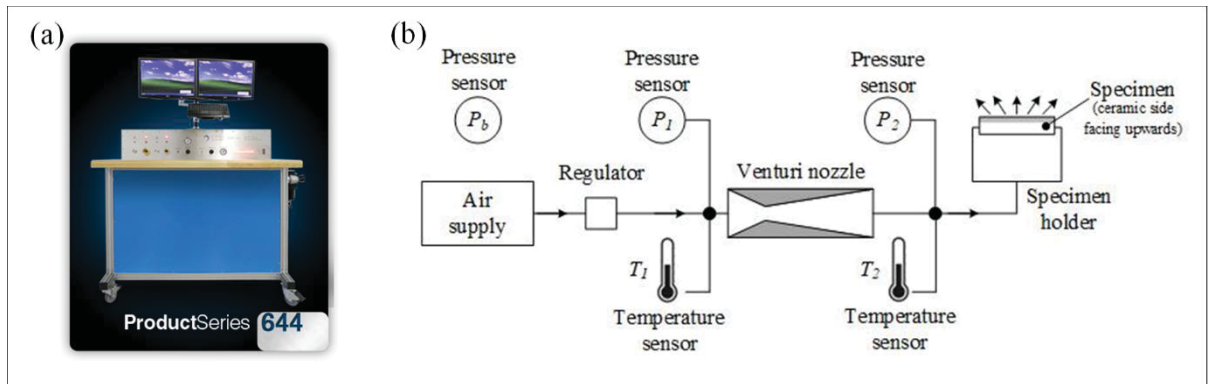


Figure 3.7 Vu global (a) du banc d'essai de débit d'air 644-CCDI, tirée de airflowmachines.com et (b) schéma de fonctionnement du débitmètre

CHAPITRE 4

LASER DRILLING OF EFFUSION HOLES: PROCESS OPTIMIZATION AND QUALITY CONTROL USING INDUSTRIAL MICRO-COMPUTED TOMOGRAPHY

Phillipe Renaud¹, Vladimir Brailovski¹, Vincent Demers¹

¹ Département de Génie mécanique, École de technologie supérieure, 1100 Notre-Dame
Ouest, Montréal, Québec, Canada H3C 1K3

Article soumis pour publication, octobre 2025

Les résultats recueillis lors de ce projet de recherche ont été compilés pour rédiger un article constituant le présent chapitre. Cet article a été soumis au journal « Precision Engineering » qui se consacre aux avancées multidisciplinaires en ingénierie de haute précision, en métrologie et en procédés de fabrication. Il présente le développement et la validation d'une méthode d'inspection par tomographie à rayons X appliquée aux trous d'effusion réalisés par perçage laser. Les performances de cette approche sont comparées à celles de la méthode conventionnelle d'analyse métallographique. Enfin, un lien est établi entre les caractéristiques dimensionnelles des trous et le débit de refroidissement.

Vincent Demers et Vladimir Brailovski ont été impliqués dans la rédaction du document. Phillipe Renaud a réalisé le reste du travail incluant la fabrication des échantillons, l'analyse des résultats tomographiques ainsi que la réalisation des essais de débit de refroidissement.

4.1 Abstract

This work targets the development and validation of a micro-computed tomography (CT) inspection technique for assessing the quality of effusion holes in thermal barrier-coated metallic liners of combustion chambers. This automated inspection workflow is implemented using the Dragonfly 3D World software to extract geometric metrics from CT scans, including the hole angle, the volume of material removed, and the inlet/outlet hole diameters and surface

areas, all in a bid to establish correlations between key laser drilling parameters such as the focal position, the drilling angle, the number of holes per sample, the drilling side (metallic or thermal barrier-coated), and the cooling air mass flow, which serves as a standard criterion for effusion holes qualification.

Comparing the CT with standard metallographic measurements demonstrated an adequate precision of the proposed approach in capturing critical geometric details of the laser-drilled effusion holes: $\sim 0.55^\circ$ deviations in the assessment of drilling angles, and $\sim 50/75 \mu\text{m}$ (mean absolute deviations) in the assessment of inlet/outlet hole diameters. This approach significantly reduces the analysis time as compared to conventional metallographic and air flow testing methods, eliminating the need for destructive testing and specialized test rigs. Moreover, correlations established in this work between laser drilling parameters, the hole geometry, and the air mass flow allow to optimize the laser drilling process and establish quality control guidelines for the effusion holes used in combustion chambers.

Keywords: Laser drilling, X-ray Computed Tomography (CT) Inspection process, Effusion holes, Drilling angle, Combustion chamber, Metrology, Metallographic cross-sections, Material removal.

4.2 Introduction

The efficiency of modern gas turbines in the aerospace industry relies heavily on combustion chambers operating at extremely high temperatures to achieve more complete combustion (Sturgess, 1996 ; Zeng & Chen, 2023). With temperatures approaching 2000°C at the flame tip and up to 1500°C at the combustion chamber outlet, thermal barrier coatings (TBC) consisting of a bond coat (e.g., MCrAlY) and a ceramic topcoat layer (e.g., Yttria-stabilized zirconia) are often deposited on metallic inner walls (e.g., superalloy) of the combustion chambers to provide thermal insulation and protection from erosion (Kim et al., 2010). In the aerospace sector, along with TBC, a cooling technique called the effusion cooling method is

commonly used to manage these high temperatures (Cerri, Giovannelli, Battisti, & Fedrizzi, 2007). This approach involves drilling thousands of small holes in rows into the combustion chamber liner to provide a coolant gas flow from the cold outer side to the hot inner side, as illustrated in Figure 4.1a. Cold air passing through these aligned small holes, called effusion holes, also forms a protective film acting as insulation and creates a region of separation between the chamber wall and the combustion zone, as schematized in Figure 4.1b. However, because of sub-millimetric diameters and pronounced angles to the chamber walls (20-40 degrees), the effusion holes are challenging to manufacture using conventional machining processes.

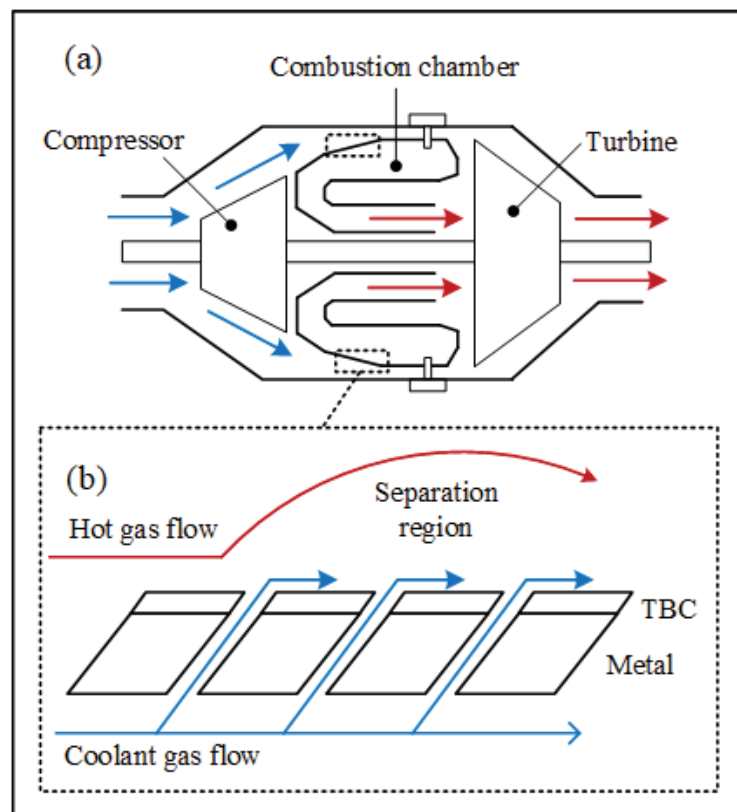


Figure 4.1 Schematic representation of (a) a gas turbine combustion chamber, and (b) the effusion cooling method

To overcome the above challenges, laser drilling has become the industry standard for effusion holes manufacturing. As part of the laser beam machining family, laser drilling involves either

percussion or single-pulse drilling, or uses the trepanning approach to focus a high-power laser beam onto a surface, which is then heated and expelled in a mix of liquid and vapor state to create an orifice (Dutta Majumdar & Manna, 2011). Each laser pulse causes metal ejection and vaporization through the hole entrance before the hole goes through, potentially leading to hole geometry imperfections such as a larger entry hole diameter and the barrel effect (McNally, Folkes, & Pashby, 2004). However, one of the main advantages of laser drilling is that, unlike electrical discharged machining (EDM) and electron beam machining (EBM), it allows drilling or micro-drilling holes both in metallic and non-metallic materials, including non-conductive TBC commonly used in combustion chambers (H. Wang, Lin, Wang, Zheng, & Hu, 2017).

For nearly 40 years, numerous studies have been focused on the impact of laser drilling parameters (e.g., pulse energy, pulse width, beam quality, wavelength) and laser system settings (e.g., power, focal distance, assist gas pressure) on the dimensional accuracy and hole characteristics (e.g., hole diameter, depth, angle, and aspect ratio), the overall quality, the mass flow rate capacity, and the cooling performance of effusion holes (Gautam & Pandey, 2018a ; Tas et al., 2024 ; Yilbas, 1986). Over 25 years ago, Disimile et al. (Disimile et al., 1998) conducted one of the first experimental studies to correlate laser process parameters with air flow characteristics. The study suggested that the relative position of a laser beam focal point is the main process parameter affecting the mass flow rate. Venkatesh et al. (Venkatesh et al., 2018) performed numerical simulations to investigate the effect of hole geometry (hole angle, pitch, spacing, and diameter) on the temperature distribution in a combustion chamber. By analyzing the new concept of variable hole diameters, they confirmed that cold air consumption can be meaningfully reduced without affecting the cooling effectiveness by selecting the appropriate series of different hole diameters. A few years later, Yellu Kumar et al. (Yellu Kumar, Qayoum, Saleem, & Qayoum, 2020) conducted a comprehensive review of the same topic. In addition to identifying variable hole diameters as an area for optimization, they also confirmed that a dense hole spacing along with an expansion of hole exits both result in a better cooling performance. However, notwithstanding all the above advancements undergone by laser drilling technologies, further progress in the field is hindered by difficulties

associated with effusion hole quality control. Of note, these difficulties are due to the small size, complex pattern, and limited accessibility of the holes.

Of all the effusion hole inspection techniques, cylindrical pin gauge inspection stands out as one of the most widely used procedures for controlling the hole size. However, Thalman and Kündig (Thalman & Kündig, 2012) demonstrated that the effectiveness of this approach is affected by the surface roughness and roundness deviations, and that it generally provides only an estimate of the idealized hole diameter rather than its accurate size. A few years later, Yan et al. (Yan et al., 2024) carried out a comprehensive review of the cooling hole measurement techniques applicable to the aerospace sector, including the use of pin gauges and manual go/no-go methods. The authors concluded that these methods can be improved, but at the expense of significantly longer inspection times, while being limited by the risk of pin breakage and inability to detect irregularities in the hole geometry.

Another non-destructive technique applied to effusion holes consists in observing the hole inlet and outlet zones directly using either optical or scanning electron microscopy (SEM). For example, Li et al. (Li et al., 2025) used optical digital and scanning electron microscopy to measure the hole entrance and exit diameters and the surface roughness, as well as to assess the presence of heat affected zones (HAZ) in SiCf/SiC composites during two-step rotary laser drilling with an inclined helix trajectory. Using a similar approach, Sarfraz et al. (Sarfraz et al., 2021) used an optical microscope to study the influence of laser parameters (especially the beam energy) by measuring the entry and exit hole diameters in Inconel 718 sheets to establish a correlation between these parameters, the hole taper and the material removal rate, the latter being directly related to the process productivity and cost. For their part, Zhang et al. (H. Zhang et al., 2016) took advantage of the SEM high depth of field not only to measure the laser-drilled hole attributes, but also to detect the occurrence of microcracks. Recently, Ciecńska and Kubit (Ciecńska & Kubit, 2025) also used SEM to assess the laser-drilled hole quality (hole edges, splinters of molten metal, HAZ) and quantified the dimensional accuracy of such holes in aluminum strips used in the aviation industry. Combining rapidity with simplicity, these non-destructive surface inspection techniques were not, however, able to capture the geometric

properties of holes or other internal features that may be critical to the cold air flow behavior, such as recast layers, barreling and TBC delamination.

To observe the cross-sections of drilled holes, more in-depth and destructive analyses are often required. Samant et al. (Samant & Dahotre, 2008) used a conventional metallographic analysis to measure the cavity depths after exposing alumina discs to varying numbers of laser pulses. Providing detailed insights into the removal mechanisms, the authors concluded that because of the complex interactions of various thermal and physical phenomena involved in the process, the hole depth is not a linear function of the number of pulses. Also in a bid to observe cross-sections of drilled holes, Schneider et al. (M. Schneider, Muller, Fabbro, & Berthe, 2006) proposed an original technique, named the DODO method, consisting in assembling two polished plates together before drilling normal to their interface and disassembling them afterwards to reveal the hole central plan. Four years later, however, the same research team (M. Schneider et al., 2010) confirmed that this approach cannot guarantee a drilling axis perfectly positioned in the central plane due to inherent positioning errors of the laser beam. Furthermore, Blau et al. (Blau et al., 2012) used a metallographic cross-section cutting technique to investigate the metallurgical quality of diesel injector nozzles produced by EDM and its impact on the fatigue performance of these parts. Huang and Sheu (Huang & Sheu, 2020) successfully used metallographic analysis to study the influence of micro-EDM drilling parameters on the tool wear and the hole characteristics in tungsten carbide plates, including the hole diameter and aspect ratio, the section area and the hole roundness. Finally, Chatterjee et al. (Chatterjee, Mahapatra, Xu, & Brabazon, 2023) also used a metallographic technique to investigate the influence of laser drilling parameters on the HAZ, the occurrence of micro-cracks, the prevalence of taper, hole circularity, and the spatter area in titanium foils. Although the metallographic analyses remain among the most common methods for assessing the hole geometry and drilling defects, these destructive techniques are time-consuming, obviously limited to 2D cross-sections, and often statistically poor due to the limited number of holes observed using them.

As a new step in the quality control of small holes for aerospace applications, in the early 90s, Garbini et al. (Garbini et al., 1991) developed and patented a fringe-field capacitive sensor for in-process inspection of drilled holes. By traversing the holes, the probe measured both the surface profile and the hole shape. However, this system was limited to large millimetric hole sizes (e.g., larger than 5 mm in their study), with the measurement accuracy presented for 6.35 mm diameter holes. Fifteen years later, Muralikrishnan et al. (Muralikrishnan, Stone, & Stoup, 2006) developed a fiber deflection probe to measure the diameter and shape of small holes. Achieving micrometric precision on a hole diameter of about 0.1 mm, this original technique has, however, been recognized to be highly sensitive to misalignment, in addition to being time consuming and requiring a specialized setup. In the same vein, Kao and Shih used a CMM measurement setup equipped with a glass-fiber probe and a CCD optical sensor to inspect sub-millimetric holes (< 0.2 mm) in fuel injectors fabricated by EDM and finished using abrasive flow machining. Intrinsically limited by the CMM measurement capabilities, a 3D wireframe representation of the holes was used to study the effect of machining parameters on the different hole attributes. A decade later, Elfurjani et al. (Elfurjani et al., 2016) proposed an advanced rotating wire probe combined with acoustic emissions to inspect holes up to 0.5 mm in diameter. Finally, Barman et al. (Barman, Hanumaiah, & Puri, 2015) used a high-resolution 3D optical profiler and metallographic analysis to validate different dimensional attributes (shape, surface texture, and dimensions) of blind holes produced by EDM. Although all these advancements expand the possibilities of small-hole inspection techniques, their implementation in industrial production settings is still limited.

Considering the advantages and limitations of the above inspection techniques, it may be concluded that although precise and well-accepted, metallographic analysis remains a time-consuming, destructive, and statistically poor method due to the limited number of inspected features it covers. Multiple advanced techniques employing sub-millimeter probing devices have demonstrated the potential for in situ characterization of submillimeter holes, but these are more suited for laboratory testing. To address these challenges, X-ray computed tomography (CT) has recently emerged as a promising solution for the non-destructive inspection of sub-millimetric through- and blind holes (Hanke, Fuchs, & Uhlmann, 2008).

Proposing an exhaustive review of CT capabilities, Kruth et al. (Kruth et al., 2011) a few years ago and Sun et al. (Sun et al., 2022) more recently, both concluded about the unique potential of this technology for non-destructive inspection of internal defects and non-line-of-sight geometries including holes as small as 63 μm (recently reported by Ewert et al. (Ewert et al., 2025)). Some recent applications of CT technologies are presented hereafter.

Putzer et al. (Putzer et al., 2021) used CT to inspect laser-drilled blind micrometric holes ($\text{Ø}35 \times 165 \mu\text{m}$) in copper plates and demonstrated that by increasing the laser drilling time, the geometry of holes gradually transformed from a distinctly conical profile to a more funnel-type shape. Nasrollahi et al. (Nasrollahi et al., 2020) used CT to study the influence of a spatial profile of the laser beam (Gaussian vs. top-hat) on the shape and depth of blind holes in silicon nitride and confirmed that the top-hat beam significantly improves the geometric accuracy of holes, but at the expense of their penetration depth. Next, Cerantola et al. (Cerantola & Birk, 2017) integrated the CT-measured in-hole surface roughness into a CFD model with the objective of predicting the cooling performance of effusion holes in a combustion chamber. Although the authors encountered difficulties in implementing such a roughness model in their CFD analyses, they were able to capture micro-size surface irregularities that directly influenced the cooling efficiency. On the downside, Kourra et al. (Kourra et al., 2017) highlighted the challenges related to CT analyses of assemblies of materials with significantly different densities (e.g., assembly of carbon fiber composite with titanium alloy). On a positive note, though, the same authors emphasized the ability of CT not only to distinguish interfaces between different materials, but also to detect internal defects, such as delamination and voids in large-size machined holes ($> 6 \text{ mm}$).

Tableau 4.1 presents the strengths and limitations of the six techniques currently employed for the inspection of sub-millimeter effusion holes.

Tableau 4.1 Comparison of the inspection methods for sub-millimeter effusion holes

	Hole control techniques	Analyzable metrics	Advantages	Limitations
Destructive techniques	Metallographic Analysis	Hole diameter Taper angle Recast layer thickness Delamination/ cracks length	High-resolution cross-sectional analysis Reveals internal structure	Time-consuming sample preparation 2D representation only
	SEM (Scanning Electron Microscopy)	Surface morphology Microcracks Recast layer Spatter Entry/exit geometry	Ultra-high resolution Detailed surface of microstructural analysis	Requires conductive coating Expensive and slow Observation under vacuum SEM chamber size limitation
Non-destructive techniques	Cylindrical Gauges	Maximum inscribed diameter Go/No-Go tolerance compliance	Quick and easy to use Suitable for in-process inspection	No surface or shape data
	Optical Microscopy	Entry and exit diameters Surface defects Presence of burrs	Fast and accessible Good for surface-level inspection	Entry and exit measurements of holes Low depth resolution
	Probing (CMM or Touch Probe)	Diameter Full hole profile (circularity) Surface finish Cylindricity Taper	High precision	Long inspection Access to internal features of small holes remains challenging
	X-ray CT (Computed Tomography)	Diameter Volume Angle Internal defects Full 3D geometry	Internal and external geometry Full volumetric analysis	High cost Limited resolution for small holes

Building on the CT inspection-based advantages described above, several research teams were able to broaden the quantification of the geometric and dimensional attributes of submillimeter holes. For example, Matusik et al. (Matusik et al., 2018) studied the ability of CT to inspect microscopic ($\varnothing 0.1\text{-}0.2$ mm) diesel injection nozzles. The reliability of this measurement technique was assessed by scanning calibrated steel pin gauges of known diameters. Considering the pixel resolution, the diffraction limits and the reconstruction algorithm uncertainties, the authors of this study confirmed an effective resolution of their CT measurements to be as high as ~ 1.8 μm . However, no direct validation of their measurements was carried out. Recent efforts have sought to overcome such limitations by adding complementary inspection techniques, such as that by Guinard et al. (C. Guinard et al., 2012), who integrated metallographic analysis with CT to study the influence of different laser drilling strategies on the hole morphology and integrity of top/bond coat and substrate/bond coat interfaces. Their study also highlighted the need to improve the accuracy of CT-based hole inspection techniques. With this objective in mind, the present study aims to develop and validate a high throughput CT inspection workflow adapted for effusion holes in the “metal-TBC” representative samples used in gas turbine combustion chambers.

4.3 Methodology

4.3.1 Fabrication and specimen preparation

The fabrication and analysis workflow used in this study to characterize and validate the CT measurements is illustrated in Figure 4.2. Often used for manufacturing gas turbine combustion chambers, Inconel 625 was selected to simulate the cold side of a combustor liner. The $25.4 \times 76.2 \times 1.2$ mm base metal plate was coated with a metallic bond coat (NiCrAlY) and a ceramic thermal barrier coating (yttria-stabilized zirconia) schematized in Figure 4.2a-b, before being laser-drilled (Figure 4.2c) and analyzed using the CT scan (Figure 4.2d). Previously proposed by Desrosiers et al. (Desrosiers et al., 2022) to correlate internal defects (pores) measured by CT and microscopy, an original methodology consisting of 3D scanning metallographic specimens was transposed to our laser-drilled specimens. To validate the CT measurements,

the laser-drilled specimens were cut (Figure 4.2e), cold-mounted and polished (Figure 4.2f) before being CT-scanned again and observed using an optical microscope (Figure 4.2g). The details of laser and conventional drilling are presented hereafter.

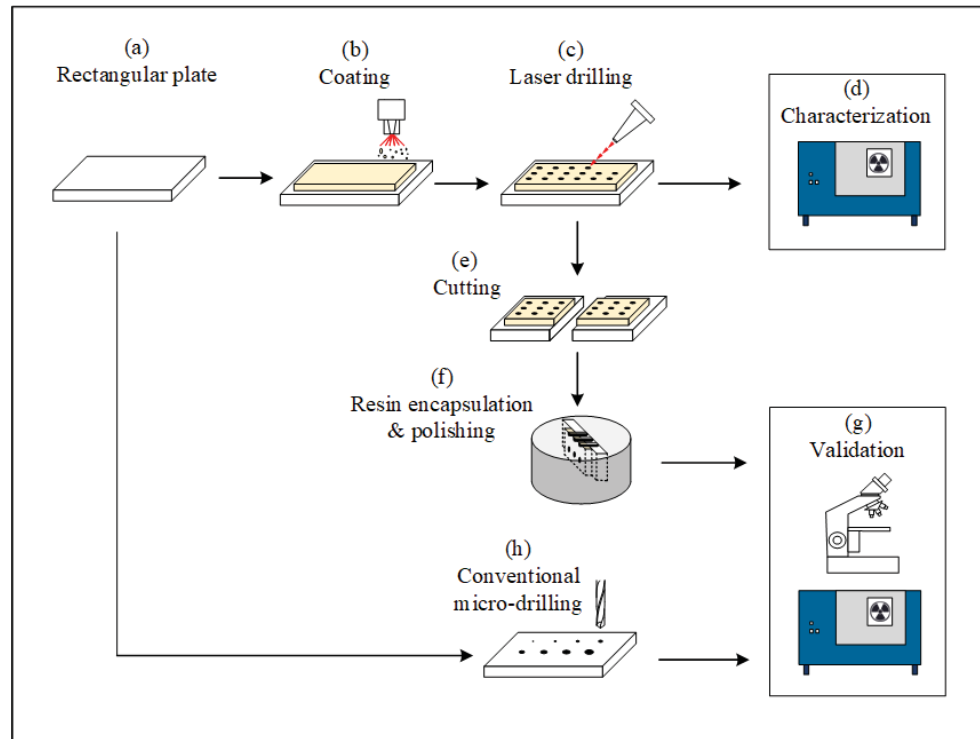


Figure 4.2 Overall fabrication and characterization method

4.3.2 Laser drilling

The laser drilling operations were performed with an industrial 5-axis fiber laser using QCW source (IPG Photonics, Germany). The process parameters used in the present work were inspired by the parameters proposed in a recent study by Tas et al. (Tas et al., 2024), which employed a similar base metal, laser drilling machine, and coating materials. The test plan using laser-drilled holes was divided into six phases (see Tableau 4.2) for process parameters and Figure 4.3, for a schematic representation of the energy pattern used during laser drilling of a single hole (Figure 4.3a) and the images of laser-drilled specimens (Figure 4.3b-c). The first phase involved the preliminary characterization and validation of the CT scan approach. During this phase, the number of holes per specimen was set at 60, and they were drilled from

the metallic side while keeping laser parameters constant: 14 J drilling energy, 0.1 ms pulse duration, 2.54 mm focal position offset, 25° drilling angle, 12 Hz frequency, and a total of 5 drilling pulses.

Phase #2 focused on investigating the influence of laser parameters on the material removal rate. Six specimens similar to the one presented in Figure 4.3c were prepared, each representing a unique combination of drilling energy (2, 6, or 10 J) and drilling side (metallic or ceramic). Each specimen was subdivided into five zones, with each zone comprising 12 holes arranged in three rows of four holes. Zones differed by the number of laser pulses applied, ranging from one to five: rows 1-3 received one pulse, rows 4-6 two pulses, continuing sequentially to rows 13-15, which received five pulses. The focal position and drilling angle were held constant at 0 mm and 25°, respectively, while the drilling energy was varied. Specifically, samples 1 and 2 were drilled at 2 J (metallic and ceramic sides, respectively), samples 3 and 4 at 6 J, and samples 5 and 6 at 10 J. Each specimen contained a statistically representative number of repetitions for all pulse counts (1-5), enabling a robust evaluation of the effects of the drilling energy on the material removal rate.

During Phases #3 to 6, specimens similar to the one shown in Figure 4.3b were produced to study the influence of laser parameters on the air mass flow. Specimens of Phases #3, 4 and 5 were drilled from the metal side. During Phase #3 (60 holes), the drilling angle was varied from 20 to 35°, while the laser energy was kept constant and the focal position offset was set at 7.62 mm. During phase #4, the number of holes per specimen was varied from 15 to 60, while the focal position offset was set to 7.62 mm, the drilling angle to 30° and the laser energy kept constant. During Phase #5 (60 holes), the focal position offset was varied from 0 to 7.62 mm, while the laser energy remained constant and the drilling angle was set to 30°. Specimens of Phases #3, 4 and 5 were drilled from the metal side. During Phase #6, the drilling side was changed from metal to ceramic, while all other parameters were kept unchanged (60 holes, 7.62 mm focal position offset, 30° drilling angle and constant energy).

Note finally that the Phase #1 specimen (Figure 4.3b) was cut along two different rows for the validation part of the study, while three specimens per group of parameters were produced

during Phases #3 to #6, this number corresponding to the minimum statistics of inter-specimen air flow variations.

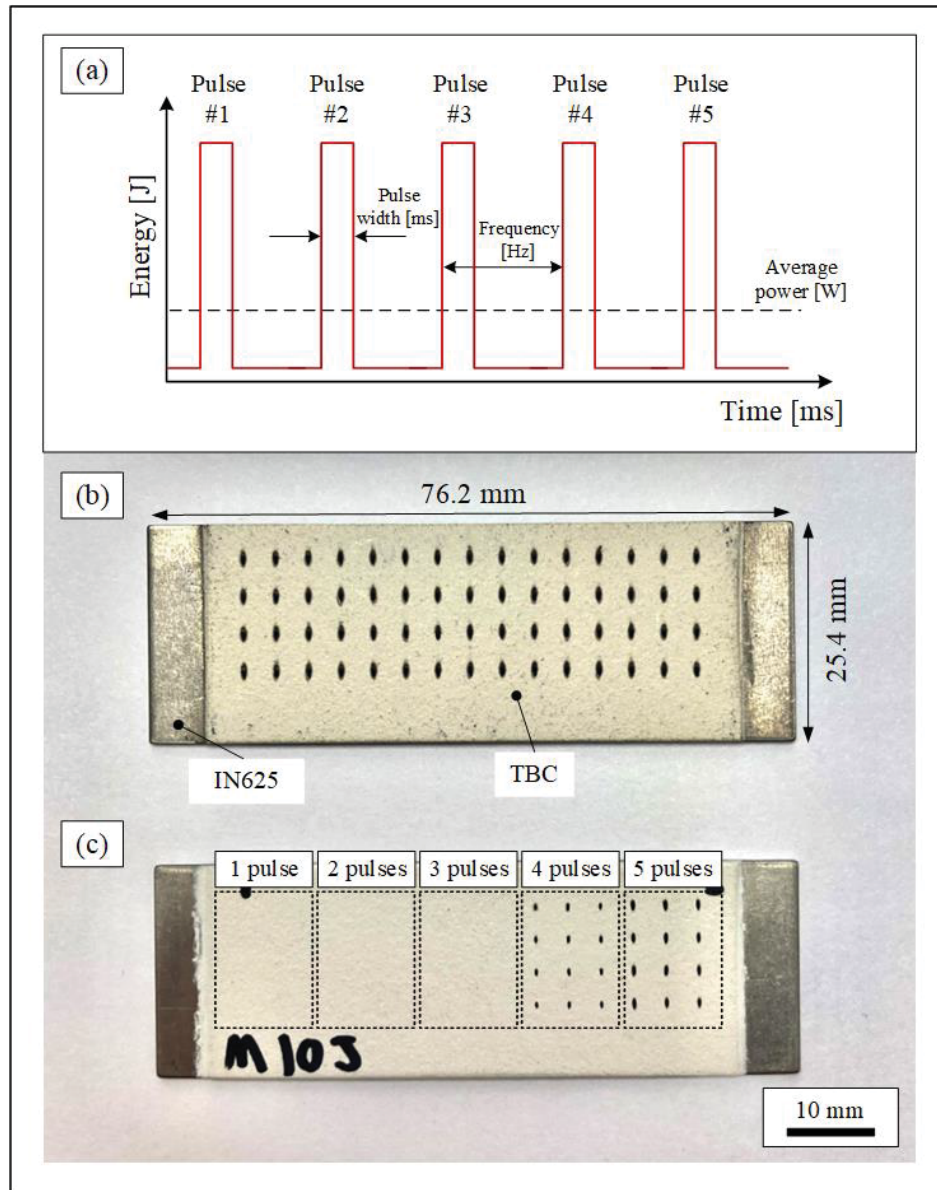


Figure 4.3 (a) Schematic representation of the energy pattern used during laser drilling of one hole (e.g., using a typical 5 laser pulse percussion drilling), (b) top view of the metal + TBC specimens showing 60 laser-drilled holes; specimen also used for validation purposes, (c) Variable drilling pulses, five zones with 12 holes each, drilled with 1-5 pulses, showing exit side

Tableau 4.2 Laser drilling tests plan

	Phase	Number of holes per sample	Focal position [mm]	Drilling angle [°]	Energy [J]	Drilling side	Number of samples
Characterization and Validation	#1	60	2.54	25	14	Metal	1
Impact on material removal	#2	60	0	25	2	Metal	1
		60	0	25	6	Metal	1
		60	0	25	10	Metal	1
		60	0	25	2	Ceramic	1
		60	0	25	6	Ceramic	1
		60	0	25	10	Ceramic	1
Impact on air flow	#3	60	7.62	35	constant	Metal	3
		60	7.62	25	constant	Metal	3
		60	7.62	20	constant	Metal	3
	#4	60	7.62	30	constant	Metal	3
		30	7.62	30	constant	Metal	3
		15	7.62	30	constant	Metal	3
	#5	60	0	30	constant	Metal	3
		60	2.54	30	constant	Metal	3
		60	3.81	30	constant	Metal	3
		60	5.08	30	constant	Metal	3
	#6	60	7.62	30	constant	Ceramic	3

4.3.3 Conventional drilling

To support the measurement of holes, an Inconel 625 bare plate (25.4 x 76.2 x 1.2 mm, no TBC) was micro-drilled on a vertical high-speed milling DMP-70 (DMG, Germany) to produce a standard quality indicator (Figure 4.2h). The bit size varied from Ø0.102 to 1.270

mm (provided by Harvey Tool), and the peck drilling strategy reported in Tableau 4.3 was used to minimize tool breakage. Holes larger than Ø0.508 mm were drilled through-all, while those below Ø0.254 mm were kept blind since the flute length was shorter than the plate thickness (Figure 4.4). The inlet and outlet diameters of the holes were measured using an optical microscope. Due to incomplete penetration of some holes, optical microscopy was restricted to evaluating only the hole entrances. To supplement these measurements, precision pin gauges ($\pm 1 \mu\text{m}$ tolerance) were employed to verify entry diameters. To assess the accuracy of the CT measurements, the quality indicator was also subjected to CT scanning, and Feret diameters of the 7 selected holes were compared to their microscope-measured equivalents.

Tableau 4.3 Conventional drilling cutting parameters

Nominal diameter (mm)	Cutting speed (RPM)	Cutting feed (IPM)	Pecking depth (mm)	
0.102	18000	0.72	0.297	0.198
0.203	18000	1.44	0.602	0.401
0.254	18000	1.98	0.762	0.508
0.508	9549	2.005	N/A	N/A
0.762	6366	2.05	N/A	N/A
1.016	4775	2.05	N/A	N/A
1.270	3820	1.91	N/A	N/A

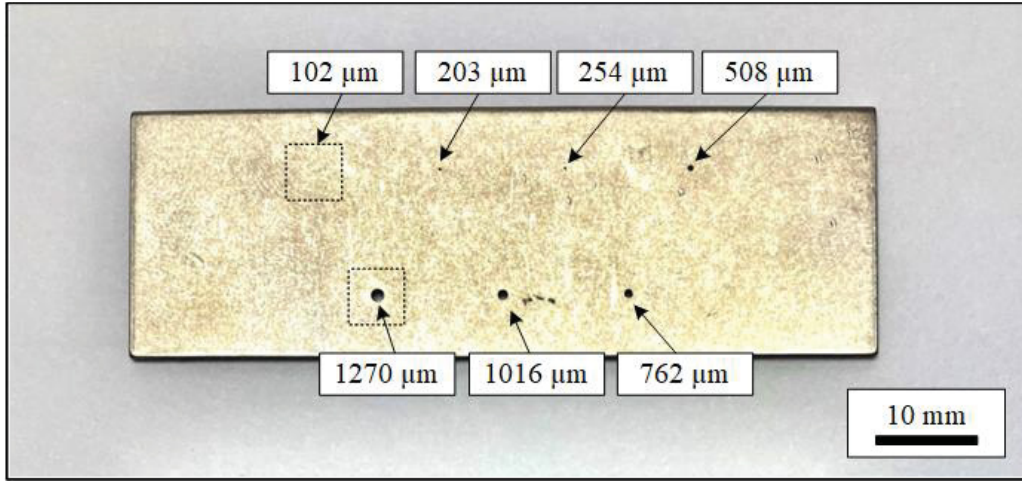


Figure 4.4 Top view of the 7 holes produced by conventional drilling

4.3.4 CT measurements of the laser- and conventionally-drilled holes

Laser-drilled and conventionally-drilled specimens were CT-scanned using a high-resolution micro-computed tomography system (FF35, COMET YXLON, Germany) shown in Figure 4.5a. These parameters enabled the acquisition of datasets with voxel resolutions of 16 μm and 30 μm . To achieve the desired voxel sizes, the sample-to-detector distance was adjusted accordingly. For the 16 μm resolution, 3000 projections were captured, while 1500 projections were used for the 30 μm resolution. In both cases, the exposure time was maintained at 50 ms per frame. These two scanning resolutions were used to define the best CT parameters to be used for all the measurements of this study. It is important to note that both resolutions allowed to keep the entire specimens within the field of view.

The steps followed to acquire the 3D data are schematized in Figure 4.5b. Under an X-ray source, specimens may absorb, attenuate, or transmit X-ray radiation towards a flat panel detector (steps 1 to 3 in Figure 4.5b). From the projections captured from multiple angles by rotating the fixture (steps 4 to 7 in Figure 4.5b), a computer algorithm was used to reconstruct 2D images acquired by the detector into a 3D representation. In our case, the raw projections data were reconstructed using the CERA (CT-Geometry Calibration and Motion

Compensation) software reconstruction package while applying a beam hardening correction. To obtain the volume, the diameter, and the angle of drilled holes, an image analysis of the reconstructed volume was conducted using Dragonfly 3D World software (COMET Technologies Canada).

Note that the accuracy of direct microscopic observations depends essentially on the camera resolution, while that of CT measurements depends not only on the scan resolution, but also on the thresholding method. Therefore, two segmentation thresholding methods (Automatic Otsu and Manual) were used to extract the regions of interest for the conventionally-drilled holes and ultimately define the CT parameters to be used for the rest of the measurements in this study.

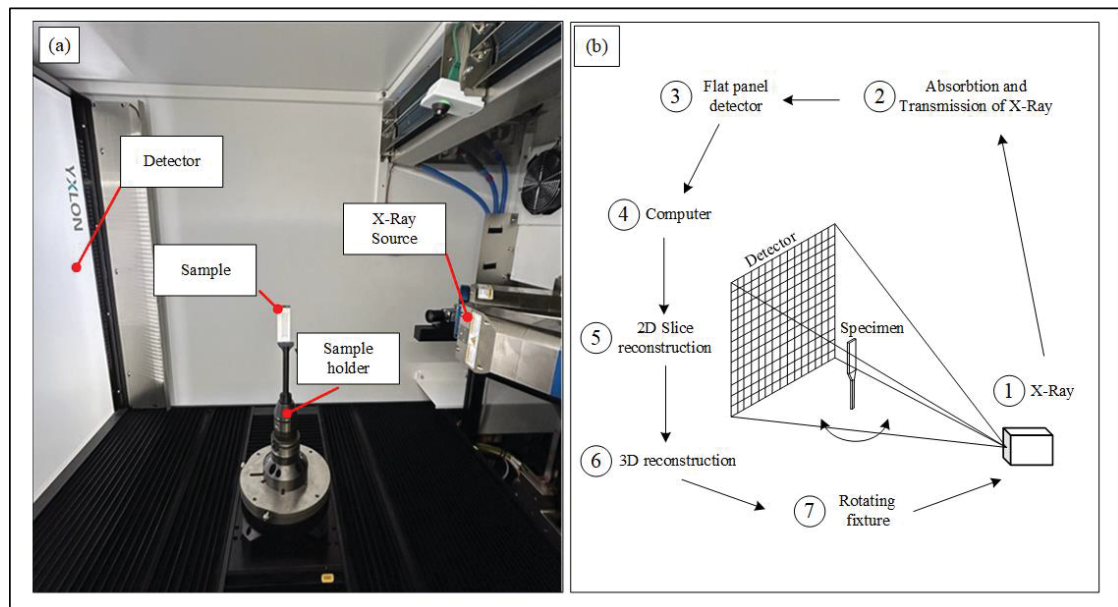


Figure 4.5 (a) CT scan setup, and (b) working principle of a CT (FF35 YXLON)

The inlet and outlet diameters as well as the volume and the drilling angle of about 1080 holes were measured using CT and related to the material removal rate and mass air flow. The method developed in the post-processing software was used to extract the region of interest (ROI) from the full sample of 60 effusion holes using Otsu segmentation. Plane objects were extracted from both the outlet surface (ceramic side) and the incident surface (metallic side)

based on the inflection points identified in the sample's intensity plot. The intersection between the segmented holes with these two surfaces produces two elliptical regions located on the top and bottom planes of the ROI schematized by blue ellipses in Figure 4.6. These extracted ellipses were also used to quantify the inlet and outlet surface areas of the holes for the mass flow study (Phases #3 to 6). The centers of mass $C1$ and $C2$ of the ellipses relative to the exit and incident planes were calculated before being connected by the green line shown in Figure 4.6.

Since Dragonfly software works with 3D objects, a third point was required to measure the drilled angle. As illustrated in Figure 4.6, this third virtual point $C2'$ was obtained by projecting the center of mass $C1$ onto the x-y plane at $z = 0$, i.e., at the height of the center of mass $C2$. A vector $V1$ normal to the plane $[C1 - C2 - C2']$ was finally aligned with the CT scan 2D image projection plan to adequately measure the hole angle. This procedure was repeated for each individual hole since their cutting planes differed. The incident plane of the specimen (metal side) was arbitrarily taken as a reference for measurements of the hole angle. Note that the specimen flatness after drilling ($< 40 \mu\text{m}$) differed from that before drilling ($< 30 \mu\text{m}$), with the latter resulting from the thermal coating operations. However, since these geometric deviations were of the same order of magnitude as the CT scan resolution, their variations were considered negligible.

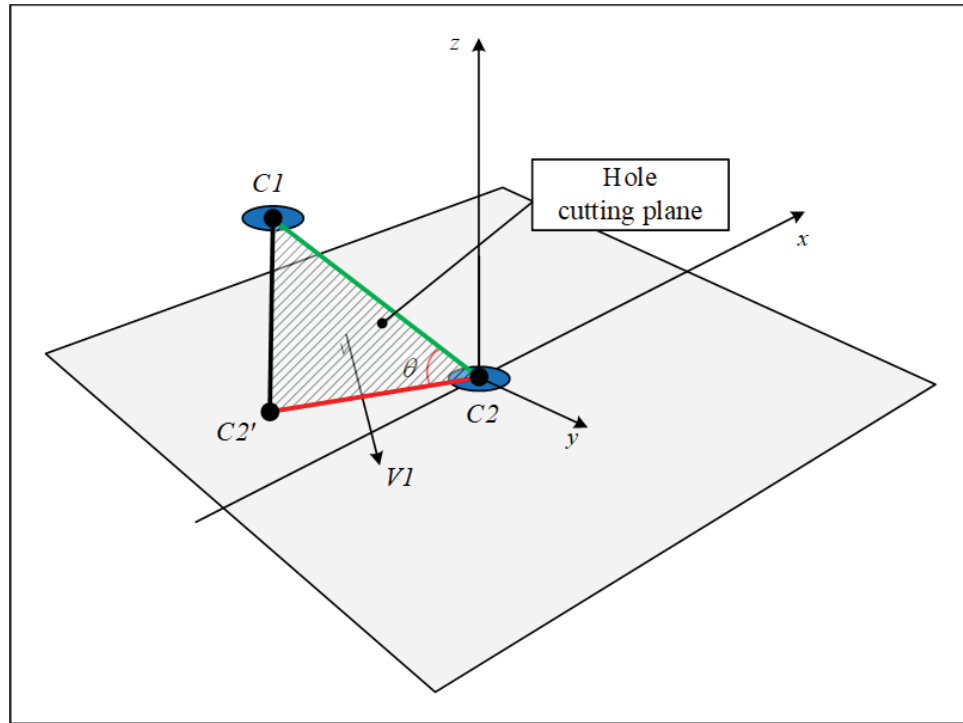


Figure 4.6 Methodology defining the real hole cutting plane used in CT during the characterization phase of laser-drilled holes

The volume of laser-drilled holes (mm^3) corresponds to the volume of material removed during the laser drilling operation, while the material removal rate corresponds to the volume of material removed by laser beam per pulse (mm^3/pulse) or per unit of the laser beam energy (mm^3/J). To calculate the volume of the material removed and the material removal rate, each hole was segmented using Dragonfly 3D World software, with an Otsu segmentation threshold and using Boolean operations, after which its volume (V_{hole}) was calculated using Eq. (4.1):

$$V_{hole} = N_{voxel} \times V_{voxel} \quad (4.1)$$

where the number of voxels (N_{voxel}) belonging to the segmented hole was simply multiplied by the volume of a single voxel (V_{voxel}), the latter determined by the scan resolution after the reconstruction operation.

Note that hole volume and material removal rate metrics are rarely discussed in the literature, since irregular shapes of laser-drilled holes complicate their measurements using conventional measurement techniques. Whenever measured, however, the volume of laser-drilled holes is generally approximated by a truncated cone calculated using the inlet and outlet hole diameters obtained by external microscopic observations. Based on ideal revolution shapes mathematics, the capability of this approach is therefore limited to holes exhibiting only a few irregularities and a low occurrence of geometric defects, i.e., mainly straight holes drilled in the direction normal to the entry surface, which are difficult to transpose to inclined laser-drilled holes.

4.3.5 Validation of CT measurements of laser and conventionally-drilled specimens

The CT scan measurements were validated using one laser-drilled specimen (section 4.3.2) and one conventionally-drilled specimen (Section 4.3.2). The first validation approach proposes a comparison of the inlet/outlet hole diameters and hole angles measured from the metallographic observations with their CT equivalents. To prepare the laser-drilled specimen for metallographic analysis (Figure 4.2e-f), two rows of the full sample were cut using a diamond saw (Struers, Secotom-10) close to the row of aligned holes (i.e., four holes aligned together at two different locations) and cold-mounted in epoxy resin using vacuum impregnation, ground using 120 to 1000 grit silicon carbide papers, and polished in diamond solution to observe the longitudinal 3D cross-sections of effusion holes.

The dimensional attributes measured by this metallographic inspection are schematized in Figure 4.7a. To neglect laser entry and exit rounded edges and burs, the inlet and outlet hole diameters were measured inside the cavity in the coupon cutting plane (Figure 4.7a) at a distance h from the incident and exit coupon surfaces. These diameters (highlighted in blue in Figure 4.7a) correspond to the major axes of elliptical profiles formed by the holes in a plane parallel to the surface of the coupon. For consistency with the metallographic analysis, the CT-scanned inlet and outlet diameters were extracted similarly to those represented in Figure 4.7a. Indeed, CT scans were also performed on the same two encapsulated samples used for the metallographic analysis. Hole diameters were then measured from the mounted samples using

the CT post-processing software. They were subsequently compared with the diameters obtained from the same cross-sections using a Keyence VHX-5000 digital microscope. Extracting measurements directly from the scanned metallographic sample helps mitigate the error potentially associated with the misalignment that may occur during the specimen preparation. Indeed, a row of the epoxy-encapsulated holes has an ideal cutting plane which is illustrated by the red x - z plane A in Figure 4.7b. The cutting, grinding, and/or polishing operations may produce a certain misalignment of this ideal plane from a rotation around the z - or x -axes (blue and green planes B & C illustrated in Figure 4.7b), or a combination of these two planar misalignments. As exaggeratedly schematized by blue and green lines in Figure 4.7c, any misalignment from the ideal cutting plane (red line in Figure 4.7c) may influence the hole-to-hole values of the measured diameters (e.g., some holes may appear smaller, and others, larger).

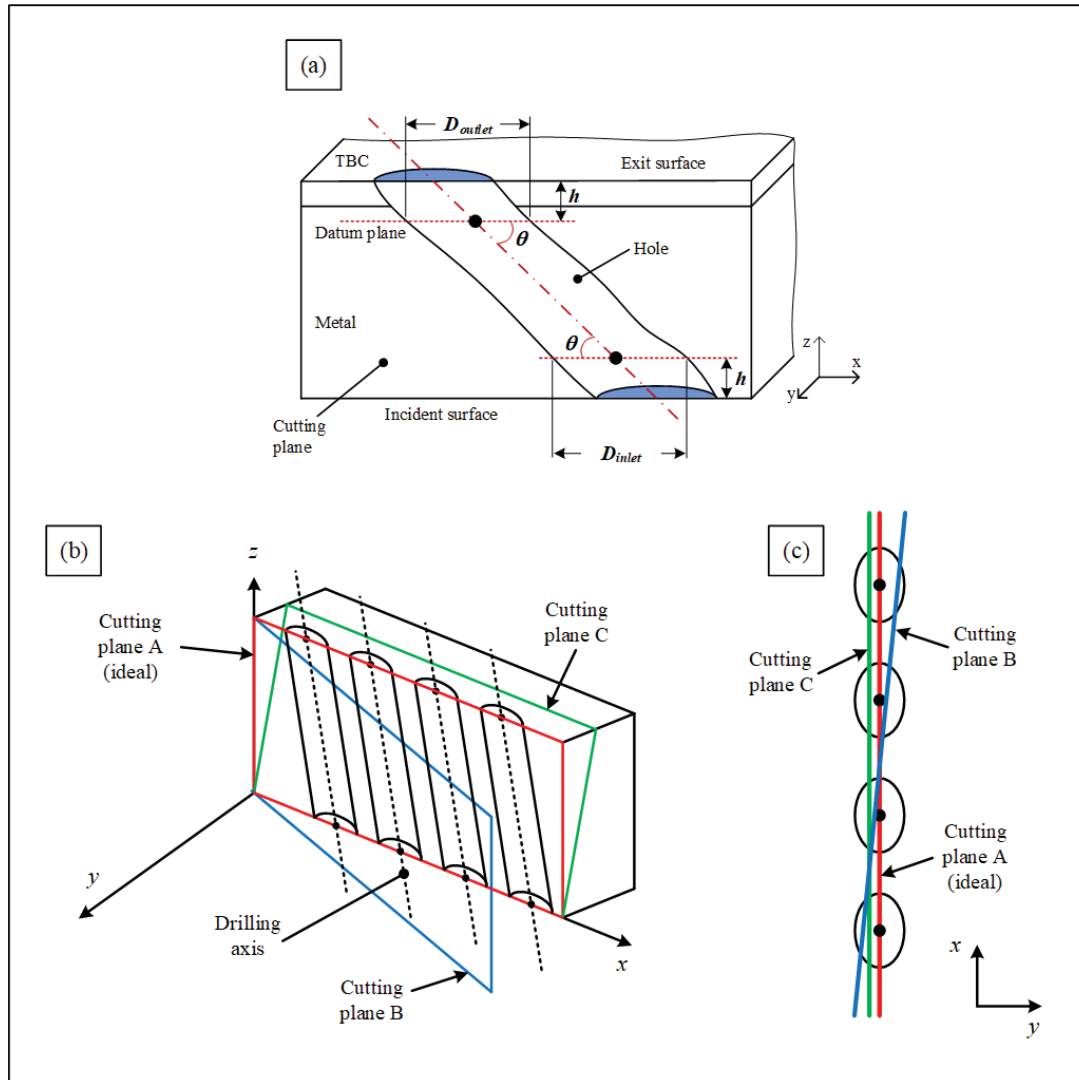


Figure 4.7 Schematic representation of the (a) cross-section of one effusion laser-drilled hole showing its dimensional attributes, (b) ideal and misaligned cutting planes, and (c) impact of cutting plane misalignment on hole diameter (top view representing four)

As part of this validation process, the CT accuracy in measuring the angles of laser-drilled holes was also assessed. The angle measurements from eight holes, taken from the metallographic cross-sections of two samples (each containing four holes) were performed using the method shown in Figure 4.7a, with the same digital microscope. However, it is important to specify that the hole angles, measured from the CT scans, were obtained from the full (non-sectioned) sample, since, as previously mentioned in section 4.3.4 the full elliptical

geometry of each hole is required to accurately determine the centroid positions and calculate the drilling angles. They were then compared with the angle measurements for 8 holes taken from the metallographic cross-sections of two samples (each containing four holes, see Figure 4.7a. This dual approach allowed for a robust comparison between the CT-based and optical measurements of hole geometries. Finally, the three metrics D_{inlet} , D_{outlet} , and θ extracted from the CT scans can be compared with the ones obtained via the metallographic analyses. In this project, the diameters and angles measured by optical microscopy were considered as true reference values for calculating the CT measurement deviations. Differences between the measurements were calculated using the mean absolute deviation performance metrics (MAD_D) Eqs. (4.2) and (MAD_θ) (4.3).

$$MAD_D = \frac{\sum_{i=1}^N |D_{microscope} - D_{CT}|}{N} \quad (4.2)$$

$$MAD_\theta = \frac{\sum_{i=1}^N |\theta_{microscope} - \theta_{CT}|}{N} \quad (4.3)$$

$D_{microscope}$ is the diameter measured with optical microscopy, D_{CT} is the diameter measured with CT, $\theta_{microscope}$ is the hole angle measured with the optical microscope, θ_{CT} is the hole angle measured with CT, and N is the number of holes or angles evaluated. Finally, using Eqs. (4.2) and (4.3), the CT scan measurements were also compared to those realized on the conventionally-drilled quality indicator specimen.

4.3.6 Measurements of air flow

The test bench schematized in Figure 4.8 (Model 644, Cincinnati Control Dynamics Inc., USA) was used to measure the air mass flow through the specimens shown in Figure 4.3b. The air flow measurements were conducted in accordance with the ISO 5167-4 standard (« Measurement of Fluid Flow by Means of Pressure Differential Devices Inserted in Circular Cross-Section Conduits Running Full. Part 4, Venturi Tubes », 2022). This standard provides the methodology for determining flow rates using Venturi tubes, ensuring reliable and traceable results under controlled conditions. Operating this system using a constant pressure

approach, different pressure ratios (P_2/P_b) were imposed to inject air through a convergent/divergent sonic nozzle. When air velocity exceeds the speed of sound, the evolution of air flow according to the pressure becomes linear, and the upstream pressure can thus be used to calculate the flow using Eq. (4.4).

$$\dot{m} = K \times \frac{P_1}{\sqrt{T_1}} \quad (4.4)$$

where $\dot{m}$ is the calculated mass flow rate, P_1 is the venturi nozzle inlet absolute pressure (with P_b being the absolute atmospheric pressure recorded by the system and required to convert the gauge pressure to absolute pressure), T_1 is the upstream venturi nozzle inlet temperature, and K is a tabled correction factor $\left(\frac{\text{lbm}}{\text{s}} \frac{\sqrt{^\circ\text{R}}}{\text{PSIA}}\right)$ obtained during the nozzle calibration process to manage the minor fluctuation in the linearity of the $\dot{m}$ vs. P_1 relation. Using the imperial system, the pressures were measured in absolute pound per square inch (PSIA), the temperatures were measured in degrees Rankine ($^\circ\text{R}$), and the mass flow rate was calculated in pound mass per second (lbm/s).

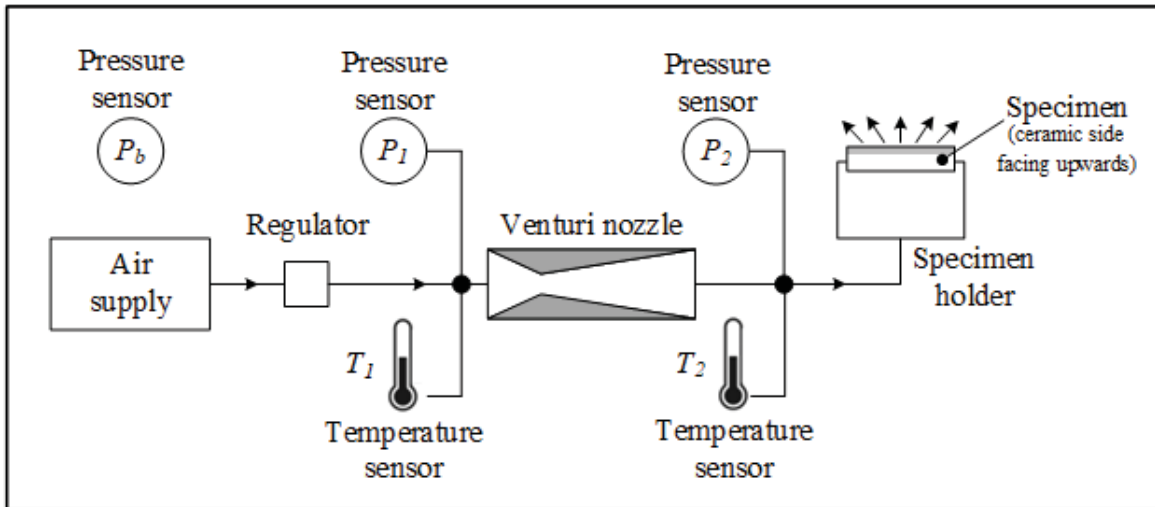


Figure 4.8 Schematic representation of the air flow test bench

4.4 Results and discussion

4.4.1 Validation of the CT-based inspection approach

Figure 4.9a presents a typical microscopic image of a conventionally-drilled hole showing the Feret diameter measured from the top view for each element. Regions of interest reported in Figure 4.9b were segmented from the quality indicator to extract the Feret diameter at the top of the conventionally-drilled holes (i.e., direct comparison with the entry side of the microscopic observations). The 2D metallographic and CT segmented images presented in Figure 4.9c-d were finally used to extract the laser-drilled hole diameters and angles using the methodology schematized in Figure 4.7a.

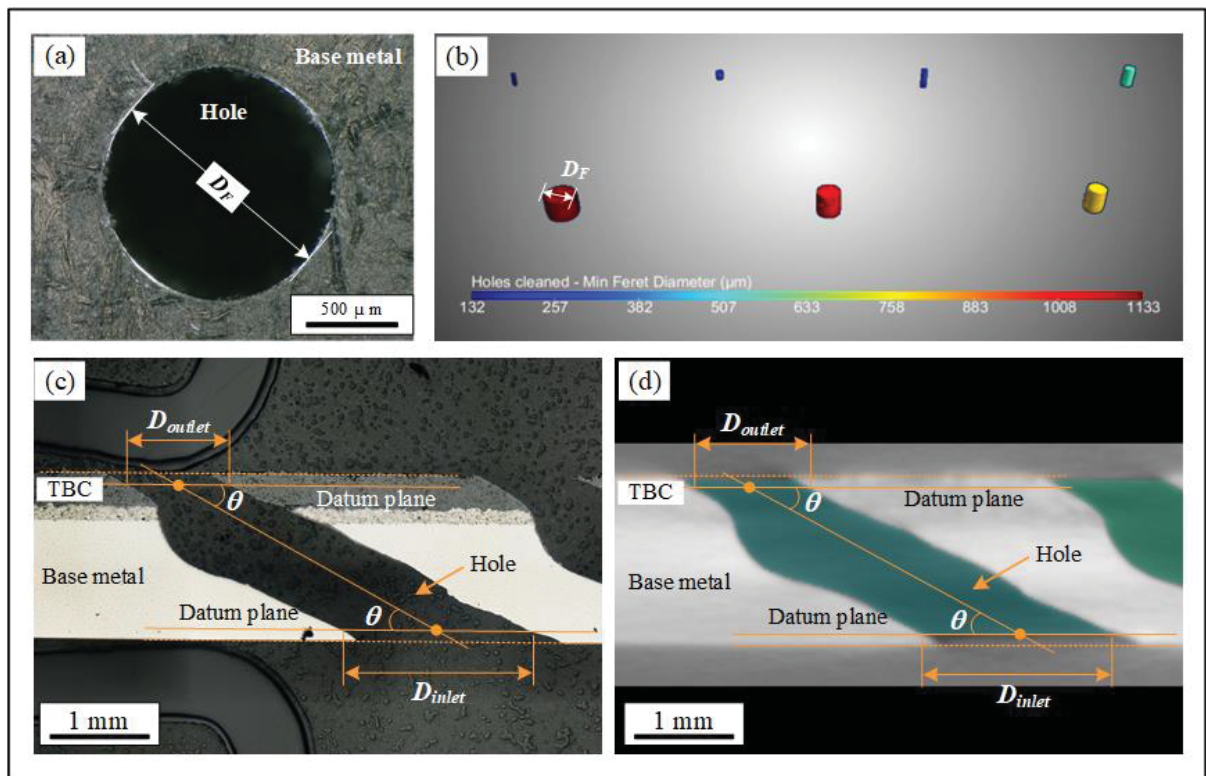


Figure 4.9 Measurement of the Feret diameter on (a-b) the conventionally-drilled holes, and (c-d) measurement of the diameter and angle of the laser-drilled holes

4.4.2 Conventionally-drilled holes

The diameters of holes produced by conventional drilling measured by CT scan (two resolutions and two thresholding techniques) and pin gauges were compared to those measured by microscopy (ground truth) in Figure 4.10a. The deviations of these measurements are presented in Figure 4.10b. It can be noted that the CT scan was able to adequately measure the four small diameters ($\leq 600 \mu\text{m}$), but tends to diverge from the ideal relation line for the three larger diameters ($\geq 775 \mu\text{m}$). As presented in Figure 4.10b, low deviation values varying from 3 to $40 \mu\text{m}$ were calculated for small holes, but deviations as high as $100 \mu\text{m}$ (for $30 \mu\text{m}$ resolution, using Otsu method) were obtained for the larger conventionally-drilled holes. In addition, no real under- or overestimation trend was observed for the smaller holes, but a slight overestimation was present for the three larger ones for both segmentation methods and scan resolutions. Using Eq. (2) and Eq. (3), the mean absolute deviation of each method was quantified and is shown in Tableau 4.4. It can be seen that for a resolution of 16 microns with an automatic Otsu method, a mean absolute deviation corresponds to $23 \mu\text{m}$, while at the extreme end, for a resolution of 30 microns and with a manual segmentation, a MAD of $40 \mu\text{m}$ is obtained. Surprisingly, the Otsu segmentation method for a voxel size of $30 \mu\text{m}$ also seems to produce results that are close to those for a voxel size of $16 \mu\text{m}$, with a MAD of $27 \mu\text{m}$.

Tableau 4.4 Mean Absolute Deviations of the different CT extraction methods

Method	MAD (μm)
16 μm (Otsu)	23
16 μm (Manual)	24
30 μm (Otsu)	27
30 μm (Manual)	40

Since the selected CT scan resolution (voxel size) significantly influences the scanning time and the project aims to develop and automate an industrially applicable inspection method (less

than 1 hour scan time per specimen), a CT voxel size (resolution) of 30 μm and the automatic Otsu segmentation algorithm were used for the remaining analyses.

For additional validation, a conventional quality control approach using cylindrical pin gauges was employed to assess the dimensions of holes (red triangle marks in Figure 4.10a-b). Holes exceeding 0.508 mm in diameter were successfully measured with these gauges; however, the smallest available gauge was limited to a diameter of 0.011 inches (0.279 mm), restricting the measurement capabilities for smaller features. Tableau 4.5 summarizes the validation results obtained for the hole measurements.

Tableau 4.5 Pin gauge measurements of the conventionally-drilled holes

Nominal hole diameter mm (in)	Pin gauge measurements mm (in)
0.102 (0.004)	No suitable cylindrical gauges
0.203 (0.008)	No suitable cylindrical gauges
0.254 (0.010)	No suitable cylindrical gauges
0.508 (0.020)	0.508 (0.020)
0.762 (0.030)	0.7366 (0.029)

4.4.3 Laser-drilled holes

The laser-drilled hole inlet and outlet diameters measured by CT are compared to those measured by microscopy (ground truth) in Figure 4.10c, and the measurement deviations, in Figure 4.10d. As expected, laser drilling produced holes whose inlet diameters (closed marks in Figure 4.10c) were larger than outlet diameters (open marks in Figure 4.10c). The measurement deviations of laser-drilled holes exceeded those obtained with conventional drilling (Figure 4.10b); they varied from -44 to 186 μm . Hole angles, considered as constituting a key metric in laser drilling, varying from 27.5 to 29.5°, were also measured by microscopy

and CT (see Figure 4.10e). Exhibiting a tendency to overestimate, the CT scan was able to characterize the hole angles within deviations from the microscopy measurements varying from 0.3° and 0.8° (Figure 4.10f).

From Eqs. (4.2) and (4.3), deviations of each measured feature were used to calculate the mean absolute deviation performance metrics (MAD) shown in Figure 4.10g. The smallest deviation is observed for diameters of the conventionally-drilled specimens, an expected result. Regarding the inlet and outlet diameters, the latter (ceramic) exhibit greater deviations as compared to the inlet diameters (metal). The slight discrepancy observed may be attributed to the contrast variation of the interface between the ceramic layer (irregular surface) and the cavity during the measurement process. As can be seen in the CT scan data, the metal-air transition zone was more distinctly defined than was the ceramic-air transition zone, thereby facilitating a more accurate and straightforward determination of the hole diameter for this side. In contrast, metallographic analyses provide a much clearer identification of the transition zones, enabling more accurate measurements. This likely explains why the CT inlet diameters (metal only) show lower deviations from the metallographic measurements. Finally, the average absolute deviation for the measured angles as low as 0.55° (Figure 4.10g) indicates a high level of fidelity of the CT measurements as compared to their microscopy-measured equivalents.

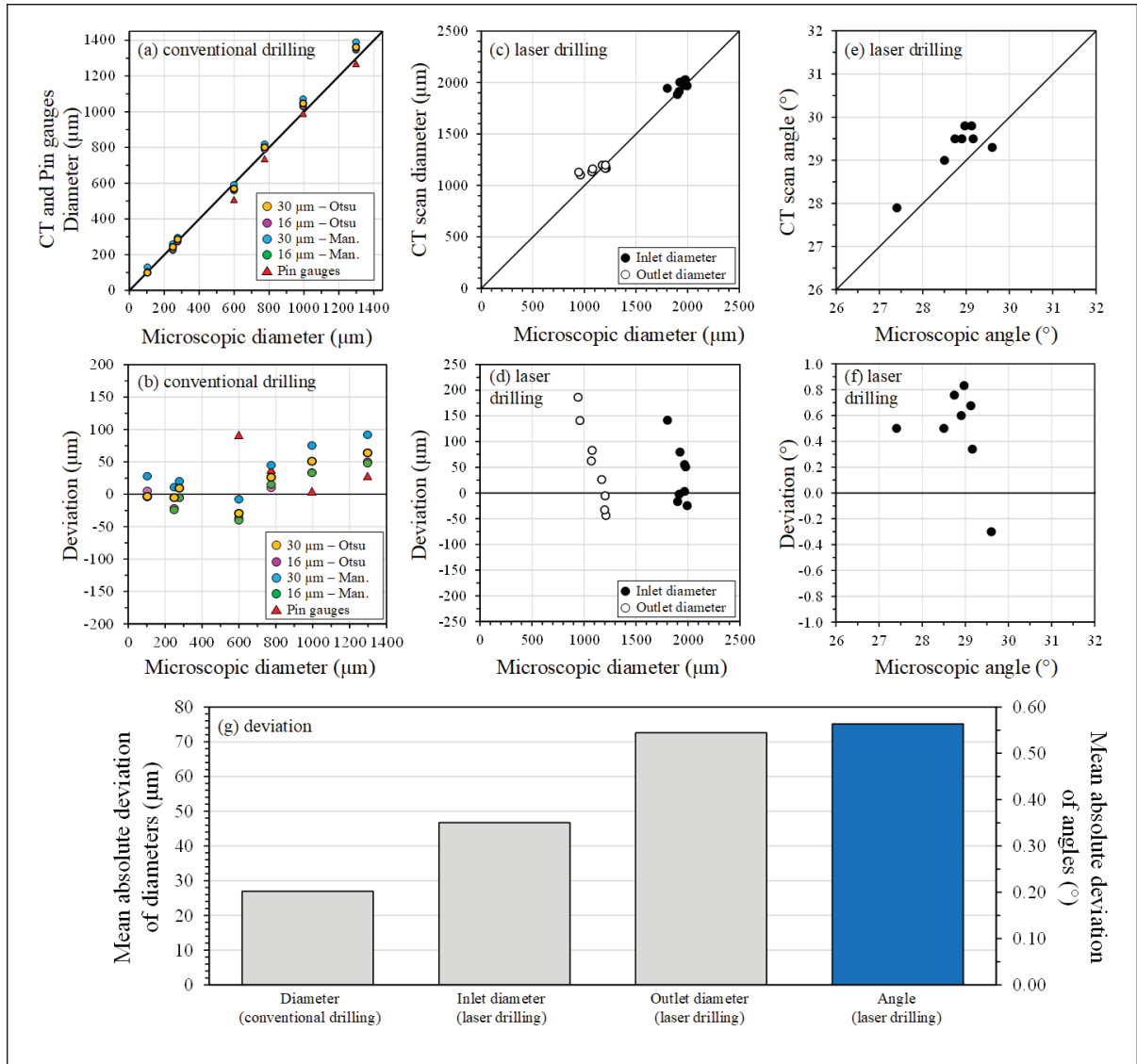


Figure 4.10 Validation of the CT scan measurements: (a-b) conventionally-drilled hole diameters, (c-d) laser-drilled hole diameters, (e-f) laser-drilled angles, and (g) calculation of the mean absolute deviation performance metrics (MAD)

4.4.4 Influence of drilling side, drilling energy, and laser pulse on material removal

The influence of the drilling side, the drilling energy, and the number of laser pulses on the material removal is illustrated in Figure 4.11. The CT cross-sectional views were obtained using the procedure schematized in Figure 4.6. As expected, modifying one of these three process parameters changes the size and shape of a hole. For a given laser energy, an increase

in the number of laser pulses obviously produces a gradual increase in the hole depth and size, regardless of the drilling side. For a given number of laser pulses, a similar conclusion can be drawn when the laser energy is increased. When drilling from the metal side (Figure 4.11a), a low laser energy (e.g., 2 or 6 J/pulse) seems to produce holes with better cylindricity than does a higher energy (10 J/pulse). However, the two low laser energy levels used in this study were not high enough to completely pierce the holes within 5 pulses. By increasing the laser energy to 10 J, the holes were completely drilled during the 4th pulse, but at the cost of a significant loss of cylindricity and the appearance of the barrel effect.

For the same process parameters, holes drilled from the ceramic side (Figure 4.11b) appear narrower and less hollow than those drilled from the metal side. Similarly to the metal side, lower laser energy levels of 2 or 6 J/pulse were not high enough to completely pierce the holes within 5 pulses from the ceramic side, while a higher energy of about 10 J/pulse was just high enough to completely drill the holes (a few blind holes were observed in Figure 4.11b for the 4th pulse at 10 J). Finally, it can be concluded that drilling from the ceramic side produced more tortuous holes than did drilling from the metal side.

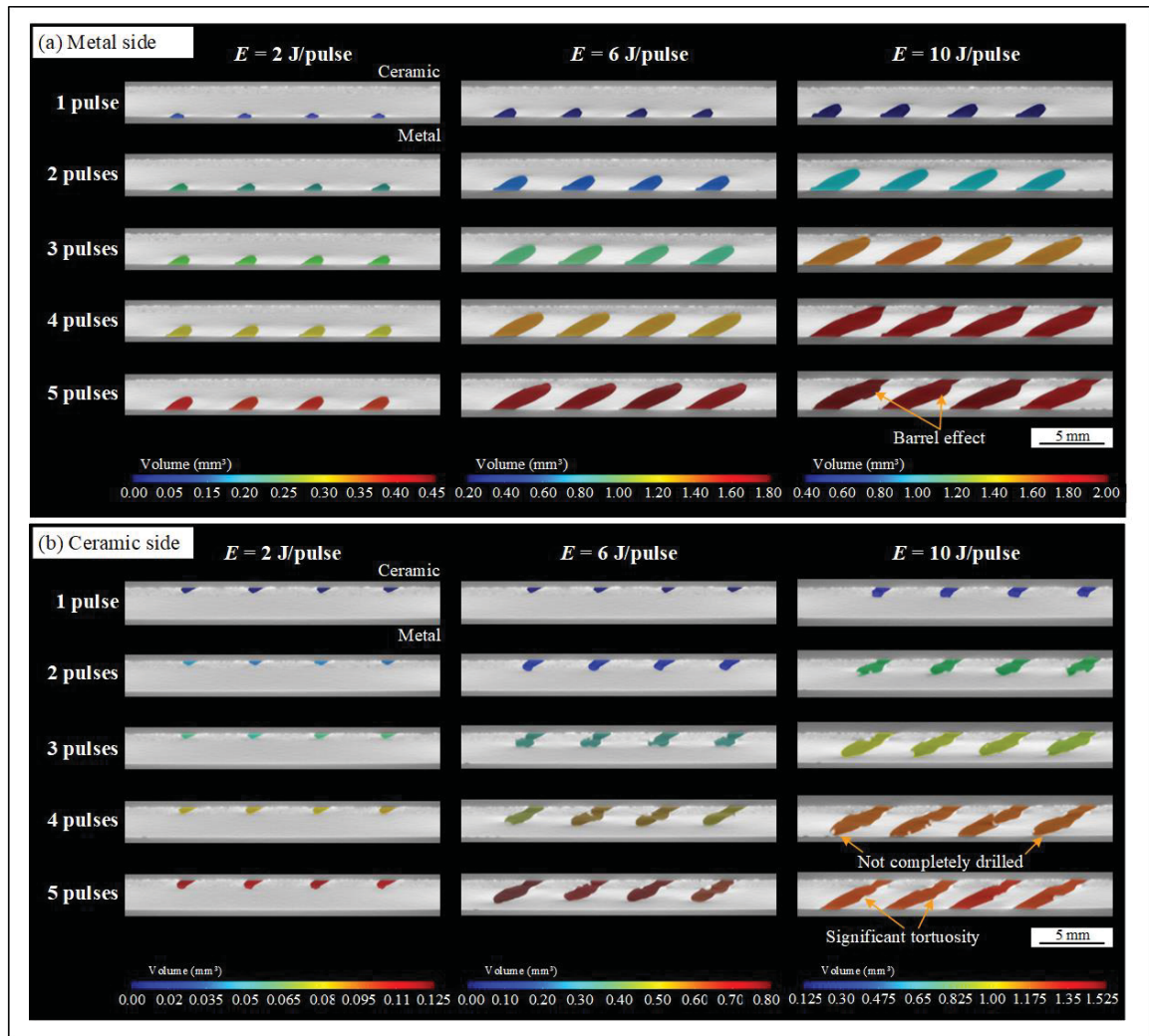


Figure 4.11 CT Cross-sectional view of specimens laser-drilled with different energies and laser pulses from the (a) metallic side, and (b) ceramic side

The volumes of the material removed during each laser drilling operation were extracted from the previous CT scans using Eq. (4.1), and reported in Figure 4.12a as a function of the cumulative pulse energy. For example, 4 laser pulses using an energy of 2 or 6 J produced a cumulative energy of about 8 and 24 J, respectively. As seen above, the volume removed is very different depending on the drilling side. Indeed, a similar cumulative energy drilling from the metal side (black marks in Figure 4.12a produced material removal varying from 1.5 to 4 times higher than drilling from the ceramic side (red marks in Figure 4.12a). Interestingly, slopes of the two curves in Figure 4.12a and calculated in Figure 4.12b are not the same.

Drilling from the ceramic side using a cumulative energy ≤ 12 J (e.g., 5 pulses at 2 J; or 2 pulses at 6 J) produces a low and constant removal rate of about $0.013 \text{ mm}^3/\text{J}$, before almost tripling to a value of around $0.035 \text{ mm}^3/\text{J}$. Similarly, but to a smaller extent, drilling from the metal side using a cumulative energy ≤ 6 J (e.g., 3 pulses at 2 J; or 1 pulse at 6 J) results in a lower removal rate before reaching a certain steady state at around $0.057 \text{ mm}^3/\text{J}$. This change in slopes implies that a certain amount of cumulative energy must be provided to the part (more, if drilling from the ceramic side) to reach the maximum removal rate. Finally, cumulative laser energy values corresponding to a stable volume of the material removed (presented as a plateau in Figure 4.12a for a cumulative energy ≥ 40 J) or to an onset of the decrease in the material removal rate (~ 35 J for metal side or ~ 45 J for ceramic side, Figure 4.12b) define the energy value threshold needed for complete hole drilling. Indeed, when a hole is completely drilled, the subsequent laser pulse will shoot into an open hole (already completely drilled), producing no real impact in terms of material removal.

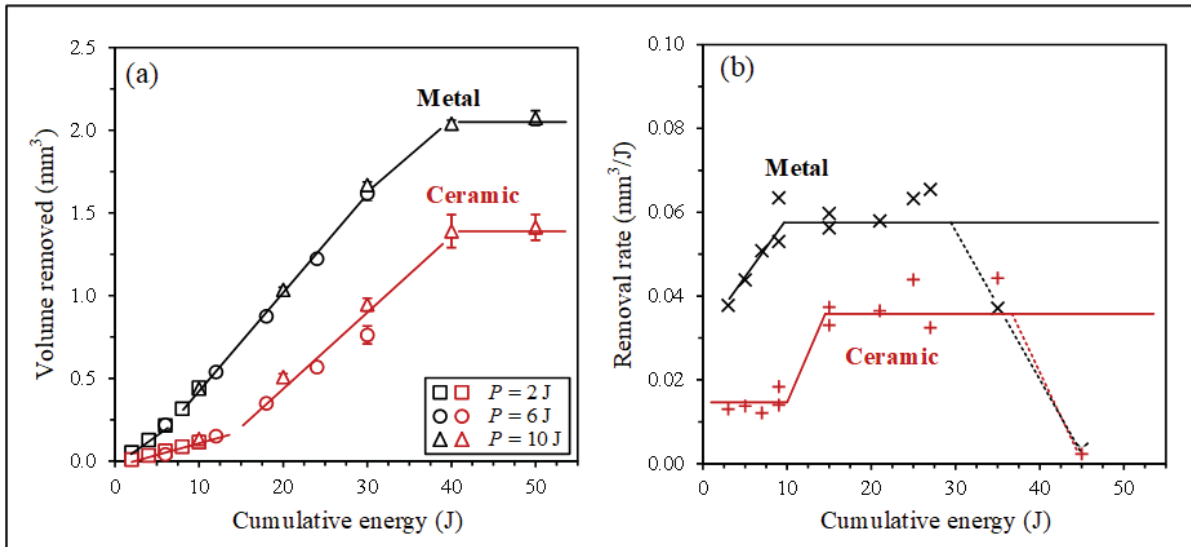


Figure 4.12 Evolution of the (a) volume of the material removed, and (b) removal rate as a function of the cumulative laser energy (dashed lines highlight a significant decrease in removal rate in fully opened holes)

4.4.5 Influence of hole characteristics (angle, inlet and outlet cross-section area) on the air flow

The CT scan was finally used to extract the drilling angles of 240 holes produced in this work, i.e., only a few hours of work when the setup is defined. The difference between the nominal and real drilling angles was quantified in Figure 4.13a. The nominal angles refer to the values programmed in the laser drilling machine, while real angles represent the actual values measured using the methodology shown in Figure 4.6. As compared to the programmed angles, the measured angles seem to deviate by about 2 degrees, systematically in a positive direction. With standard deviation values not exceeding ± 0.6 degrees and calculated each from 60 holes, this constant shift could be explained by the discrepancy between a perfect cylinder and the fitted axis between entry and exit ellipses to measure the laser-drilled hole angle. Consequently, the measured angle of the hole was considered for the rest of this study.

The influence of the drilling angle on the air flow is presented in Figure 4.13b. Each mark represents an average value of the air flow measured on three different drilled specimens (Phase #3 in Tableau 4.2), while the error bars highlight the maximum and minimum air flows obtained during these three tests. Also, it is important to mention that error bars are presented in each graph, but the errors on air flow, surface area and volume are very small, as compared to the thickness of the mark (less than 2%). As expected, the mass flow decreases as the hole angle increases (black marks in Figure 4.13b). This is typically described geometrically by a change in the inlet and outlet diameters, represented in Figure 4.13b both by the entry and exit surface areas. Indeed, there is a decrease in the overall entry and/or exit hole surface area as the drilled angle increases, with the exit hole cross-section area (ceramic side) smaller than the entry cross-section area (metal side), as expected. Also, by convention, in Figure 4.13, it is worth mentioning that the outlet surface area is the side from which the air exits during mass flow measurements, while the inlet surface area denotes the side receiving the air flow. As schematized in Figure 4.8, mass flow tests are always performed with the ceramic side facing upwards, regardless of the drilling side. For example, the hole inlet during drilling from the ceramic side becomes the hole outlet during the mass flow test, while for drilling from the metal side, the hole inlet during the process remains the hole inlet during the mass flow test.

From the values presented in Figure 4.13b, a 1.6 to 2.0 times increase in the entry and exit hole areas produces an overall increase in the mass flow of almost 20%.

The influence of the number of holes per specimen on the air mass flow (Phase #4 in Tableau 4.2) is presented in Figure 4.13c. As expected, the mass flow increases as the number of holes increases. This is generally explained by the differences in the total surface area for the flow with a constant pressure, meaning that a greater area lets more air flow out faster and with less resistance. The exit surface area (red line) of the holes tends to be typically smaller than the entry area (blue line) due to the tapered or divergent geometry of the holes. The experiment in the present work was also done to further investigate the influence of the hole quantity on the inter-coupon (same drilling parameters) variability in air flow measurements. More specifically, the objective was to determine whether reducing the number of drilled holes to 30 or 15 per coupon would still yield statistically reliable flow measurements. Results indicate that reducing the number of holes does not significantly impact inter-coupon variability, but we still observed a larger variation with the 15-hole samples. In fact, the measured inter-coupon variation was 1.70% for coupons with 15 holes, 0.33% for those with 30 holes, and 0.25% for those with 60 holes. This suggests a minimal sensitivity of air flow variability with 30 holes, but a slightly greater variation with 15 holes, as compared to the 60-hole samples. Based on these findings, we recommend not reducing the number of holes below 30 per coupon in order to maintain high-quality air flow measurements.

Similarly, the influence of a laser focal position on the air mass flow (Phase #5 in Tableau 4.2), entry surface area, and exit surface area is presented in Figure 4.13d. With measurements varying within less than 1.0% of the average air flow values (i.e., error bars not visible because they are smaller than the mark size), the air mass flow exhibits a linear relation with the laser focal position. Interestingly, the outlet surface area follows a similar linear relation with the laser focal position, but the inlet surface area is less affected by this laser drilling parameter. Being bigger than the exit region, the inlet surface area varying from 45 to 65 mm² is probably not managing the air flow. Indeed, the air mass flow is generally driven by the smallest

diameter restricting the flow, and therefore, the smallest surface area measured in Figure 4.13d at the hole exit.

From the data reported in Figure 4.13e, drilling from the ceramic side (Phase #6 in Tableau 4.2) produces a significant impact on the average air mass flow. Compared to drilling from the metal side, a 25% reduction in the air flow measured on the sample drilled from ceramic appears to be simply related to the volume of material removed during the drilling operations. Indeed, the average volume measured from the CT scans (60 holes per specimen), and reported in Figure 4.13e, seems to vary proportionally to this decrease in air flow. Interestingly, the average outlet surface area for these two drilling side conditions was of the same order of magnitude (around 45-55 mm²), but the inlet surface area for specimens drilled from the ceramic or the metal side exhibited a significant difference (40 and 65 mm², respectively). Depending on the drilling side, the material receiving the first laser pulse at the focal position is an important factor on the inlet and outlet surface area. Yet again, this result confirms that the smallest restriction area is the most important factor influencing the flow, regardless of the location of the restriction (at the inlet or the outlet), but also the overall size of the hole (volume).

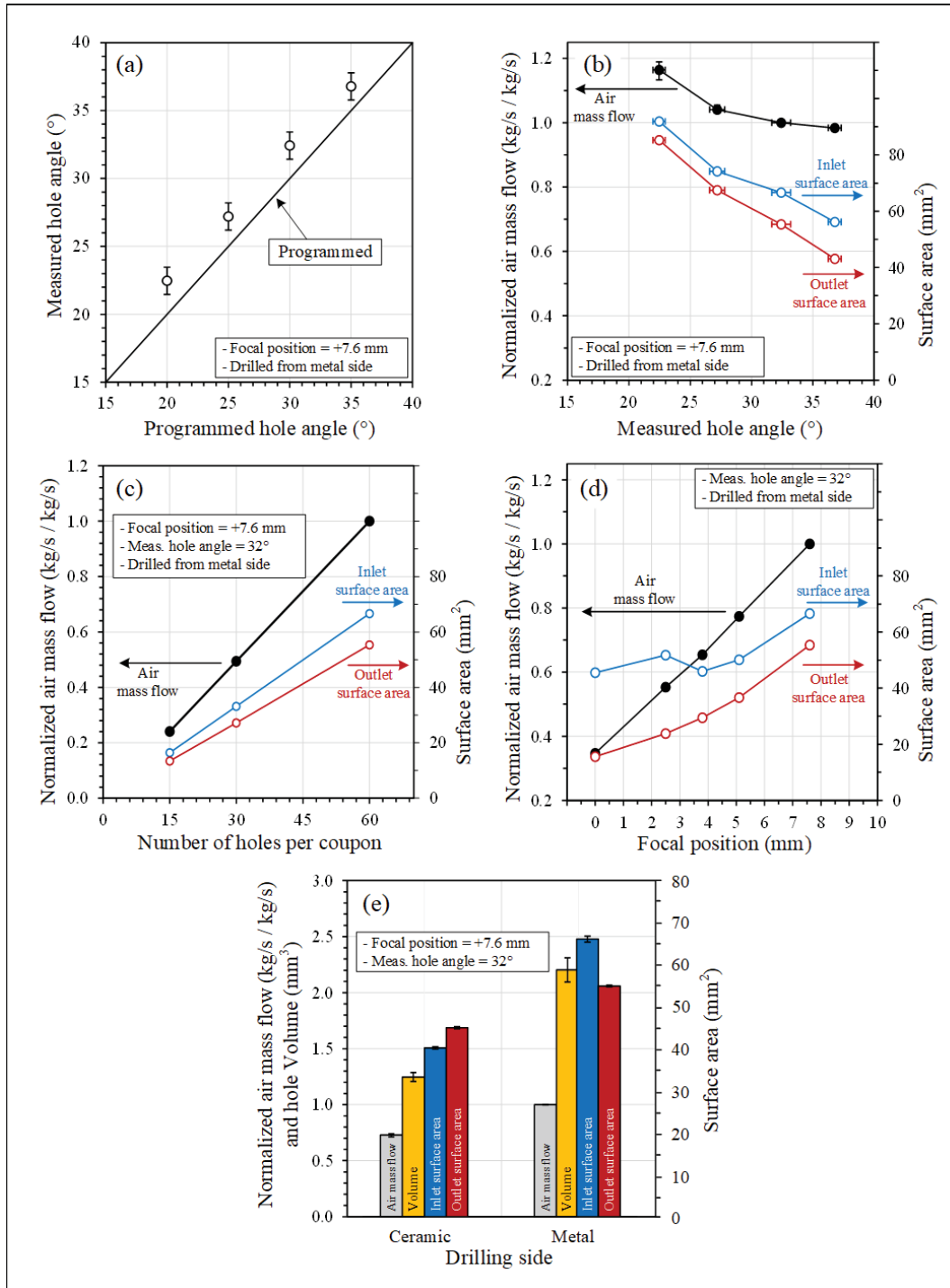


Figure 4.13 (a) Comparison between programmed angle vs. measured hole angles from CT inspection, (b) hole angle; (c) number of holes per samples, (e) focal point position, and (f) drilling side on the cooling mass flow, surface area, and material volume

Finally, Figure 4.14 illustrates the correlation between the air flow and three geometric characteristics derived from the specimens: the inlet surface area, the outlet surface area, and the total perforation volume. Notably, a strong correlation between the air flow and outlet area was observed ($R^2 = 0.86$), indicating a good degree of predictive potential for this metric, but a moderately lower correlation for the total perforated volume ($R^2 = 0.77$) and a noticeably weaker correlation with the hole inlet area ($R^2 = 0.72$). Results from Figure 4.14 confirm that an advanced method such as the CT scan can be used as a quality validation tool during the optimization of the laser hole drilling parameters. Targeting, for example, a normalized air mass flow rate of about 1.00, such a process map can thus be used to predict that a perforated volume of around 135 mm^3 along with an outlet surface area ranging from 60 to 70 mm^2 are required to reach this design criterion (these two metrics being non-destructively measured using the proposed CT inspection workflow).

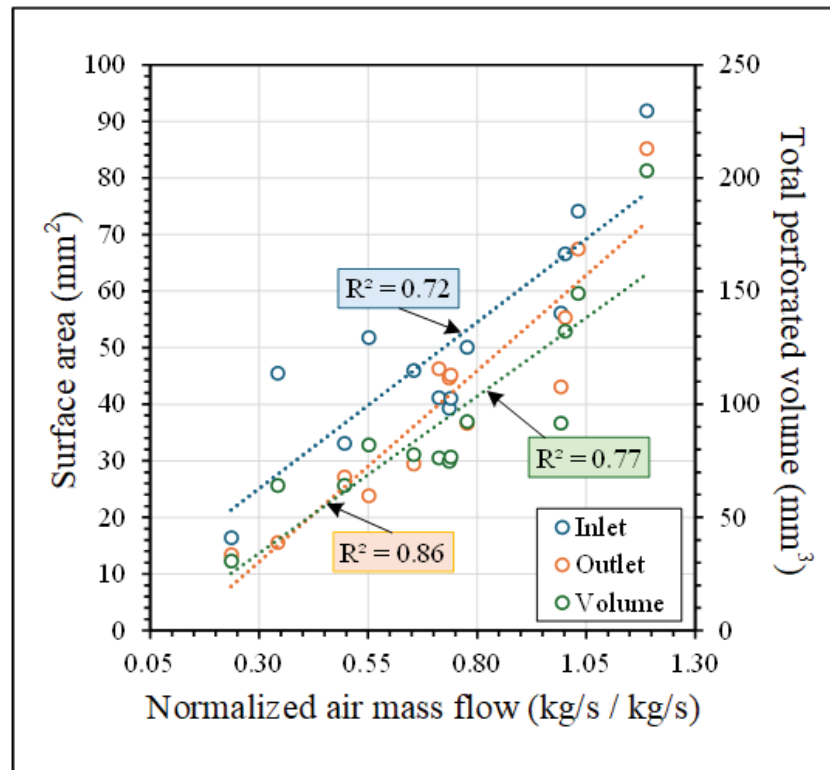


Figure 4.14 Correlation factor of the surface area (entry-exit) and total volume of holes as a function of the air mass flow

Focusing solely on the dimensional characteristics (surface area, volume, and angle), the present work did not take into account other important aspects related to effusion holes, such as the microstructure, mechanical properties, or defect examination. Still, a CT scan could be used in future studies for these comprehensive inspections. In this context, one can mention the work by Petru et al. (Petru, Pagáč, & Grepl, 2021), who experimentally studied the HAZ areas surrounding laser-drilled holes and demonstrated that the recast layers and microcracks produced in the base material during long-cycle laser drilling operations (longer pulse widths) could significantly impact the mechanical properties of perforated parts at room and elevated temperatures.

4.5 Conclusion

The aim of this study was to validate a CT-based inspection method for effusion cooling holes. In addition, comparing laser coupon inspection by industrial micro-tomography against the traditional method of metallographic cutting and epoxy puck mounting, the paper demonstrates a similar accuracy and superior efficiency with the former. Using tomography helps increase productivity significantly when analyzing samples by metallographic section. Indeed, the use of an X-ray tomography device eliminates the time required to polish and cut samples, which can be very time-consuming in some cases. For instance, a conventional metallographic analysis of a single row comprising four holes typically requires approximately one hour for sample preparation and an additional 30 minutes for microscopic examination. In contrast, the developed tomography-based method enables the scanning of an entire sample containing 60 holes (15 rows of 4 holes) in under 45 minutes, with metric extraction completed in less than 15 minutes.

This work also provides a better understanding of the influence of laser parameters on the hole quality to ensure repeatable effusion hole production.

- Results obtained with X-ray CT are comparable to those obtained with metallographic cutting, with mean diameter deviation ranging from 47 to 72 μm , for the entry and exit, and angular measurements showing an angular mean deviation of only 0.55 degrees between the two methods.

- The influence of laser parameters on material removal and air flow was also investigated. The material removal mechanism during the laser drilling process appears to be characterized by three distinct modes (i.e., increasing, stable, and decreasing removal rate), starting from a low cumulative energy, then reaching a stable rate of material removal up to hole breakthrough. Laser pulses with a cumulative energy of 12 J demonstrated a higher material removal efficiency.
- For the same laser parameters, the volume of material removed by laser drilling is almost 25% lower when drilling from the ceramic side as compared to when drilling from the metallic side.
- For the same laser parameters, the air mass flow decreases by 20% when the drilling angle increases from 20 to 35°.
- The method developed demonstrates the potential feasibility of measuring the hole exit surface area and hole volume using computed tomography (CT) and subsequently predicting a specific air flow range. This approach offers a promising pathway for the non-destructive and fast characterization of flow-related geometries testing. Future developments could help test this hypothesis in greater depth, refine predictive capabilities, and enhance the accuracy of air flow estimations based on CT-derived geometrical data.

4.6 Acknowledgements

This research was supported by funding through an NSERC-Mitacs Alliance (ALLRP 590850 - 23), in collaboration with the industrial partner, Pratt & Whitney Canada. We gratefully acknowledge the contributions of Maxime Marcil, CT lab operator, whose expertise was instrumental throughout the experimental process. We also extend our thanks to Catherine Desrosiers and the technical support team at COMET Technologies CANADA for their assistance with CT scan analysis using the Dragonfly software.

CONCLUSION

L'objectif de cette étude était de valider une méthode d'inspection par tomographie à rayons X pour les trous de refroidissement par effusion. De plus, en comparant l'inspection de coupon percé laser par tomographie, à la méthode traditionnelle de découpe métallographique et de montage en époxy, l'article démontre une précision similaire et une efficacité supérieure avec la première. L'utilisation de la tomographie permet d'augmenter considérablement la productivité lors de l'analyse d'échantillons par section métallographique. En effet, l'utilisation d'un appareil de tomographie à rayons X élimine le temps nécessaire au polissage et à la découpe des échantillons, qui peut être très long dans certains cas. Par exemple, une analyse métallographique conventionnelle d'une seule rangée comprenant quatre trous nécessite généralement environ une heure pour la préparation de l'échantillon et 30 minutes supplémentaires pour l'examen microscopique. En revanche, la méthode développée basée sur la tomographie permet de balayer un échantillon entier contenant 60 trous (15 rangées de 4 trous) en moins de 45 minutes, l'extraction métrique étant effectuée en moins de 15 minutes.

Ces travaux permettent également de mieux comprendre l'influence des paramètres laser sur la qualité des trous afin de garantir une production répétable de trous d'effusion.

- Les résultats obtenus avec la tomographie par rayons X sont comparables à ceux obtenus avec la coupe métallographique, avec un écart moyen de diamètre compris entre 47 et 72 μm pour l'entrée et la sortie, et des mesures angulaires montrant un écart angulaire moyen de seulement 0.6 degré entre les deux méthodes.
- L'influence des paramètres laser sur l'enlèvement de matière et le flux d'air a également été étudiée. Le mécanisme d'enlèvement de matière pendant le processus de perçage laser semble se caractériser par trois modes distincts (à savoir, un taux d'enlèvement croissant, stable et décroissant), commençant par une faible énergie cumulative, puis atteignant un taux stable d'enlèvement de matière jusqu'à la percée du trou. Les

impulsions laser avec une énergie cumulative de 12 J ont démontré une plus grande efficacité d'enlèvement de matière.

- Pour les mêmes paramètres laser, le volume de matière enlevée par perçage laser est presque 25 % inférieur lorsque le perçage est effectué du côté céramique par rapport au perçage du côté métallique.
- Pour les mêmes paramètres laser, le débit massique d'air diminue de 20 % lorsque l'angle de perçage passe de 20 à 35°.
- La méthode développée démontre la faisabilité potentielle de mesurer la surface de sortie et le volume des trous à l'aide de la tomographie par ordinateur (CT), puis de prédire une plage de débit d'air spécifique. Cette approche offre une voie prometteuse pour la caractérisation non destructive et rapide des géométries liées à l'écoulement. De plus, cette technique pourrait également permettre l'inspection d'aspects microstructuraux, tels que le délaminage du revêtement thermique ou les zones affectées thermiquement, à condition de réaliser des numérisations à plus haute résolution (inférieure à 5 μm). Les développements futurs pourraient ainsi aider à tester plus en profondeur cette hypothèse, à affiner les capacités de prédiction et à améliorer la précision des estimations de débit d'air basées sur les données géométriques dérivées de la tomographie.

4.7 Contribution scientifique

Sur le plan académique, cette recherche a donné lieu à la rédaction d'un article scientifique destiné à la communauté scientifique spécialisé en fabrication avancée et méthode d'inspection non destructive (trous de refroidissement percé par laser appliqué aux superalliages). Cette publication a permis de partager les avancées méthodologiques et les résultats obtenus, tout en contribuant à enrichir les connaissances collectives dans le domaine de l'analyse des pièces par tomographie à rayons X.

Du côté industriel, le projet a conduit au développement d'outils innovants permettant une analyse métrologique plus efficace des échantillons produits et dans le même ordre de grandeur que les méthodes conventionnelles. Ces outils ont ouvert la voie à de nouvelles perspectives en matière de contrôle qualité et d'inspection de pièces complexes comme les chambres de combustion. Bien que ce mémoire ne présente qu'une certaine partie visible des résultats, il est important de souligner qu'une bonne partie des données pertinentes au projet et des applications concrètes demeurent confidentielles, conformément aux exigences du partenaire industriel.

Les connaissances générées ont permis à la compagnie Pratt & Whitney Canada, partenaire de ce projet, d'approfondir sa compréhension du procédé de fabrication en jeu, posant ainsi les bases pour le développement de futures méthodes d'inspection plus performantes et adaptées aux exigences du domaine de l'aéronautique. Finalement, ce projet a permis de paver la voie au démarrage d'un deuxième projet de maîtrise afin d'enrichir l'état de la connaissance du procédé de perçage laser chez le partenaire industriel.

RECOMMANDATIONS

Les travaux réalisés dans le cadre de ce mémoire ont permis de démontrer la pertinence de la tomographie à rayons X comme outil d'analyse non destructif pour l'étude des trous d'effusion. Cette technique s'est révélée efficace pour la caractérisation géométrique des trous, offrant ainsi un potentiel considérable pour accélérer le développement du procédé de perçage laser. À la lumière de ces résultats, plusieurs pistes de recherche peuvent être envisagées :

- Optimisation de l'intégration de la tomographie à rayons X dans le cycle de développement du perçage laser. L'utilisation systématique de la tomographie à rayons X comme méthode de contrôle et de validation permettrait de réduire les délais de développement et offrirait une meilleure capacité d'exploration du procédé, en permettant d'envisager de nouvelles approches. Il serait pertinent d'étendre cette approche à une variété de matériaux et de géométries afin d'évaluer sa robustesse et son applicabilité industrielle. Potentiellement étudier la possibilité d'extraire des sections transversales d'une rangée de trous avec la méthode du Elastic registration développée par COMET (2025) qui permettrait de réaliser une reconstruction tomographique à partir de seulement quelques prises d'images (moins de 10) ce qui diminue grandement le temps de numérisation.
- La méthode développée par CT peut permettre une analyse plus approfondie des mécanismes d'enlèvement de matière. L'utilisation de la méthode développée dans le cadre de ce projet permettra d'étudier de manière plus approfondie le volume de matériel enlevé lors du procédé de perçage laser. En effet, d'autres plans d'expérimentation comportant différentes combinaisons de paramètres machines pourront être développés pour ensuite obtenir le volume de matière retiré du matériel de base grâce à la tomographie à rayons X.
- Analyse corrélative entre les défauts détectés et les paramètres du procédé laser. Une étude approfondie des liens entre les caractéristiques géométriques observées (diamètre

entrée/sortie, tortuosité, volume, etc.) et les paramètres du perçage laser (puissance, fréquence, durée d'impulsion, etc.) permettrait d'identifier les conditions optimales de fabrication. Cette approche contribuerait à une meilleure compréhension des mécanismes de formation des défauts et à l'amélioration du procédé. Autrement dit, un plan d'expérimentation plus large, faisant varier plusieurs paramètres laser pour ainsi mieux comprendre le lien entre les paramètres laser et les critères de qualité, soit les propriétés géométriques, métallurgiques et fonctionnelles, soit le débit massique d'air de refroidissement.

- Approfondissement des méthodes de segmentation par apprentissage profond. Une première exploration de la segmentation automatique des images tomographiques par *Machine Learning* a été amorcée dans ce projet. Toutefois, l'utilisation de modèles plus avancés pourrait permettre une amélioration significative de la précision et de l'automatisation de l'analyse. Une telle démarche contribuerait à la mise en place d'une méthode d'analyse plus efficace et reproductible.
- Utilisation de jauges calibrées (*pin gauges*) afin de comparer précisément les mesures obtenues par tomographie et par métallographie. Cette approche permettra de quantifier l'erreur entre les deux méthodes et de valider la fiabilité du CT-scan dans des conditions mieux contrôlées.

LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- Adelmann, B., & Hellmann, R. (2015). Rapid micro hole laser drilling in ceramic substrates using single mode fiber laser. *Journal of Materials Processing Technology*, 221, 80-86. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2015.02.014>
- Alzaydi, A. (2018). Trajectory generation and optimization for five-axis on-the-fly laser drilling: a state-of-the-art review. *Optical Engineering*, 57(12), 1. <https://doi.org/10.1117/1.OE.57.12.120901>
- Barman, S., Hanumaiah, N., & Puri, A. B. (2015). Investigation on shape, size, surface quality and elemental characterization of high-aspect-ratio blind micro holes in die sinking micro EDM. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 76(1-4), 115-126. <https://doi.org/10.1007/s00170-013-5243-z>
- Biscaia, R. V. B., Dzulinski, A. C., De Melo, E. L., & Braghini Junior, A. (2021). Comparison of EDM and laser trepanation micro-drilling processes using multiple-criteria decision analysis. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 116(7-8), 2599-2612. <https://doi.org/10.1007/s00170-021-07630-1>
- Bizzari, R., Lahbib, D., Dauplain, A., Duchaine, F., Gicquel, L. Y. M., & Nicoud, F. (2018). A Thickened-Hole Model for Large Eddy Simulations over Multiperforated Liners. *Flow, Turbulence and Combustion*, 101(3), 705-717. <https://doi.org/10.1007/s10494-018-9909-3>
- Blau, P. J., Howe, J. Y., Coffey, D. W., Trejo, R. M., Kenik, E. D., Jolly, B. C., & Yang, N. (2012). Microstructure, Morphology, and Nanomechanical Properties Near Fine Holes Produced by Electro-Discharge Machining. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 21(8), 1744-1750. <https://doi.org/10.1007/s11665-011-0070-6>
- Cerantola, D. J., & Birk, A. M. (2017). Numerical Investigation of a Laser-Drilled Cooling Hole. Dans *Volume 5B: Heat Transfer*. Charlotte, North Carolina, USA : American Society of Mechanical Engineers. <https://doi.org/10.1115/GT2017-63306>
- Cerri, G., Giovannelli, A., Battisti, L., & Fedrizzi, R. (2007). Advances in effusive cooling techniques of gas turbines. *Applied Thermal Engineering*, 27(4), 692-698. <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2006.10.012>

- Chatterjee, S., Mahapatra, S. S., Xu, J., & Brabazon, D. (2023). Influence of parameters on performance characteristics and defects during laser microdrilling of titanium alloys using RSM. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 129(9-10), 4569-4587. <https://doi.org/10.1007/s00170-023-12525-4>
- Ciecińska, B. E., & Kubit, A. (2025). Experimental research on the feasibility and quality of laser-cut micro holes for the aviation industry. *Advances in Science and Technology Research Journal*, 19(7), 132-50. <https://doi.org/10.12913/22998624/203682>
- Corcoran, A., Sexton, L., Seaman, B., Ryan, P., & Byrne, G. (2002). The laser drilling of multi-layer aerospace material systems. *Journal of Materials Processing Technology*, 123(1), 100-106. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(01\)01123-2](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(01)01123-2)
- Dausinger, F., Hügel, H., & Konov, V. (2003). Micro-machining with ultrashort laser pulses: From basic understanding to technical applications. *Proc SPIE*, 5147, 106-115. <https://doi.org/10.1117/12.537496>
- Desrosiers, C., Morgan, L., Bernier, F., Cheriet, F., Brailovski, V., Piché, N., & Guibault, F. (2022). Correlative Laser Confocal Microscopy Study and Multimodal 2D/3D Registration as Ground Truth for X-ray Inspection of Internal Defects in LPBF Manufacturing. *e-Journal of Nondestructive Testing*, 27. <https://doi.org/10.58286/26642>
- Disimile, P. J., Fox, C. W., & Lee, C. P. (1998). An experimental investigation of the airflow characteristics of laser drilled holes. *Journal of Laser Applications*, 10(2), 78-84. <https://doi.org/10.2351/1.521824>
- Du Plessis, A., Broeckhoven, C., Guelpa, A., & Le Roux, S. G. (2017). Laboratory x-ray micro-computed tomography: a user guideline for biological samples. *GigaScience*, 6(6), gix027. <https://doi.org/10.1093/gigascience/gix027>
- D'Urso, G., Maccarini, G., & Ravasio, C. (2014). Process performance of micro-EDM drilling of stainless steel. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 72(9-12), 1287-1298. <https://doi.org/10.1007/s00170-014-5739-1>
- Dutta Majumdar, J., & Manna, I. (2011). Laser material processing. *International Materials Reviews*, 56(5-6), 341-388. <https://doi.org/10.1179/1743280411Y.0000000003>
- Elfurjani, S., Ko, J., & Jun, M. B. G. (2016). Micro-scale hole profile measurement using rotating wire probe and acoustic emission contact detection. *Measurement*, 89, 215-22. <https://doi.org/10.1016/j.measurement.2016.04.023>

- Ewert, U., Roth, H., Burkhard, S., Microworks Gmbh, Gutekunst, J., Korpelainen, V., ... Katic, M. (2025). New Concept for Detail Sensitivity Monitoring in industrial Computed Tomography - the EURAMET Project SensMonCT. *e-Journal of Nondestructive Testing*, 30(8). <https://doi.org/10.58286/31446>
- Garbini, J. L., Saunders, R. A., & Jorgensen, J. E. (1991). In-process drilled hole inspection for aerospace applications. *Precision Engineering*, 13(2), 125-34. [https://doi.org/10.1016/0141-6359\(91\)90503-B](https://doi.org/10.1016/0141-6359(91)90503-B)
- Gautam, G. D., & Pandey, A. K. (2018a). Pulsed Nd:YAG laser beam drilling: A review. *Optics & Laser Technology*, 100, 183-215. <https://doi.org/10.1016/j.optlastec.2017.09.054>
- Ghoreishi, M, Low, D. K. Y., & Li, L. (2002). Comparative statistical analysis of hole taper and circularity in laser percussion drilling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 42(9), 985-995. [https://doi.org/10.1016/S0890-6955\(02\)00038-X](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(02)00038-X)
- Ghoreishi, Majid, & Nakhjavani, O. B. (2008a). Optimisation of effective factors in geometrical specifications of laser percussion drilled holes. *Journal of Materials Processing Technology*, 196(1-3), 303-310. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.05.057>
- Guinard, C., Guipont, V., Proudhon, H., Jeandin, M., Girardot, J., Schneider, M., ... Martin, A. (2012). Study of Delamination Induced by Laser-Drilling of Thermally-Sprayed TBC Interfaces. Dans R. S. Lima, A. Agarwal, M. M. Hyland, Y.-C. Lau, C.-J. Li, A. McDonald, & F.-L. Toma (Éds), (pp. 114-19). Communication présentée au ITSC 2012, Houston, Texas, USA. <https://doi.org/10.31399/asm.cp.itsc2012p0114>
- Guinard, Caroline. (2018). Influence des propriétés morphologiques et mécaniques des barrières thermiques sur la fissuration interfaciale induite par perçage laser impulsif. *MINES ParisTech*.
- Guru Mahesh, G., & Kandasamy, J. (2023). Optimization of CO2 laser drilling process parameters of GFRP/Al2O3/perlite composites. *Materials Today Communications*, 35, 105962. <https://doi.org/10.1016/j.mtcomm.2023.105962>
- Hanke, R., Fuchs, T., & Uhlmann, N. (2008). X-ray based methods for non-destructive testing and material characterization. *Nuclear Instruments and Methods in Physics Research Section A: Accelerators, Spectrometers, Detectors and Associated Equipment*, 591(1), 14-18. <https://doi.org/10.1016/j.nima.2008.03.016>

- Hanon, M. M., Akman, E., Genc Oztoprak, B., Gunes, M., Taha, Z. A., Hajim, K. I., ... Demir, A. (2012). Experimental and theoretical investigation of the drilling of alumina ceramic using Nd:YAG pulsed laser. *Optics & Laser Technology*, 44(4), 913-922. <https://doi.org/10.1016/j.optlastec.2011.11.010>
- Hasan, M., Zhao, J., & Jiang, Z. (2017). A review of modern advancements in micro drilling techniques. *Journal of Manufacturing Processes*, 29, 343-375. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2017.08.006>
- Hu, Y., & Ji, H. (2004). Numerical Study of the Effect of Blowing Angle on Cooling Effectiveness of an Effusion Cooling. Dans *GT2004* (pp. 877-884). Volume 3: Turbo Expo 2004. <https://doi.org/10.1115/GT2004-54043>
- Huang, T.-W., & Sheu, D.-Y. (2020). High aspect ratio of micro hole drilling by Micro-EDM with different cross-section shape micro tools for flushing process. *Procedia CIRP*, 95, 550-553. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2020.01.161>
- Imran, M., Mativenga, P. T., Gholinia, A., & Withers, P. J. (2015). Assessment of surface integrity of Ni superalloy after electrical-discharge, laser and mechanical micro-drilling processes. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 79(5-8), 1303-1311. <https://doi.org/10.1007/s00170-015-6909-5>
- Iwata, K., Moriwaki, T., & Hoshi, T. (1981). Basic Study of High Speed Micro Deep Drilling. *CIRP Annals*, 30(1), 27-30. [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)60889-0](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)60889-0)
- Jain, V. K., Doloi, B., Rao, U. S., & Misra, J. P. (Éds). (2023). *Micro Manufacturing: Proceedings of the AIMTDR 2023*. Singapore : Springer Nature Singapore. <https://doi.org/10.1007/978-981-96-5550-2>
- Kacar, E., Mutlu, M., Akman, E., Demir, A., Candan, L., Canel, T., ... Sınmazcelik, T. (2009). Characterization of the drilling alumina ceramic using Nd:YAG pulsed laser. *Journal of Materials Processing Technology*, 209(4), 2008-2014. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2008.04.049>
- Kao, C.-C., & Shih, A. J. (2007). Form measurements of micro-holes. *Measurement Science and Technology*, 18(11), 3603-11. <https://doi.org/10.1088/0957-0233/18/11/045>
- Kim, K. M., Yun, N., Jeon, Y. H., Lee, D. H., & Cho, H. H. (2010). Failure analysis in after shell section of gas turbine combustion liner under base-load operation. *Engineering Failure Analysis*, 17(4), 848-856. <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2009.10.018>

- Kodzwa, P. M., & Eaton, J. K. (2013). Heat Transfer Coefficient Measurements on the Film-Cooled Pressure Surface of a Transonic Airfoil. *Journal of Turbomachinery*, 135(061011). <https://doi.org/10.1115/1.4023620>
- Kourra, N., Warnett, J. M., Attridge, A., Dahnel, A., Ascroft, H., Barnes, S., & Williams, M. A. (2017). A metrological inspection method using micro-CT for the analysis of drilled holes in CFRP and titanium stacks. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 88(5-8), 1417-1427. <https://doi.org/10.1007/s00170-016-8691-4>
- Krewinkel, R. (2013). A review of gas turbine effusion cooling studies. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 66, 706-722. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2013.07.071>
- Kruth, J. P., Bartscher, M., Carmignato, S., Schmitt, R., De Chiffre, L., & Weckenmann, A. (2011). Computed tomography for dimensional metrology. *CIRP Annals*, 60(2), 821-842. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2011.05.006>
- Kudla, L. A. (2006). Deformations and Strength of Miniature Drills. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 220(3), 389-396. <https://doi.org/10.1243/095440505X69346>
- Kumar, K. R., Qayoum, A., Saleem, S., & Qayoum, F. (2020a). Effusion Cooling In Gas Turbine Combustion Chambers - A Comprehensive Review. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 804(1), 012003. <https://doi.org/10.1088/1757-899X/804/1/012003>
- Li, Z., Dong, Z., Yang, F., Kang, R., & Bao, Y. (2025). Femtosecond laser processing technology of inclined hole in SiCf/SiC composites. *Optics & Laser Technology*, 188, 112995. <https://doi.org/10.1016/j.optlastec.2025.112995>
- Liu, R., Luo, J., Fang, X., Luo, B., Jiao, Z., & Meng, L. (2025). Improvement of electrochemical drilling deep holes using combinatorial tube electrode with a suitable leading flow structure. *Precision Engineering*, 95, 59-74. <https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2025.04.017>
- Manderscheid, T. (1987). Influence des paramètres d'un laser CO2 monomode sur la position du point focal par rapport à la lentille. application à l'optimisation des réglages pour un système portique 5 axes de découpe de tôles. *Le Journal de Physique Colloques*, 48(C7), C7-61-C7-67. <https://doi.org/10.1051/jphyscol:1987710>

- Manikandan, M., Arun, S., Kuriachen, B., & Mathew, J. (2023). Comparative study of micro-die sink and micro-EDM drilled holes for electrode wear and surface roughness. *Materials Today: Proceedings*. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2023.07.139>
- Marimuthu, S., Antar, M., & Dunleavy, J. (2019). Characteristics of micro-hole formation during fibre laser drilling of aerospace superalloy. *Precision Engineering*, 55, 339-348. <https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2018.10.002>
- Mattingly, J. D. (2005). *Elements of Gas Turbine Propulsion*. (S.I.) : American Institute of Aeronautics and Astronautics. Repéré à <https://books.google.ca/books?id=vA98AAAACAAJ>
- Matusik, K. E., Duke, D. J., Kastengren, A. L., Sovis, N., Swantek, A. B., & Powell, C. F. (2018). High-resolution X-ray tomography of Engine Combustion Network diesel injectors. *International Journal of Engine Research*, 19(9), 963-76. <https://doi.org/10.1177/1468087417736985>
- McNally, C. A., Folkes, J., & Pashby, I. R. (2004). Laser drilling of cooling holes in aeroengines: state of the art and future challenges. *Materials Science and Technology*, 20(7), 805-13. <https://doi.org/10.1179/026708304225017391>
- Measurement of Fluid Flow by Means of Pressure Differential Devices Inserted in Circular Cross-Section Conduits Running Full. Part 4, Venturi Tubes. (2022). London : British Standards Institution.
- Muralikrishnan, B., Stone, J. A., & Stoup, J. R. (2006). Fiber deflection probe for small hole metrology. *Precision Engineering*, 30(2), 154-164. <https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2005.07.004>
- Nasrollahi, V. (2019). *Drilling of micro-scale high aspect ratio holes with ultra-short lasers*. University of Birmingham, United Kingdom.
- Nasrollahi, V., Penchev, P., Batal, A., Le, H., Dimov, S., & Kim, K. (2020). Laser drilling with a top-hat beam of micro-scale high aspect ratio holes in silicon nitride. *Journal of Materials Processing Technology*, 281, 116636. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2020.116636>
- Nasrollahi, V., Penchev, P., Jwad, T., Dimov, S., Kim, K., & Im, C. (2018). Drilling of micron-scale high aspect ratio holes with ultra-short pulsed lasers: Critical effects of focusing lenses and fluence on the resulting holes' morphology. *Optics and Lasers in Engineering*, 110, 315-322. <https://doi.org/10.1016/j.optlaseng.2018.04.024>

- Nath, A. K. (2014). 9.06 - Laser Drilling of Metallic and Nonmetallic Substrates. Dans S. Hashmi, G. F. Batalha, C. J. Van Tyne, & B. Yilbas (Éds), *Comprehensive Materials Processing* (pp. 115-175). Oxford : Elsevier. <https://doi.org/10.1016/B978-0-08-096532-1.00904-3>
- Ng, G. K. L., & Li, L. (2001). The effect of laser peak power and pulse width on the hole geometry repeatability in laser percussion drilling.
- Nigade, A., Nemade, A. S., Argiddi, N. A., Anjarlekar, S. S., & Kharche, P. P. (2024). Laser Beam Machining – A Comprehensive Review of Techniques, Applications, and Advancements, *11*(7).
- Petrů, J., Pagáč, M., & Grepl, M. (2021). Laser Beam Drilling of Inconel 718 and Its Effect on Mechanical Properties Determined by Static Uniaxial Tensile Testing at Room and Elevated Temperatures. *Materials*, *14*(11), 3052. <https://doi.org/10.3390/ma14113052>
- Primiceri, P., De Fazio, R., Strafella, L., Carlucci, A. P., & Visconti, P. (2017). Photo-induced ignition phenomenon of carbon nanotubes by Xenon pulsed light: Ignition tests analysis, automotive and new potential applications, future developments. *Journal of Applied Research and Technology*, *15*(6), 609-623. <https://doi.org/10.1016/j.jart.2017.08.001>
- Putzer, M., Ackerl, N., & Wegener, K. (2021). Geometry assessment of ultra-short pulsed laser drilled micro-holes. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, *117*(7-8), 2445-52. <https://doi.org/10.1007/s00170-020-06199-5>
- Sahoo, A. K., & Mishra, D. R. (2024). Experimental characteristic evaluation of micro hole EDM drilling of Ni51.58Ti48.34 alloy with copper electrode and response optimization using GRG assisted with GA. *Journal of Engineering and Applied Science*, *71*(1), 117. <https://doi.org/10.1186/s44147-024-00447-1>
- Samant, A. N., & Dahotre, N. B. (2008). Computational predictions in single-dimensional laser machining of alumina. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, *48*(12-13), 1345-53. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2008.05.004>
- Sarfraz, S. (2020). *Investigation of productivity, energy efficiency, quality and cost for laser drilling*. Cranfield University, United Kingdom.

- Sarfraz, S., Shehab, E., Salonitis, K., & Suder, W. (2019). Experimental Investigation of Productivity, Specific Energy Consumption, and Hole Quality in Single-Pulse, Percussion, and Trepanning Drilling of IN 718 Superalloy. *Energies*, 12(24), 4610. <https://doi.org/10.3390/en12244610>
- Sarfraz, S., Shehab, E., Salonitis, K., Suder, W., Niamat, M., & Jamil, M. (2021). An integrated analysis of productivity, hole quality and cost estimation of single-pulse laser drilling process. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 235(14), 2273-87. <https://doi.org/10.1177/0954405420968161>
- Schneider, M., Berthe, L., Muller, M., & Fabbro, R. (2010). A fast method for morphological analysis of laser drilling holes. *Journal of Laser Applications*, 22(4), 127-31. <https://doi.org/10.2351/1.3508232>
- Schneider, M., Muller, M., Fabbro, R., & Berthe, L. (2006). Study of hole properties in percussion regime with a new analysis method (p. M1203). Communication présentée au ICALEO 2006: 25th International Congress on Laser Materials Processing and Laser Microfabrication. <https://doi.org/10.2351/1.5060879>
- Schneider, M. R. A. (2008). *Perçage profond par laser: Analyse des processus physiques* (Thesis). Université Paris, France.
- Sezer, H. K., Li, L., Schmidt, M., Pinkerton, A. J., Anderson, B., & Williams, P. (2006). Effect of beam angle on HAZ, recast and oxide layer characteristics in laser drilling of TBC nickel superalloys. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46(15), 1972-1982. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2006.01.010>
- Sietins, J., Green, W., & Jones, J. (2022). Materials Evaluation Using X-ray Computed Tomography. (S.l.) : (s.n.). <https://doi.org/10.1016/B978-0-12-822944-6.00038-4>
- Soares, C. (2015). Chapter 4 - Gas Turbine Major Components and Modules. Dans C. Soares (Éd.), *Gas Turbines (Second Edition)* (pp. 173-254). Oxford : Butterworth-Heinemann. <https://doi.org/10.1016/B978-0-12-410461-7.00004-3>
- Sturgess, G. J. (1996). Combustor Design Trends for Aircraft Gas Turbine Engines. Dans *ASME 1996 Turbo Asia Conference* (p. V001T02A007). Jakarta, Indonesia : American Society of Mechanical Engineers. <https://doi.org/10.1115/96-TA-029>

- Sugawara, A. (1980). Study on micro diameter drill working - effects of working conditions on burr and cutting force. *Science Reports of the Research Institutes, Tohoku University, Series A: Physics, Chemistry and Metallurgy*, 29(1), 122-140.
- Sun, W., Symes, D. R., Brenner, C. M., Böhnelt, M., Brown, S., Mavrogordato, M. N., ... Salamon, M. (2022). Review of high energy x-ray computed tomography for non-destructive dimensional metrology of large metallic advanced manufactured components. *Reports on Progress in Physics*, 85(1), 016102. <https://doi.org/10.1088/1361-6633/ac43f6>
- Tas, K., Ozogul, H., Sever, K., & Cin, B. (2024). Effect of laser drilling process on combustor liner effusion hole quality. *The Aeronautical Journal*, 128(1330), 2964-79. <https://doi.org/10.1017/aer.2024.73>
- Thalmann, R., & Kündig, D. (2012). MacroScale 2011: Recent Developments in Traceable Dimensional Measurements. *Measurement Science and Technology*, 23(9), 090101. <https://doi.org/10.1088/0957-0233/23/9/090101>
- Venkatesh, V., J., S., Vignesh D., B., K., S., Velamati, R. K., A. R., S., ... Batchu, S. (2018). Studies on effusion cooling: Impact of geometric parameters on cooling effectiveness and coolant consumption. *Aerospace Science and Technology*, 77, 58-66. <https://doi.org/10.1016/j.ast.2017.12.044>
- Vidya, S., Wattal, R., & Rao, P. V. (2022). Experimental Investigation on Machinability and Geometric Tolerance in Die-Sinking EDM of Microholes and Channels. *MAPAN*, 37(2), 399-407. <https://doi.org/10.1007/s12647-022-00532-x>
- Wang, C., Wang, Q., Qian, Q., & Di, B. (2020). The development of laser drilling: A review. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 782(2), 022067. <https://doi.org/10.1088/1757-899X/782/2/022067>
- Wang, H., Lin, H., Wang, C., Zheng, L., & Hu, X. (2017). Laser drilling of structural ceramics—A review. *Journal of the European Ceramic Society*, 37(4), 1157-73. <https://doi.org/10.1016/j.jeurceramsoc.2016.10.031>
- Weber, R., Michalowski, A., Abdou-Ahmed, M., Onuseit, V., Rominger, V., Kraus, M., & Graf, T. (2011). Effects of Radial and Tangential Polarization in Laser Material Processing. *Physics Procedia*, 12, 21-30. <https://doi.org/10.1016/j.phpro.2011.03.004>

- Weman, K. (2012). 12 - Other methods of welding. Dans K. Weman (Éd.), *Welding Processes Handbook (Second Edition)* (pp. 133-142). (S.l.): Woodhead Publishing. <https://doi.org/10.1533/9780857095183.133>
- Xi, X.-C., Chu, H.-Y., Li, B., & Zhao, W.-S. (2025). Effects of process parameters of fast EDM drilling on the recast layer. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 137(1-2), 965-980. <https://doi.org/10.1007/s00170-025-15242-2>
- Yan, S., Shi, J., Li, G., Hao, C., Wang, Y., Yu, H., & Zhou, W. (2024). Advances in Aeroengine Cooling Hole Measurement: A Comprehensive Review. *Sensors*, 24(7). <https://doi.org/10.3390/s24072152>
- Yellu Kumar, K. R., Qayoum, A., Saleem, S., & Qayoum, F. (2020). Effusion Cooling In Gas Turbine Combustion Chambers - A Comprehensive Review. Dans *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* (Vol. 804, p. 012003). India : IOP Publishing. <https://doi.org/10.1088/1757-899X/804/1/012003>
- Yeo, C. Y., Tam, S. C., Jana, S., & Lau, M. W. S. (1994). A technical review of the laser drilling of aerospace materials. *Journal of Materials Processing Technology*, 42(1), 15-49. [https://doi.org/10.1016/0924-0136\(94\)90073-6](https://doi.org/10.1016/0924-0136(94)90073-6)
- Yilbas, B. S. (1986). A study of affecting parameters in the laser hole-drilling of sheet metals. *Journal of Mechanical Working Technology*, 13(3), 303-315. [https://doi.org/10.1016/0378-3804\(86\)90022-7](https://doi.org/10.1016/0378-3804(86)90022-7)
- Zeng, Q., & Chen, X. (2023). Combustor technology of high temperature rise for aero engine. *Progress in Aerospace Sciences*, 140, 100927. <https://doi.org/10.1016/j.paerosci.2023.100927>
- Zhang, A., Chen, X., Zhu, Q., Ma, N., Chen, Y., & Liu, H. (2024). A Review of the Machining of the Film Cooling Holes with Thermal Barrier Coatings Through Non-traditional Machining Methods. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*, 25(10), 2191-2220. <https://doi.org/10.1007/s12541-024-01094-5>
- Zhang, H., Zhou, M., Wang, Y., Zhang, X., Yan, Y., & Wang, R. (2016). Development of a quantitative method for the characterization of hole quality during laser trepan drilling of high-temperature alloy. *Applied Physics A*, 122(2), 74. <https://doi.org/10.1007/s00339-016-9599-4>

