



HAL
open science

Caractérisation par ultrasons du champ de température dans un procédé de fabrication additive du type powder bed fusion

Marie Palla

► **To cite this version:**

Marie Palla. Caractérisation par ultrasons du champ de température dans un procédé de fabrication additive du type powder bed fusion. Science des matériaux [cond-mat.mtrl-sci]. Université Grenoble Alpes [2020-..], 2023. Français. NNT : 2023GRALI087 . tel-04429545

HAL Id: tel-04429545

<https://theses.hal.science/tel-04429545>

Submitted on 31 Jan 2024

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

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

THÈSE

Pour obtenir le grade de

DOCTEUR DE L'UNIVERSITÉ GRENOBLE ALPES

École doctorale : I-MEP2 - Ingénierie - Matériaux, Mécanique, Environnement, Energétique, Procédés, Production

Spécialité : 2MGE - Matériaux, Mécanique, Génie civil, Electrochimie

Unité de recherche : CEA SACLAY, Laboratoire de Logiciels pour la Physique des Réacteurs

Caractérisation par ultrasons du champ de température dans un procédé de fabrication additive du type powder bed fusion

Ultrasonic characterization of the temperature field in an Additive Manufacturing process of Powder Bed Fusion type

Présentée par :

Marie PALLA

Direction de thèse :

Jean-Paul GARANDET
Ingénieur HDR, Université Grenoble Alpes

Directeur de thèse

Florian LE BOURDAIS
INGENIEUR CHERCHEUR, CEA

Co-encadrant de thèse

Rapporteurs :

Valéry BOTTON
PROFESSEUR DES UNIVERSITES, INSA Lyon

Cécile GUEUDRE
MAITRE DE CONFERENCES, LMA Aix-Marseille Université

Thèse soutenue publiquement le **20 novembre 2023**, devant le jury composé de :

Jean-Paul GARANDET
DIRECTEUR DE RECHERCHE, CEA centre de Grenoble

Directeur de thèse

Charles-André GANDIN
DIRECTEUR DE RECHERCHE, CNRS délégation Côte d'Azur

Examinateur

Christophe COLIN
CHARGE DE RECHERCHE HDR, CNRS délégation Ile-de-France Sud

Examinateur

Rémy DENDIEVEL
PROFESSEUR DES UNIVERSITES, Grenoble INP

Président

Valéry BOTTON
PROFESSEUR DES UNIVERSITES, INSA Lyon

Rapporteur

Cécile GUEUDRE
MAITRE DE CONFERENCES, LMA Aix-Marseille Université

Rapporteuse

Invités :

Florian LE BOURDAIS
INGENIEUR DE RECHERCHE, CEA-List





Université Grenoble Alpes

ECOLE DOCTORALE I-MEP2 : INGÉNIERIE - MATÉRIAUX, MÉCANIQUE, ENVIRONNEMENT, ÉNERGÉTIQUE,
PROCÉDÉS, PRODUCTION

Thèse de Doctorat

Matériaux, Mécanique, Génie civil, Electrochimie

Caractérisation par ultrasons du champ de température dans un procédé de type Powder Bed Fusion

Marie Palla

Sous la direction de :

Jean-Paul Garandet, *Directeur de recherche*

Florian Le Bourdais, *Ingénieur de recherche*

au Laboratoire d'Acoustique pour la Caractérisation et le Contrôle, CEA-List, DIN

Soutenue publiquement le 20 novembre 2023, devant le jury composé de :

M. Rémy Dendievel	Professeur des Universités, Université Grenoble Alpes	<i>Président du jury</i>
M. Valéry Botton	Professeur des Universités, Université Claude Bernard 1	<i>Rapporteur</i>
Mme Cécile Gueudré	Maître de conférences, LMA Aix-Marseille Université	<i>Rapporteuse</i>
M. Charles-André Gandin	Directeur de recherche CNRS, Mines ParisTech	<i>Examineur</i>
M. Christophe Colin	Chargé de recherche CNRS, Mines ParisTech	<i>Examineur</i>
M. Jean-Paul Garandet	Directeur de recherche, CEA-LITEN	<i>Directeur</i>
M. Florian Le Bourdais	Ingénieur de recherche, CEA-LIST	<i>Co-encadrant</i>

Résumé

La fabrication additive et en particulier le procédé de fabrication par fusion d'un lit de poudre par laser, connu sous l'appellation Laser Powder Bed Fusion, permet l'élaboration de pièces métalliques à géométrie complexes en faisant fondre successivement de fine couches de poudre métallique, avec des applications dans de nombreux domaines industriels. Un verrou pour le développement de la technologie est le besoin de garantir que les pièces élaborées sont denses et sans défauts, ce qui motive de nombreuses recherches pour la mise au point d'outils de diagnostic in situ permettant le contrôle du procédé. L'évolution du champ de température interne d'une pièce représentant un point clef pour les mécanismes de fusion de la poudre, solidification de la pièce et formation de sa microstructure, un suivi en temps réel de ce champ de température est de nature à répondre à cet objectif de contrôle qualité. Cependant, l'estimation de ce champ en machine LPBF est encore aujourd'hui un enjeu complexe sur le plan expérimental. Des capteurs infrarouge ou des thermocouples peuvent être installés en machine pour mesurer la température ponctuellement, ou de manière surfacique, mais ne permettent pas d'estimer le champ interne dans une pièce en cours de fabrication. Or, il est par ailleurs connu que l'étude de la propagation d'ondes élastiques a permis de concevoir de nombreuses techniques de thermométrie dans des domaines très variés. L'objet de cette thèse est la mise au point d'une technique d'estimation du champ de température d'une pièce en cours de fabrication à partir d'une mesure de temps de vol ultrasonore.

La première partie de la thèse consiste à réaliser des premières mesures de temps de vol par pulse-echo sur des pièces en cours de fabrication. Deux matériaux (alliages d'inconel et d'aluminium) ont été testés dans deux machines LPBF différentes. Des mesures de température à la surface des pièces sont réalisées en parallèle, afin de corrélérer les observations sur les temps de vol et les températures. La vitesse des ondes élastiques en fonction de la température est mesurée sur les pièces après leur fabrication, chauffées de manière homogène dans une enceinte thermique. L'analyse des signaux temporels enregistrés en machine montre que si les temps de vol sont principalement gouvernés par les changements de géométrie des pièces à l'échelle de la fabrication complète, ils sont sensibles aux variations de température à l'échelle de temps d'un cycle de fusion-solidification.

La seconde partie de la thèse s'intéresse à étudier l'évolution du temps de vol en fonction de celle du champ de température. Un modèle numérique thermique et ultrasonore, permettant de prendre compte les phénomènes physiques gouvernant les transferts de chaleur dans les pièces (absorptivité laser, coefficients d'échange en surface et sous le plateau) a été proposé. L'adéquation du champ de température simulé avec les données expérimentales montre le potentiel d'une mesure de temps de vol pour la surveillance in situ du champ de température en machine LPBF.

Abstract

Additive manufacturing, and in particular the Laser Powder Bed Fusion process, allows the elaboration of geometrically complex parts by successively melting thin layers of metal powder, with applications in various industrial domains. A limitation for the development of the technology is the need to ensure that the produced parts are dense and defect free, which motivates a number of research efforts for the set-up of in situ diagnostic tools allowing for process control. Since the evolution of a part internal temperature field is a key point in the mechanisms of powder melting, part solidification and microstructure formation, real-time monitoring of this temperature field could contribute to this quality assessment of the process. However, the estimation of this field in LPBF machines is still a complex challenge from an experimental perspective. Infrared sensors and thermocouples can be installed in a machine to measure temperature on a point or surface basis, but they are not able to estimate the complete internal field of a part during fabrication. On the other hand, the study of elastic wave propagation has led to the development of thermometry techniques in a wide variety of fields. In this respect, the objective of this thesis is to develop a technique based on an ultrasonic time-of-flight measurement to estimate the temperature field within a fabricated part.

The first part of the thesis consists in carrying out initial pulse-echo time-of-flight measurements on parts being manufactured. Two materials (Inconel and aluminum alloys) have been tested in two different LPBF machines. Temperatures on the part surface are measured in parallel, in order to correlate the observations on times-of-flight and temperatures. Elastic wave velocities are measured as a function of temperature on the parts after they have been manufactured, homogeneously heated in a thermal enclosure. Analysis of machine-recorded time signals shows that, while the time of flights are governed by geometry changes at the scale of the full fabrication, they are sensitive to temperature variations at the time scale of a single melting-solidification cycle.

The second part of the thesis focuses on the study of the evolution of the time-of-flight as a function of the temperature field. A thermal and ultrasonic numerical model, allowing to account for the main physical phenomena governing heat transfer within the parts (laser absorptivity, exchange coefficients with atmosphere and below fabrication plate) has been proposed. The agreement between the simulated temperature field and experimental data supports the potential of time-of-flight measurement for in situ monitoring of the temperature field in LPBF machines.

Remerciements

Le travail que j'ai réalisé au cours de ces trois années et ce manuscrit de thèse sont le fruit d'un travail d'équipe, qui n'aurait pas été le même sans l'accompagnement et le soutien de mon directeur Jean-Paul et mon encadrant Florian. Je remercie d'abord Jean-Paul, pour sa disponibilité, ses précieux conseils, scientifiques ou non, ainsi que son pragmatisme, qui fut d'une grande aide lorsque la recherche devenait un peu trop exploratoire. Merci à Florian pour sa présence quotidienne et pour nos échanges scientifiques, techniques mais aussi tous les autres, qui n'ont fait que renforcer ma détermination à accomplir les objectifs fixés. Ces trois ans ont été une expérience particulièrement enrichissante, d'un point de vue scientifique mais également humain. Merci de m'avoir fait confiance, et d'avoir fait de moi une jeune chercheuse passionnée.

J'exprime une profonde gratitude envers les membres du jury qui ont examiné cette thèse, en particulier Cécile Gueudré et Valéry Botton, qui ont pris le temps de lire avec une grande attention ce manuscrit. Vos retours bienveillants et nos discussions ont été extrêmement enrichissants, et ont mis en lumière des pistes d'exploration très intéressantes pour la suite de ce travail. Je remercie Rémy Dendievel, qui a présidé mon jury, ainsi que Christophe Colin et Charles-André Gandin pour leurs remarques également très enrichissantes, leur bienveillance et l'intérêt qu'ils ont porté à mes travaux de thèse.

Je remercie également toutes les personnes qui ont contribué à l'écriture de ce manuscrit, dont les membres de la plateforme AFH, Pierre Lapouge, Corinne Dupuy et Socona Traoré pour leur aide précieuse lors des essais expérimentaux sur la machine 3D Systems. Je tiens à exprimer ma sincère gratitude aux membres du CEA Liten, Michel Pellat et Bastien Marchais pour leur maîtrise de la machine Farsoon de la plateforme Poudrinnov et leur gentillesse sans fin. Je remercie en particulier Guilhem Roux pour sa disponibilité et son soutien pour la programmation du code Cast3M.

Ce travail de thèse n'aurait pas été le même sans les nombreuses personnes qui m'ont entourées chaque jour au laboratoire. Je pense bien évidemment à tous les membres du nouveau laboratoire LA2C, et en particulier Philippe pour son écoute et sa bienveillance au quotidien. Un grand merci à Jérôme, Audrey et Léonard pour leurs précieux conseils sur les ultrasons et ses discussions moins sérieuses autour d'un verre. Je remercie Anaïs pour sa bonne humeur quotidienne, et tous nos échanges sur la solidification des métaux, Cast3M et les moins scientifiques. J'ai une pensée pour les membres de mon ancien laboratoire, le LSME, et en particulier Christophe et Anastasios, pour nos discussions précieuses sur les transferts thermiques. Merci également à toute l'équipe administrative, en particulier Coralie, Alicia et Céline, sans qui les doctorants seraient vite dépassés !

Pour des sujets moins scientifiques, je remercie tout notre groupe de doctorants et jeunes CDI/CDD, pour toutes les pauses cafés, et toutes nos discussions autour de bières et margaritas, Imanol, Clément, Jordan, Maël, Théo et tous les autres. J'exprime une immense et profonde gratitude envers tous les doctorants du département, qui après tout ce temps ensemble sont devenus pour moi une petite famille pleine de curiosité et d'humanité, Victor,

Amond, Romain, Célestine, Laureen, et en particulier Gerardo, André, Nouhayla et Vinduja qui ont su apporter de la joie même les journées difficiles. Je suis extrêmement chanceuse de tous vous avoir rencontrés, je suis très reconnaissante pour tous ces moments partagés et pour tous ceux à venir.

J'adresse un immense merci à une autre petite famille, mes amis acousticiens de master qui partagent ma passion pour les sciences et les soirées au Baker, de ma promotion Charau, Sarah, Chloë, Thibault, Clément, Alice et ceux de la précédente Adrien, Pierre, Carlos, Nadège, Jean-Christophe. A mes amis non acousticiens, parisiens ou sudistes qui m'ont toujours encouragée, Julie, Estelle, Yutao, Thina et tous les autres, j'exprime ma profonde gratitude.

Ces derniers mots vont à ma famille, qui m'a toujours soutenue même pour cette idée folle de thèse. A mes parents, pour leur confiance et leur soutien incroyable, et leur bonne humeur à toute épreuve. A mes grands-parents et au reste de ma famille, qui ont toujours été intéressés par mon sujet, et qui continuent de poser des questions. A ma sœur, dont je suis tellement fière et que je n'ai jamais vu aussi émue que le jour de ma soutenance. Enfin, à Quentin, qui partage ma vie et pour qui cette dernière phrase ne pourra suffire pour exprimer toute ma reconnaissance.

Table des matières

Introduction	9
1 Problématique de l'évolution du champ de température dans le procédé LPBF	11
1.1 Généralités sur la fabrication additive	12
1.2 Le procédé de fabrication par de fusion laser sur lit de poudre	14
1.2.1 Principe de fonctionnement du processus LPBF	14
1.2.2 Mécanismes physiques intervenant dans le procédé	15
1.2.3 Paramètres du procédé	19
1.3 Modélisation et simulation du champ de température dans le procédé LPBF .	22
1.3.1 Modélisation des phénomènes physiques du bain de fusion	22
1.3.2 Modélisation du procédé de fabrication à l'échelle de la couche	24
1.3.3 Modélisation du procédé à l'échelle de la pièce complète	28
1.4 Monitoring in situ du champ de température du procédé LPBF	28
1.5 Principe de thermométrie par ultrasons & Application au procédé LPBF . . .	31
1.5.1 Généralités sur la propagation d'ondes de volume, et ses applications au contrôle non destructif	31
1.5.2 Monitoring des procédés de fabrication additive par ultrasons	35
1.5.3 Méthodes de thermométrie par ultrasons	37
2 Réalisation de mesures ultrasonores en mode pulse-echo pendant la fabrication de cylindres	43
Introduction	44
2.1 Sélection des matériaux de différentes diffusivités thermiques	44
2.1.1 Un matériau standard : l'Inconel 625	44
2.1.2 Un matériau bon conducteur de la chaleur : l'Aluminium AlSi7Mg0.6	46
2.2 Mise en œuvre d'une instrumentation multi-physique de machines LPBF . . .	48
2.2.1 Instrumentation du plateau de fabrication, par un transducteur ultra- sonore et des thermocouples	48
2.2.2 Mise en place d'instruments complémentaires au sein de la chambre de fabrication	50
2.2.3 Fabrications des cylindres, et acquisition des différents jeux de données	52
2.3 Traitement des mesures ultrasonores et thermiques acquises en machine LPBF	54
2.3.1 Analyse des mesures ultrasonores	54
2.3.2 Estimation des temps de vol	58
2.3.3 Analyse des données thermiques	62
Conclusion	64

3	Influence du champ de température sur le temps de vol ultrasonore en procédé LPBF	67
	Introduction	68
3.1	Mise en évidence d'une évolution du temps de vol ultrasonore	68
3.1.1	Etude de l'évolution du temps de vol à l'échelle de la fabrication de la pièce	68
3.1.2	Etude de l'évolution du temps de vol à l'échelle de la fabrication d'une couche	79
3.2	Etude quantitative des phases de refroidissement	83
3.2.1	Estimation des temps caractéristiques de refroidissement	83
3.2.2	Analyse des temps caractéristiques de refroidissement	85
3.2.3	Mise en évidence d'une sensibilité du temps de vol face à une modification de l'apport de chaleur	88
	Conclusion	92
4	Caractérisation du temps de vol à partir du champ de température	93
	Introduction	94
4.1	Modélisation thermique et ultrasonore du procédé LPBF	94
4.1.1	Modélisation thermique	94
4.1.2	Modélisation du temps de vol d'une onde élastique dans un procédé LPBF	98
4.2	Optimisation des paramètres du modèle	102
4.2.1	Identification des paramètres fondamentaux pour la modélisation du procédé LPBF	102
4.2.2	Définition d'une métrique pour les différences entre simulations et mesures expérimentales	106
4.2.3	Minimisation des erreurs	112
4.3	Analyse des champs de température transitoires	119
4.3.1	Etude des températures en surface et sous le plateau	119
4.3.2	Evolution du temps de vol à l'échelle de la fabrication complète	122
4.3.3	Evolution des champs de températures simulés	125
4.4	Etude quantitative des cycles de fabrication	127
4.4.1	Analyse des temps caractéristiques de refroidissement par caméra thermique	127
4.4.2	Vers un monitoring du procédé LPBF par mesure de temps de vol	129
	Conclusion	130
	Conclusion & Perspectives	131
A	Estimation des relations entre vitesse de l'onde et température des échantillons élaborés par LPBF	135
B	Détermination des paramètres thermiques pour la modélisation du procédé	
1A		141

Introduction

Les techniques de Contrôle Non Destructif (CND) se sont imposées depuis longtemps pour garantir la qualité des produits élaborés par les divers procédés de fabrication utilisés dans l'industrie, afin d'assurer des pièces sans défauts contraignants pour leur mise en application. Dans le cas particulier des matériaux métalliques et de leurs alliages, les techniques les plus utilisées sont les Courants de Foucault, la Radiographie et la Tomographie par Rayons X, et les méthodes basées sur la propagation et la réception d'ondes ultrasonores.

En plus de juger de la qualité des pièces produites *a posteriori*, ces techniques peuvent également être utilisées en tant que diagnostic *in situ* au cours de la fabrication de ces pièces. L'intérêt pour les industriels est ici de certifier leur maîtrise du procédé de fabrication. Néanmoins, ces techniques de surveillance sont complexes à intégrer dans les dispositifs de fabrication, qui sont des environnements thermique et chimique souvent hostiles, sans perturber le procédé.

L'intérêt des diagnostics *in situ* est tout particulièrement important dans le cas de techniques d'élaboration nouvelles, comme la Fabrication Additive (FA), où les pièces sont construites par empilement de couches de matière successives à partir d'un fichier numérique, par opposition à des méthodes d'élaboration traditionnelles impliquant en général des étapes d'usinage ou d'assemblage. A ce titre, la FA permet d'ouvrir de nouvelles perspectives pour la conception de pièces à géométries complexes, et de limiter la quantité de matière utilisée pour une pièce donnée.

Pour les matériaux métalliques, une des techniques de FA les plus couramment utilisées est la Fusion Laser sur Lit de Poudre (LPBF), dont le principe repose sur un dépôt de couches successives d'un lit de poudre, fusionné et solidifié de manière sélective au moyen d'un faisceau laser selon une stratégie préalablement établie. Ce procédé permet l'élaboration de pièces à hautes performances, notamment de par la finesse de la microstructure obtenue. Cependant, le nombre et la complexité des processus physico-chimiques mis en jeu rend le besoin de contrôle par des diagnostics *in situ* fondamental [1].

Dans ce contexte, la mise en œuvre de techniques RX [2] a permis d'obtenir des résultats intéressants à l'échelle du bain fondu mais la complexité de mise en œuvre rend ces méthodes inapplicables dans un environnement industriel. Les techniques Courant de Foucault [3] ont néanmoins pu être utilisées en environnement machine pour qualifier la densité des pièces élaborées. Plus près des objectifs de ce travail de thèse, Rieder *et al.* [4] ont utilisé une technique de mesure de temps de vol ultrasonore pulse-echo pour détecter la présence de défauts empêchant la propagation des ondes dans les pièces en cours de fabrication.

Un problème commun à de nombreuses techniques d'élaboration d'alliages métalliques, et notamment celles impliquant un passage par la phase liquide et une solidification, est le contrôle de la thermique du procédé. Dans ce contexte, les travaux d'Ihara *et al.* [5] ont permis de montrer qu'une méthode inverse couplée à une mesure d'un temps de vol *in situ* permettait de remonter en temps réel au champ de température dans une pièce soumise à un gradient thermique, en supposant connue la dépendance de la vitesse de propagation des ultrasons en fonction de la température.

La problématique visée par ce travail de doctorat est la mise en œuvre d'une méthode de thermométrie dérivée de celle proposée par Ihara *et al.* [5] avec une implémentation en machine LPBF. Si du point de vue expérimental notre démarche est similaire à celle de Rieder *et al.* [4], les temps de vol mesurés sont destinés à fournir une autre information que la qualité des pièces, à savoir son champ de température interne et le bon déroulement du procédé. Dans cette optique, démontrer la faisabilité conceptuelle de notre approche représente un objectif ambitieux.

Pour qualifier cette approche, deux matériaux de propriétés thermiques différentes sont mis en œuvre, un alliage d'aluminium reconnu pour sa haute conductivité thermique et un alliage de nickel, caractérisé par une conductivité thermique beaucoup plus modeste. De plus, l'application de cette démarche à différents dispositifs LPBF est explorée en utilisant une machine 3D Systems de la plateforme AFH au CEA Saclay, ainsi qu'une machine Farsoon de la plateforme Poudrinov au CEA Grenoble.

En complément de cette approche expérimentale, ce travail comprend également une modélisation numérique des transferts de chaleur au sein du plateau de fabrication et de la pièce en cours d'élaboration. Une attention particulière a été apportée à la définition des mécanismes physiques à considérer et à la géométrie du système pour rendre compte de nos observations expérimentales. Dans ce contexte, cette étude se positionne à l'échelle de la fusion, solidification et refroidissement d'une couche de poudre, entre l'échelle d'un cordon vecteur individuel et celle de la pièce complète.

Ce manuscrit est organisé en quatre chapitres. Le premier propose une analyse bibliographique sur le contexte de l'étude, abordant le procédé fusion laser sur lit de poudre, et les problématiques de thermique associées, ainsi que les enjeux de la thermométrie ultrasonore. Le deuxième chapitre décrit les outils et méthodes utilisés au cours de ce travail, en particulier la mise en œuvre de la mesure des temps de vol et l'analyse des signaux.

Les résultats originaux de ce travail sont présentés dans les deux chapitres suivants. Le troisième met en évidence des évolutions des temps de vol, que ce soit à l'échelle de la fabrication complète, ou pendant les phases de lasage et de refroidissement à l'échelle d'une couche, ainsi que des pistes d'interprétation en lien avec les phénomènes thermiques mis en jeu. Enfin, le dernier chapitre présente la démarche numérique et les résultats obtenus, avec un soin particulier pour l'optimisation de l'absorptivité laser et des coefficients d'échange utilisés dans le modèle.

Chapitre 1

Problématique de l'évolution du champ de température dans le procédé LPBF

Sommaire

1.1	Généralités sur la fabrication additive	12
1.2	Le procédé de fabrication par de fusion laser sur lit de poudre .	14
1.2.1	Principe de fonctionnement du processus LPBF	14
1.2.2	Mécanismes physiques intervenant dans le procédé	15
1.2.3	Paramètres du procédé	19
1.3	Modélisation et simulation du champ de température dans le procédé LPBF	22
1.3.1	Modélisation des phénomènes physiques du bain de fusion	22
1.3.2	Modélisation du procédé de fabrication à l'échelle de la couche	24
1.3.3	Modélisation du procédé à l'échelle de la pièce complète	28
1.4	Monitoring in situ du champ de température du procédé LPBF	28
1.5	Principe de thermométrie par ultrasons & Application au pro- cédé LPBF	31
1.5.1	Généralités sur la propagation d'ondes de volume, et ses applications au contrôle non destructif	31
1.5.2	Monitoring des procédés de fabrication additive par ultrasons	35
1.5.3	Méthodes de thermométrie par ultrasons	37

1.1 Généralités sur la fabrication additive

La Fabrication Additive désigne aujourd’hui l’ensemble des procédés permettant de fabriquer un objet physique grâce à des ajouts de matière, à partir d’un modèle numérique. Différents types de procédés de fabrication peuvent être utilisés pour construire une pièce, à partir de matériaux variés, mais tous suivent les mêmes étapes :

- La modélisation de la pièce à construire : La géométrie de l’objet est modélisée en 3D à l’aide d’un logiciel de Conception Assistée par Ordinateur (CAO). Un modèle 3D peut être conçu directement grâce à un logiciel, ou importé à partir d’un scan d’un objet réel. Le logiciel convertit ensuite ce modèle dans un format standard, généralement dans un fichier STL, qui décrit uniquement la géométrie de surface externe du modèle 3D.
- La transformation du modèle STL en couches : Le modèle du fichier STL est transformé en un assemblage de couches virtuelles, qui serviront de base pour la trajectoire de fabrication. Les dimensions, position et orientation de la pièce sont définies dans le référentiel de la machine. Des supports peuvent également être ajoutés au modèle, qui permettent une fois construits de solidariser la pièce au plateau, pour renforcer la pièce en cours de fabrication, ou pour une question de découpe plus simple. Dans cette phase, la machine est également préparée pour la fabrication de la pièce, en ajustant les paramètres de fabrication, comme l’épaisseur des couches, les temps d’attente entre chaque passe, la puissance laser et la vitesse de scan.
- La fabrication de la pièce : Le fichier traité est importé dans la machine de fabrication, qui construit ensuite chaque couche modélisée préalablement, jusqu’à former la pièce finale.

Une fois fabriquée, la pièce est séparée du plateau de fabrication et de son support. Pour pouvoir être utilisée par la suite, elle nécessite généralement une phase de post-traitement, qui peut aller d’un simple lissage de surface, par des techniques de sablage ou polissage, à des traitements thermiques ou mécaniques, modifiant la microstructure de la pièce, ainsi que ses propriétés thermiques et mécaniques.

Si la fabrication d’objet par principe de superposition de couche existe depuis les années 1920, c’est dans les années 1980 qu’il est associé à l’utilisation de la CAO, et que le principe de fabrication additive tel qu’on le connaît voit le jour. Un des premiers procédés à combiner ces deux technologies est développé en 1981, basé sur la fusion d’une couche de poudre à l’aide d’un faisceau laser en mouvement [6]. Plusieurs dépôts de brevets se sont succédés jusqu’à la fin des années 1980, où un procédé de fabrication par extrusion d’un filament thermoplastique chauffé et par empilement de couches fondues de matériau, appelé Fused Deposition Modeling (FDM) a vu le jour. Ce procédé est aujourd’hui le plus répandu pour les usages grand public. De nombreux autres procédés ont ainsi été mis au point jusque dans les années 1990, qui diffèrent par la manière dont les couches sont déposées, le mode d’apport de la chaleur et par les matériaux qui peuvent être mis en œuvre [7–9]. La figure 1.1 présente une classification des procédés les plus connus en fonction du matériau utilisé, et de la méthode de fabrication.

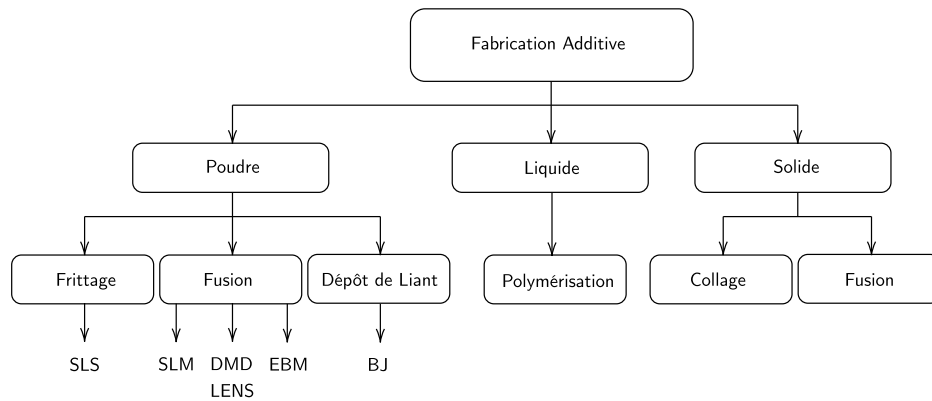


Figure 1.1 – Classification des procédés de fabrication, en fonction de l'état du matériau, et de la méthode de fabrication.

Depuis les années 2000, l'intérêt des industriels pour les procédés de fabrication additive ne cesse de s'amplifier. Beaucoup la considère aujourd'hui comme une technologie révolutionnaire, car elle modifie entièrement la façon de concevoir des produits. La raison principale est l'accélération et la simplification du processus de production, qui repose en grande partie sur l'utilisation des ordinateurs et de la CAO. Le point de départ de la fabrication additive étant un modèle 3D, la conception des produits est plus simple et libre. Des objets à géométries complexes sont plus facilement fabriqués, modifiés et personnalisés qu'avec des méthodes conventionnelles. Les pièces sont alors produites à la demande, en petite quantité et adaptées au besoin immédiat de l'industriel, minimisant la quantité d'énergie et de matériau nécessaires.

La fabrication de pièces métalliques étant une des nombreuses applications industrielles actuelles, les procédés permettant de fabriquer de telles pièces sont très répandus dans l'industrie, et en particulier, les procédés basés sur l'utilisation d'un laser. Ceux-ci utilisent une source laser pour construire des objets, selon différents fonctionnements. Parmi les procédés les plus répandus, le Direct Metal Deposition (DMD) consiste à faire fondre une poudre métallique à l'aide d'un laser en mouvement, en projetant la poudre fournie par une buse d'alimentation. Le Laser Engineered Net Shaping (LENS) repose sur le même principe, mais la table et la pièce fabriquée sont en mouvement, et non le faisceau laser. Un des processus couramment utilisé est le Selective Laser Sintering (SLS) qui utilise une source laser de faible puissance afin de fritter localement les particules d'une couche de poudre métallique. Un procédé très proche du SLS, qui utilise des lasers de plus haute puissance est le Selective Laser Melting (SLM), pour faire fondre entièrement les particules de poudre. Cette technique, aussi désignée par l'appellation Laser Powder Bed Fusion (LPBF) semble la plus prometteuse pour la réalisation de pièces métalliques complexes face aux attentes des industriels. C'est ce procédé qui sera au centre des travaux de cette thèse, et que nous allons maintenant présenter plus en détail. Pour conclure ce bref survol des techniques de fabrication, mentionnons le procédé Electron Beam Melting (EBM) très similaire au LPBF sur le principe, mais utilisant un faisceau d'électrons pour faire fondre localement la poudre.

1.2 Le procédé de fabrication par de fusion laser sur lit de poudre

1.2.1 Principe de fonctionnement du processus LPBF

Ce procédé consiste à construire une pièce grâce à un laser faisant fondre et solidifier localement une poudre métallique, déposée par couches successives sur un plateau de fabrication. Pour cela, différentes étapes sont suivies pour construire une couche de la pièce, et répétées jusqu'à la géométrie finale modélisée par CAO. La figure 1.2 illustre ce fonctionnement.

Une couche de poudre est tout d'abord étalée sur le plateau de fabrication, à l'aide d'un système de pistons. Pour réaliser cette étape, un piston vient abaisser le plateau de fabrication, d'une hauteur égale à l'épaisseur de couche de poudre. Un deuxième piston vient ensuite monter de cette même hauteur le plateau du bac d'alimentation en poudre, que l'on peut observer sur la figure 1.2a. Il est à noter que la hauteur de couche effectivement déposée varie pendant la fabrication des premières couches, en raison de la compacité du lit de poudre, qui se densifie après les phases de fusion et solidification [10]. La hauteur du plateau varie donc, pour permettre la construction d'une couche solidifiée, de la hauteur déterminée par la machine. Un racleur amène ensuite la poudre du bac d'alimentation sur le plateau de fabrication. Cette étape peut également être réalisée à l'aide d'un rouleau ou d'une brosse-pinceaux, et le choix de la technologie d'étalement influence la qualité du lit de poudre déposé, en particulier sa compacité. Chaque outil a ses propres caractéristiques, le rouleau permet notamment d'étaler des poudres plus fines, assurant ainsi un meilleur état de surface de la pièce après fabrication. En continuant son trajet, le racleur, ou rouleau, déverse le surplus de poudre dans un bac de récupération.

Une fois que la couche de poudre est étalée sur le plateau de fabrication, un faisceau laser situé au-dessus du plateau est activé et fait fondre la poudre déposée en suivant une trajectoire prédéfinie lors de la phase de réglage de la machine. Cette étape est illustrée par la figure 1.2b. La fusion du lit de poudre s'effectue généralement à l'aide d'un laser à fibre monomode, de longueur d'onde dans le domaine du proche-infrarouge. Une tête scanner, ainsi que deux miroirs galvanométriques permettent de déplacer le faisceau laser à la surface du lit de poudre, et faire fondre la poudre à son passage. Une fois la poudre fondue aux emplacements définis par la géométrie de la future pièce, une phase de refroidissement survient, où la poudre fusionnée se solidifie. Ce cycle est ensuite répété, avec l'ajout d'une nouvelle couche de matériau aux couches précédentes, jusqu'à la fin de la fabrication.

Afin de limiter l'oxydation de la pièce en cours de fabrication, l'atmosphère de la machine est préalablement inertée, généralement par de l'argon ou du diazote, et la fabrication peut démarrer uniquement lorsque le taux d'oxygène descend au-dessous d'une valeur seuil fixée par l'utilisateur, généralement entre 100 et 500 ppm. Un flux de gaz laminaire continu, appelé cross-jet, est généralement appliqué au-dessus de la zone de fabrication, pour évacuer les éventuels éjections de matière issues de l'interaction laser-matière. Dans certaines machines, le plateau de fabrication peut également être préchauffé, en vue de réduire les contraintes résiduelles subies par la pièce pendant son refroidissement.

Ce procédé est particulièrement adapté à la fabrication de pièces de grande complexité géométrique. En effet, le diamètre du faisceau laser étant très fin, typiquement entre 50 et

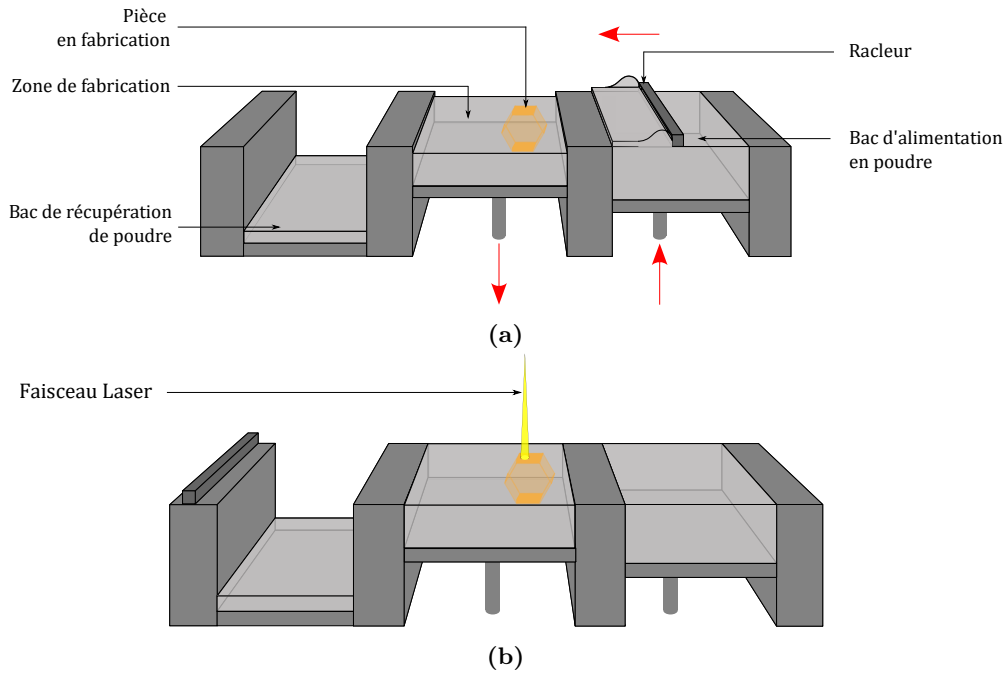


Figure 1.2 – Fonctionnement du procédé de fusion laser sur lit de poudre : a) Un système de pistons apporte la poudre à déposer au racleur, qui vient l'étaler dans la zone de fabrication, b) Un faisceau laser fait fondre la poudre métallique déposée, qui se solidifie et forme une nouvelle couche de la pièce en fabrication.

150 μm , la zone fondue et les détails sur les pièces solidifiées seront également très fins. Une faible taille de bain fondu permet également d'atteindre de faibles rugosités. Pour ces raisons, le procédé LPBF trouve de nombreuses applications dans l'industrie médicale, avec principalement la fabrication d'implants ou prothèses biocompatibles à partir d'alliages de titane [11, 12]. Ce procédé est également très prometteur pour l'industrie aéronautique, en particulier pour l'optimisation du rendement des moteurs, en prenant en compte les géométries complexes des turbines à gaz ou échangeurs de chaleur. Des pièces comportant des cavités internes, ou des géométries en treillis sont plus faciles à fabriquer qu'à partir de méthodes conventionnelles, trouvant une application dans la fabrication de canaux de refroidissement ou hydrauliques [13, 14]. Ces types de pièces sont généralement fabriquées à partir de poudres d'alliages de titane, de fer, de nickel et d'aluminium, parmi les matériaux métalliques les plus souvent utilisés.

1.2.2 Mécanismes physiques intervenant dans le procédé

De par ses spécificités, le procédé LPBF met en jeu plusieurs mécanismes physiques, complexes et variés. Ceux-ci sont contrôlés par de nombreux paramètres à définir avant fabrication.

Un mécanisme fondamental pour la plupart des procédés fonctionnant avec un laser est l'interaction laser-matière. Les types de laser utilisés dans les procédés de fusion laser produisent un rayonnement électromagnétique de longueur d'onde dans le domaine infrarouge. Si on ne tient pas compte d'éventuelles pertes dues à l'atmosphère de l'enceinte, pour des

matériaux opaques comme le sont les métaux et leurs alliages, l'énergie apportée par le laser est soit absorbée par le matériau, soit réfléchi à sa surface. On peut définir un coefficient d'absorption α mesurant la fraction de l'énergie délivrée par le laser effectivement absorbée par le matériau, et qui dépend de plusieurs paramètres, en particulier la longueur d'onde du laser, l'angle d'incidence du faisceau, la température de la surface rencontrée, sa rugosité et la nature du matériau. Dans le cas d'un métal, si on considère comme négligeables les pertes dues à l'absorption par l'atmosphère de la chambre, la réflectivité du matériau est associée à un coefficient de réflexion R lié au coefficient d'absorption par la relation :

$$R + \alpha = 1. \quad (1.1)$$

Aux premiers instants d'interaction, le matériau rencontré par le laser est un milieu granulaire, composé de grains généralement sphériques baignant dans un gaz choisi pour l'inertage de la machine. Chaque grain pris individuellement absorbe et réfléchit une partie de l'énergie incidente, qui peut être renvoyée hors du lit de poudre mais également être absorbée par un grain voisin en contact. Un phénomène de réflexions multiples peut alors apparaître, menant à une interaction entre laser et poudre de nature volumique et non plus surfacique. Ce phénomène a pour effet d'augmenter l'énergie absorbée par le système complet, par rapport à un milieu dense. L'importance de ce mécanisme dépend des propriétés des grains (forme, rugosité), mais aussi de leur distribution géométrique au sein du lit de poudre (épaisseur, compacité). Lorsque l'énergie absorbée par le lit de poudre est assez importante, la poudre se liquéfie, formant ainsi un bain de fusion. A partir de ce moment, le laser interagit alors avec le métal liquide. La quantité d'énergie absorbée est différente, en raison de l'état de surface fortement réfléchissante du métal liquide qui tend à diminuer l'énergie absorbée. L'estimation de l'absorption d'un matériau reste assez complexe expérimentalement, et fait encore l'objet de nombreuses études [15]. A la surface du bain de fusion, des échanges thermiques par rayonnement électromagnétique et par convection avec l'atmosphère de la chambre de fabrication tendent à refroidir le métal liquide.

Au sein du bain de fusion, des écoulements peuvent apparaître, dus à plusieurs origines. Une première source de convection naturelle est associée aux forces de flottabilité générées dans le bain de fusion par le gradient de température qui induit des variations de masse volumique. Des mouvements de convection du bain liquide peuvent également être causés par la force de traînée aérodynamique du cross-jet, ou des forces de Lorentz en présence de champs magnétiques. Cependant, ces effets ont une faible influence sur la vitesse d'écoulement et le transport thermique en comparaison des écoulements induits par thermocapillarité [16, 17]. Ceux-ci sont des mouvements de convection naturelle prenant naissance en surface du bain de fusion qui sont causés par des variations de la tension de surface en fonction de la température. La tension superficielle γ est une force qui intervient à l'interface entre deux fluides, en particulier entre un liquide et un gaz, et qui permet de maintenir ces fluides dans une configuration géométrique, associée à un minimum d'énergie surfacique. Au-delà de la température, la tension de surface peut aussi varier en fonction de la composition chimique locale de l'interface. Dans le cas d'un bain de fusion par soudage, le gradient de température induit un gradient de tension de surface, générant ainsi des écoulements dits de Marangoni. Le sens de ces écoulements dépend du signe du gradient $\partial\gamma/\partial T$: lorsque cette tension de surface décroît avec la température, comme c'est souvent le cas dans les métaux et leurs alliages, un écoulement est généré du centre du bain vers sa périphérie, élargissant le bain de fusion. L'effet Marangoni est une des principales origines des mouvements du métal liquide en pro-

cédé LPBF. Un autre phénomène joue un rôle majeur lorsque le bain de fusion atteint des températures plus élevées, jusqu'à dépasser la température de vaporisation. Le métal liquide se vaporise, ce qui se traduit par une pression de recul qui déforme la surface du bain et conduit à la formation *keyhole*. Du point de vue des phénomènes de transport, le gradient de pression associé à la pression de recul peut conduire à des mouvements convectifs très intenses [18].

La chaleur stockée par le bain de fusion se propage ensuite dans le substrat, ou les couches denses précédemment solidifiées, par conduction. Un champ de température transitoire est alors généré dans toute la pièce, avec un gradient thermique qui peut être très important au niveau de l'interface solide-liquide au bord du bain de fusion. Après le passage du laser, la température locale diminue, jusqu'à passer en-dessous de la température de fusion, et le bain de fusion se solidifie en un milieu dense. La figure 1.3 schématise les mécanismes physiques impliqués majoritairement dans le procédé LPBF.

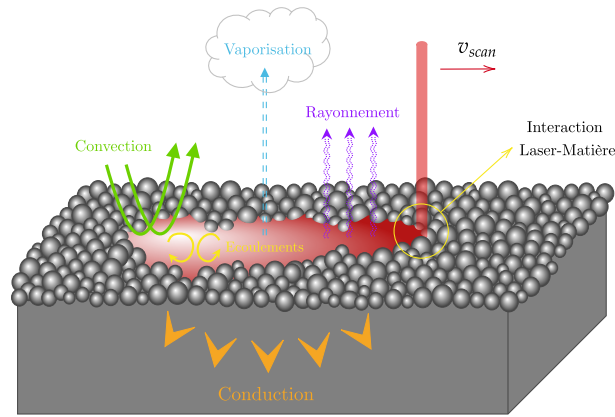


Figure 1.3 – Phénomènes physiques intervenant pendant le procédé LPBF.

Ces rapides changements d'états induisent des microstructures particulières dans les pièces élaborées par LPBF. La structure et la finesse des grains composant la pièce après fabrication dépendent directement du gradient thermique G , ainsi que de la vitesse de déplacement de l'interface solide-liquide V , ou vitesse de solidification, liée à la vitesse de balayage du laser. Ces deux grandeurs prennent des valeurs très élevées et varient fortement en fonction de la position le long de l'interface solide-liquide du bain de fusion, induisant de fines microstructures dans les pièces LPBF. Au premier ordre, les morphologies du front de solidification et une finesse de la microstructure dépendent respectivement des rapports G/V et GV . Les travaux de Kurz *et al.* mettent en évidence l'évolution de la structure des grains en fonction de G et V dans des pièces obtenues par soudage [19]. Pour le procédé LPBF, deux morphologies sont très souvent observées : un fort gradient thermique induit des grains de géométrie type colonnaire, c'est-à-dire à géométrie allongée dans une direction privilégiée, correspondant généralement à la direction cristallographique favorisée pour la solidification, une croissance compétitive permettant la sélection entre grains, que l'on peut observer à la figure 1.4. Dans certaines conditions, notamment en présence de particules germinantes à l'avant du front de solidification, des grains équiaxes auront plutôt tendance à se former, c'est-à-dire des grains de même dimensions dans toutes les directions et d'orientations cristallographiques aléatoires. À noter que dans un même bain de fusion, les variations des gradients et vitesse de solidifi-

cation peuvent engendrer une transition colonnaire-équiaxe. De plus, dans le procédé LPBF, les grains colonnaires présentent généralement des sous structures internes colonnaires ou dendritiques, encore plus fines. Pour plus de précisions, le lecteur intéressé peut se reporter aux travaux de Baumard et Chen [20,21]

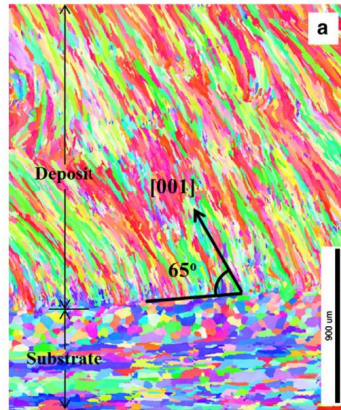


Figure 1.4 – Phénomène de croissance compétitive sur l’EBSD d’un alliage d’aluminium. Extrait de Dinda *et al.* [22].

A l’échelle de la pièce, les forts gradients de température induisent également des contraintes résiduelles au sein du composant fabriqué, qui peuvent provoquer des distorsions géométriques, une diminution des propriétés mécaniques, jusqu’à la formation de fissures. Les contraintes résiduelles sont définies comme celles restantes dans une pièce en l’absence de toutes forces ou moments extérieurs [23]. Dans le procédé LPBF, la source principale de ces contraintes est liée aux dilatations thermiques associées aux gradients de température. En effet, la matière qui vient d’être solidifiée est plus chaude que les couches du dessous précédemment formées. Juste après le passage du laser, la dilatation de la couche chaude est alors limitée par les couches plus froides, générant une contrainte de compression, pouvant aller jusqu’à une déformation plastique de la pièce. Dans ce cas-là, quand la couche qui vient d’être solidifiée se refroidit et se contracte, son déplacement est également limité par les couches solidifiées inférieures. Cela a pour effet de générer des contraintes de traction dans la nouvelle couche, et des contraintes de compression dans les couches précédentes. Ce mécanisme, illustré à la figure 1.5 a été étudié en détail par Kruth *et al.* [24] et par Van Belle [25].

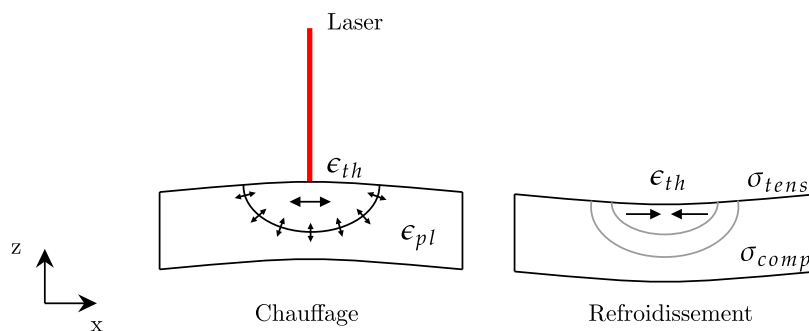


Figure 1.5 – Contraintes résiduelles induites de l’évolution du gradient thermique pendant le procédé LPBF [24].

1.2.3 Paramètres du procédé

Le champ de température a donc un effet certain sur la qualité de la pièce fabriquée. Son évolution ainsi que celle des différents mécanismes de transfert de chaleur intervenant lors de l'élaboration d'une pièce par procédé LPBF, dépendent de nombreux paramètres de fabrication. Par simplification, ces paramètres peuvent se regrouper selon différents types : les paramètres liés au laser, les caractéristiques du lit de poudre, la stratégie de lasage, et les paramètres plus larges de l'enceinte de fabrication. En particulier, plusieurs paramètres jouent un rôle direct dans l'évolution du champ de température, et dans les mécanismes physiques qui en découlent :

- La puissance laser P (W), qui est par définition la quantité d'énergie fournie par le laser, par unité de temps, source de tous les phénomènes de transfert, et dont la densité surfacique est fixée par le diamètre du faisceau.
- La vitesse de balayage v_{scan} ($\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$), qui représente la vitesse du faisceau laser se déplaçant à la surface du lit de poudre. Elle joue un rôle essentiel dans l'apport d'énergie à la pièce fabriquée puisqu'elle détermine le temps d'éclairement d'une surface donnée. Associée à la puissance laser, elle a une importante influence également dans les dimensions du bain de fusion, dans l'apparition du régime de *keyhole*, et des différents défauts ;
- L'écart vecteur ou hatch H (μm), correspondant à l'espacement entre deux cordons contigus. Le taux de recouvrement entre cordons est généralement supérieur ou égal à 50%, et joue un rôle primordial dans la stratégie de lasage choisie.
- L'épaisseur de couche de poudre déposée e (μm), qui correspond à l'épaisseur d'une couche définie par le modèle CAO et qui joue un rôle essentiel dans le temps nécessaire à sa fabrication, mais aussi dans la qualité de la surface de la pièce finale. Plus précisément, le choix d'une couche fine conduit à des pièces denses à faible rugosité de surface, mais plus de couches sont nécessaires pour atteindre la géométrie finale de la pièce. *A contrario*, la mise en œuvre de couches plus épaisses permet donc de restreindre le temps de fabrication total, mais en augmentant la rugosité de surface de la pièce finale.

La stratégie de balayage du laser joue également un rôle important dans l'état final de la pièce. Cette stratégie dépend des paramètres fournis en entrée de la machine, qui déterminent la manière dont la couche de poudre est fondue et qui définissent la trajectoire de balayage. Le choix de cette stratégie est primordial car il permet notamment de réduire le taux de porosités, les contraintes résiduelles et limiter les concentrations de chaleur associées, pour des mêmes paramètres laser. Ainsi, dans une même couche, pour une même surface donnée à fusionner, on peut choisir d'alterner le sens de balayage, répéter un motif, fusionner la partie interne de la surface séparément de son contour. Entre deux couches successives, une rotation de la direction de balayage est généralement appliquée entre deux couches pour homogénéiser la microstructure de la pièce après fabrication [18].

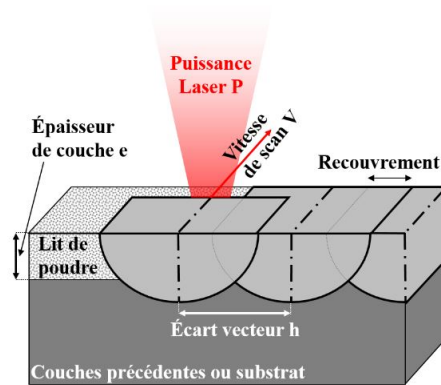


Figure 1.6 – Principaux paramètres de fabrication par procédé LPBF. Figure extraite de Andreau [10].

De nombreuses études s'intéressent à l'optimisation du procédé, qui vise à fabriquer des pièces denses, dont la continuité métallurgique est assurée entre chaque couche, et limiter la formation d'éjections. Cette optimisation vise à définir un paramètre énergétique unifié pour rendre compte des phénomènes physiques mis en jeu, étape relativement complexe au vu de la quantité et de la diversité des paramètres pilotant le procédé. Il est cependant d'usage de définir une densité d'énergie volumique, notée VED, qui s'exprime en $J.m^{-3}$, par la relation :

$$VED = \frac{P}{v_{scan} \cdot H \cdot e}. \quad (1.2)$$

Elle représente la quantité d'énergie déposée par le laser pendant toute la fabrication d'une pièce, et permet de disposer d'un indicateur scalaire pour la fabrication d'une pièce donnée. Ce critère reste limité car il ne tient notamment pas compte de l'absorptivité du lit de poudre et du bain de fusion, la taille du faisceau laser, la température du lit de poudre, mais il permet de prendre en considération les variations de certains paramètres les plus influents du procédé, à savoir la puissance laser, la vitesse de balayage, la distance inter-cordons et l'épaisseur de couche [17, 18, 26].

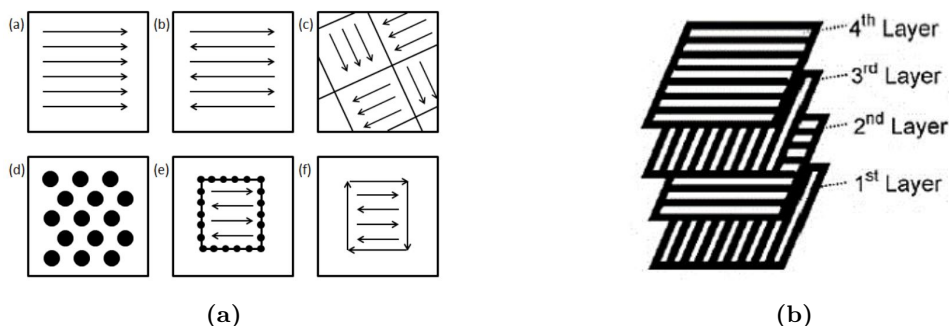


Figure 1.7 – Stratégies de balayage utilisées couramment dans le procédé LPBF : a) Pour la fusion d'une couche, (a) remplissage unidirectionnel, (b) remplissage bidirectionnel, serpentin ou à contre-courant, (c) remplissage en damier, (d) fusion par points, (e) contours de fusion par points avec remplissage en serpentin et (f) fusion de lignes. Figure extraite de Sames *et al.* [27] b) Rotation de la direction de l'axe de lasage entre chaque couche. Figure extraite de Gunenthiram [18].

L'évolution de la densité d'énergie volumique permet d'identifier l'influence des paramètres qui la composent sur différents mécanismes intervenant pendant la fabrication, notamment sur la formation des défauts. Un phénomène particulièrement étudié est le régime de *keyhole* déjà évoqué précédemment, qui apparaît lorsque le rapport entre puissance laser et vitesse balayage est élevé. Dans de telles conditions, le bain de fusion sous le laser se vaporise, générant une pression de recul qui déforme la surface du métal fondu, comme illustré par les deux premières étapes de la figure 1.8. Celle-ci, initialement de courbure limitée, va alors se creuser pour former un *keyhole*. Dans une telle configuration, le faisceau laser est piégé dans le *keyhole*, augmentant ainsi considérablement l'absorptivité effective du faisceau par le matériau par réflexions multiples sur les parois. Cependant, dans ce régime, les instabilités du bain de fusion tendent à refermer le trou formé, piégeant au passage les vapeurs d'atmosphère et de métal fondu, qui formeront des porosités après solidification, comme le montre la dernière étape de la figure 1.8 [18,28].

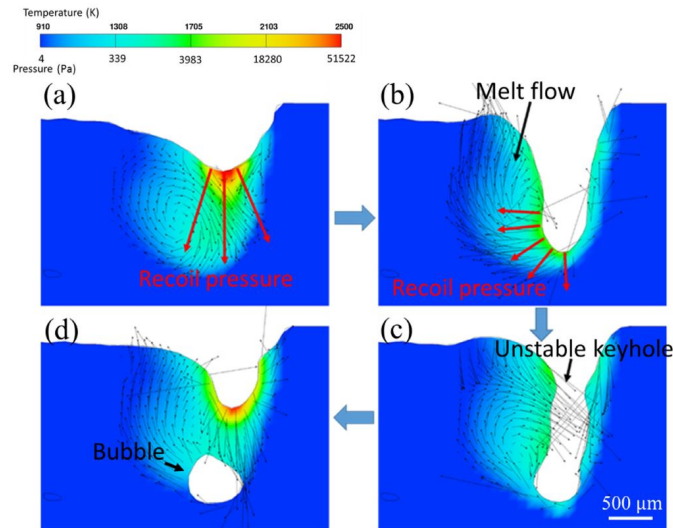


Figure 1.8 – Formation et effondrement d'un *keyhole* générant des porosités, extrait de Lin *et al.* [28].

Une autre instabilité, couramment rencontrée en soudage sous l'appellation *humping* peut également être observée en LPBF. Lorsque la vitesse de balayage du laser et sa puissance sont élevées, les mouvements convectifs du bain de fusion produisent des accumulations de matière périodiques, formant des cordons bosselés, comme le montre la figure 1.9a. D'autres types d'instabilités peuvent apparaître lorsque la VED est faible, notamment le phénomène de *balling*. L'énergie absorbée par le lit de poudre est alors insuffisante pour faire fondre le cordon de manière continue, la matière se condense sous forme de sphères. La figure 1.9b montre l'évolution d'un cordon fondu à vitesse constante et pour différentes puissances laser. A faible puissance, la ligne de fusion est discontinue. Enfin, dans le cas d'une trop faible VED, des porosités de type *lack-of-fusion* peuvent se former, contenant des particules de poudre partiellement fusionnées [17].

Ce bref aperçu du processus de fabrication LPBF met en évidence que de nombreux paramètres déterminant le champ de température d'une pièce sont à prendre en compte, et que son évolution thermique a une importance particulière. Celle-ci intervient au cœur du processus de fabrication puisqu'elle contrôle les phénomènes de changement de phase. Plus

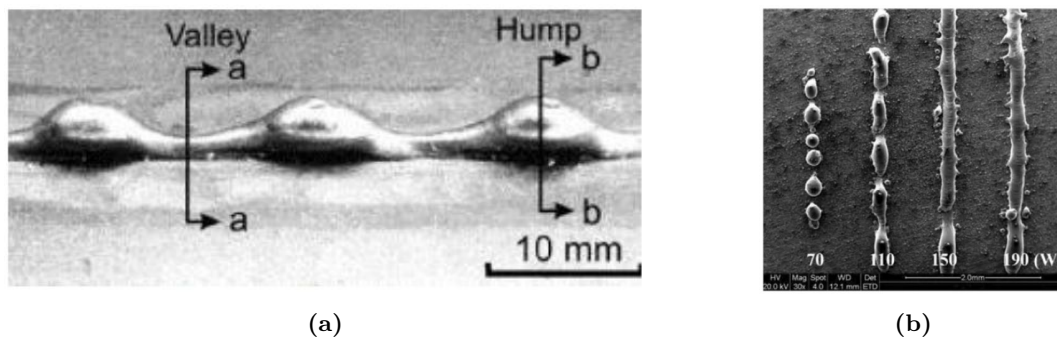


Figure 1.9 – Instabilités rencontrées (a) à VED élevée : Ligne de fusion bosselée par *Humping*, extrait de [29] et (c) à VED faible : Ligne de fusion discontinue par *balling*, extrait de Li *et al.* [30].

précisément, la structure et les propriétés de pièces construites sont directement impactées par les cinétiques de refroidissement et les conditions de solidification. L'estimation de ce champ de température transitoire est alors une question fondamentale pour l'élaboration de composants sans défauts, et aux propriétés mécaniques optimales.

1.3 Modélisation et simulation du champ de température dans le procédé LPBF

Afin de mieux appréhender les phénomènes physiques intervenant au cours d'une fabrication par fusion d'un lit de poudre métallique, de nombreux auteurs se sont intéressés à la simulation du procédé LPBF. Comme mentionné précédemment, les phénomènes physiques étant multiples et intervenant à différentes échelles d'espace et de temps, la simulation du procédé complet est complexe. La plupart des modèles ne permettent pas de simuler la totalité de ces phénomènes simultanément, de par les contraintes numériques qui rendent les temps de calcul très longs. Les travaux de la littérature se concentrent donc sur la modélisation d'un nombre limité de mécanismes à une échelle spatiale et temporelle donnée, pouvant aller du bain de fusion à la pièce complète, en passant par l'échelle d'une couche.

1.3.1 Modélisation des phénomènes physiques du bain de fusion

Une partie importante des études sur la simulation du procédé LPBF est consacrée aux mécanismes intervenant dans la formation du bain de fusion, et ses interactions avec son environnement, qui sont essentiels pour estimer avec précision les champs de température locaux lors de la phase de solidification [17, 31–36].

Dans cette optique, l'interaction entre le laser et le lit de poudre est une question fondamentale. La plupart des modèles développés considèrent l'absorption de l'énergie du laser par la poudre comme une source de chaleur volumique effective. Certains la considèrent comme surfacique, mais une modélisation volumique du lit de poudre représente plus précisément les réflexions multiples du faisceau laser dans le lit de poudre [37]. La question de la distribution de la densité de puissance dans l'espace a été source de plusieurs études [38], mais de nombreux modèles utilisent une distribution gaussienne, basée sur un modèle de source de chaleur initialement proposé dans le cadre de la modélisation du soudage par Goldak *et al.* [39]. La

modélisation de la source laser est déterminante pour l'absorptivité du lit de poudre, raison pour laquelle de nombreuses études se consacrent à la mise au point de modèles à l'échelle du lit de poudre, afin de représenter fidèlement l'interaction entre le laser et particules de poudre. L'incidence du faisceau laser sur une particule de poudre ainsi que les multiples réflexions en profondeur du lit complet sont modélisées par une méthode de tracé de rayon, ce qui permet d'estimer l'absorption d'un grain de poudre, et d'évaluer avec précision la distribution de l'énergie déposée au sein du lit complet [40]. De récents travaux s'interrogent notamment sur la validité d'une représentation de la source de chaleur par modèle gaussien surfacique [41,42]. Si ces modèles reproduisent fidèlement la distribution de l'énergie au sein du lit de poudre, ceux-ci sont relativement coûteux en terme de temps de calcul, et la plupart des modèles à l'échelle du bain de fusion considèrent une absorptivité effective du lit de poudre. Les travaux de Gusarov *et al.* ont permis d'estimer les paramètres effectifs d'une source de chaleur volumique équivalente en prenant en compte les réflexions multiples dans le lit de poudre [43].

A cette échelle, la poudre peut également être modélisée comme un milieu continu, aux propriétés thermiques effectives. La fusion du lit de poudre, et les différents changements d'état du bain liquide, sont modélisés en prenant en compte les chaleurs latentes associées aux changements d'états en question. De nombreux travaux s'intéressent à la modélisation des écoulements au sein du bain de fusion afin de prédire au mieux ses dimensions, qui sont fondamentales pour une compréhension fine des dynamiques d'échauffement et de refroidissement du matériau. Dans certains régimes comme le *keyhole*, la force de recul gouverne l'écoulement du fluide et le champ de température local [32]. Loin du *keyhole*, la force de Marangoni est le principal moteur de l'écoulement, et peut être modélisée, généralement en choisissant une condition aux limites à la surface du bain à l'équation de conservation de la quantité de mouvement [33,36,44]. Le mécanisme de vaporisation est également pris en compte, mais de manière effective par une perte d'énergie et de masse, car l'interface entre gaz et liquide est relativement complexe à simuler [28,45]. La modélisation du champ de température est obtenue en résolvant l'équation de transport de chaleur par conduction et parfois convection. Le refroidissement du bain de fusion par échange avec l'atmosphère extérieure et par émission de rayonnement électromagnétique est pris en compte lors de la résolution de l'équation de diffusion de chaleur, par le biais de conditions aux limites, qui seront détaillées dans le paragraphe suivant. La modélisation de l'ensemble de ces mécanismes permet d'étudier leur influence dans la formation et l'évolution d'instabilités, comme le *balling*, le *humping*, ou les porosités induites par *keyhole*. L'effet de *balling* est étudié par Moniz *et al.* au cours d'une ligne de fusion d'une poudre céramique [46]. Cependant, ces modèles se limitent à la simulation d'une ou quelques lignes, comme l'illustre la figure 1.10.

D'un point de vue de la microstructure, plusieurs auteurs se sont intéressés à la prédiction de la solidification progressive du bain de fusion. Tout comme la modélisation thermique du procédé, différents modèles de solidification ont été développés en fonction de l'échelle spatiale considérée. Ces modèles peuvent être couplés à un modèle thermique, qui calcule les historiques du champ thermique utilisés ensuite comme données d'entrée aux modèles de croissance des grains. Les dimensions du bain de fusion jouent donc un rôle primordial dans ce cas-là. A l'échelle microscopique, des méthodes de champ de phase sont largement utilisés pour modéliser la formation des dendrites à l'intérieur des grains, et suivre l'évolution du front de solidification [47]. A l'échelle mésoscopique du grain, la plupart des modèles développés sont basés sur les automates cellulaires, pour prédire la formation des grains sans

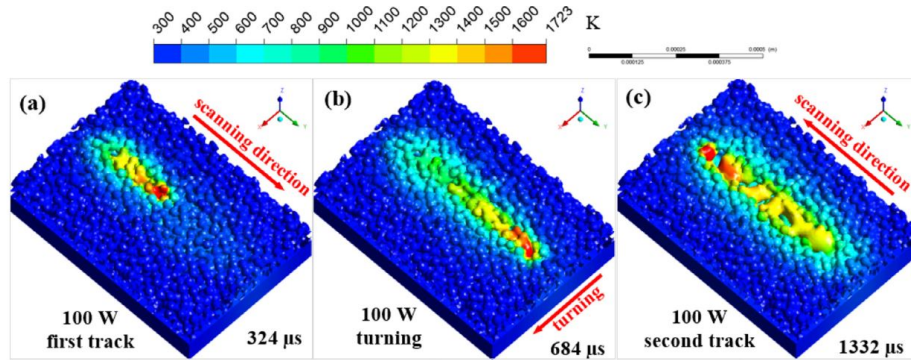


Figure 1.10 – Simulations de champ de température et morphologies du bain de fusion de plusieurs cordons, pour une puissance laser donnée. Extrait de Gu *et al.* de [34].

détailler leur structure interne dendritique. Une méthode très répandue appelée CAFE a été développée en particulier par Rappaz et Gandin [48], qui couple un modèle thermique par éléments finis (EF) aux automates cellulaires (AC) pour modéliser la formation des grains en fonderie. Baumard *et al.* et plus récemment Camus *et al.* ont adapté cette méthode au procédé LPBF, pour simuler la croissance des grains au cours d’une ligne de fusion [20, 49].

Comme pour les modèles thermo-métallurgiques, les modèles thermo-mécaniques combinent généralement une modélisation du champ de température, utilisé par la suite comme donnée d’entrée pour calculer les chargements thermiques dans un modèle mécanique. En résolvant l’équation d’équilibre statique à l’aide de la loi de Hooke généralisée, les champs de déplacements et de contraintes peuvent être déterminés finement, en fonction de l’évolution du champ de température [21, 50–52]. Cette équation est généralement résolue par éléments finis, à partir du même maillage utilisé pour le calcul du champ de température. Chen *et al.* proposent un modèle thermo-mécanique du procédé à l’échelle de 3 lignes de fusion pour une pièce en céramique, pour notamment étudier les effets de la viscosité du métal liquide et de la tension de surface sur les dimensions du bain de fusion [53].

1.3.2 Modélisation du procédé de fabrication à l’échelle de la couche

Comme évoqué précédemment, la plupart de ces modèles se consacrent à la modélisation du procédé sur une ou quelques lignes de fusion, car ils nécessitent une résolution spatiale et temporelle très fine pour satisfaire les critères de convergence. Sans parler de l’échelle de la pièce complète, leur utilisation pour modéliser le procédé sur une ou plusieurs couches impliquerait donc des temps et coûts de calculs trop importants. Pour réduire ces besoins techniques, des modèles adaptés à l’échelle de la couche ont été développés, et se concentrent sur la modélisation thermo-mécanique du procédé, typiquement pour évaluer les contraintes résiduelles de la pièce en fonction de l’évolution de son champ de température. L’interaction laser-matière, et les écoulements au sein du bain de fusion ne sont pas calculés finement, et sont pris en compte de manière effective.

Dans cette optique, les différents domaines, à savoir le plateau, les couches solidifiées et la poudre sont modélisés selon leurs propriétés thermiques : la densité ρ , la capacité thermique massique c_p et la conductivité thermique k . A cette échelle, le lit de poudre est

modélisé comme un milieu continu aux propriétés thermiques effectives dépendantes de son taux de porosité ϕ . Les densité et capacité thermiques massiques effectives ρ_e, c_p^e sont données respectivement par les relations suivantes :

$$\rho_e = (1 - \phi)\rho_s, \quad (1.3)$$

$$c_p^e = (1 - \phi)c_p^s + \phi c_p^g, \quad (1.4)$$

où ρ_s, c_p^s représente les propriétés du solide et ρ_g, c_p^g les propriétés du gaz d'inertage.

La conductivité thermique effective d'un milieu granulaire est difficile à estimer car elle dépend de plusieurs phénomènes physiques, dont la conductivité des phases solide et gazeuse, de la compacité, de la taille des zones de contact entre chaque grain, et éventuellement des mouvements de convection au sein du gaz. Des expressions empiriques peuvent être utilisées pour modéliser la conductivité thermique effective k_e , des données extraites de caractérisation expérimentale, ou des modèles analytiques [37]. Cependant, la poudre conduit très peu la chaleur par rapport aux pièces métalliques habituellement rencontrées, son effet est donc limité pour la modélisation des transferts thermiques. Ce résultat est mis en évidence dans la thèse de Marion, qui néglige finalement l'effet de la poudre et choisit de ne pas la modéliser pour gagner en temps de calcul [37, 54].

Une fois les différents milieux modélisés, l'équation de la diffusion de chaleur par conduction suivante est résolue, pour calculer l'évolution du champ de température dans la pièce complète [54–56] :

$$\rho(T)c_p(T)\frac{\partial T}{\partial t} = -\nabla \cdot (-k(T)\nabla T) + Q, \quad (1.5)$$

où Q représente un terme source volumique.

Cette équation peut apparaître sous plusieurs formulations, notamment en fonction de l'enthalpie du système. Les propriétés thermiques ρ, c_p et k étant des fonctions de la température, la résolution de l'équation 1.5 est alors un problème non linéaire, qui est généralement résolu par éléments finis, mais aussi par d'autres méthodes notamment analytiques [57]. A cette échelle mésoscopique, il n'est pas nécessaire de prendre en compte les chaleurs latentes associées aux différents changements d'état de la matière, puisque la chaleur latente de fusion est compensée par la chaleur latente de solidification du bain liquide [58].

Le refroidissement de la surface de la couche solidifiée par convection est modélisée à partir de la loi de refroidissement de Newton :

$$q_{conv} = -h(T - T_\infty), \quad (1.6)$$

où h représente un coefficient d'échange thermique, en $\text{W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$, et T_∞ la température à l'infini du système, soit les parois de la chambre de fabrication.

Cette loi est également utilisée sur d'autres surfaces du système, notamment sous le plateau. En particulier, dans le cas où la poudre environnante n'est pas modélisée par des éléments de volume, une loi de Newton peut être appliquée aux surfaces latérales de la pièce

pour y modéliser les pertes thermiques à partir d'un coefficient h empirique, comme proposé dans les travaux de Li et Michaleris *et al.* [59, 60].

Les pertes thermiques par rayonnement à la surface de la couche solidifiée sont modélisées par la condition :

$$q_{rad} = \epsilon\sigma(T^4 - T_{\infty}^4), \quad (1.7)$$

où ϵ représente l'émissivité, et σ correspond à la constante de Stefan-Boltzmann. Il est intéressant de noter que ce terme peut être linéarisé, et être intégré dans la condition 1.6 précédente [58].

Le terme source Q modélisant l'apport de chaleur par le laser peut être pris en compte de plusieurs manières. Pour réduire les coûts et temps de calcul, une stratégie de balayage de plusieurs lignes de fusion simultanément peut être mise en place. Cette stratégie est visible sur la figure 1.11, la trajectoire du laser est conservée, mais le diamètre de la source est adapté, de manière à fusionner une ligne plus large. Un modèle d'apport de chaleur couche par couche permet d'améliorer encore les temps de calculs en appliquant la source Q de manière homogène sur toute la surface de la couche, sans prendre en compte la trajectoire du laser [37, 61–63], comme présenté par la figure 1.11a. Le terme Q est donc un paramètre effectif, adapté en fonction du diamètre du faisceau, et du hatch en fonction de la stratégie d'apport de chaleur adoptée. Si un dépôt de chaleur par couche entraîne une perte de précision quant aux résultats, un dépôt sur plusieurs lignes permet de réduire le coût de calcul, tout en conservant une bonne précision par rapport aux résultats expérimentaux de Chiumenti *et al.* [54]. De nombreux autres modèles sont détaillés dans les revues [64, 65].

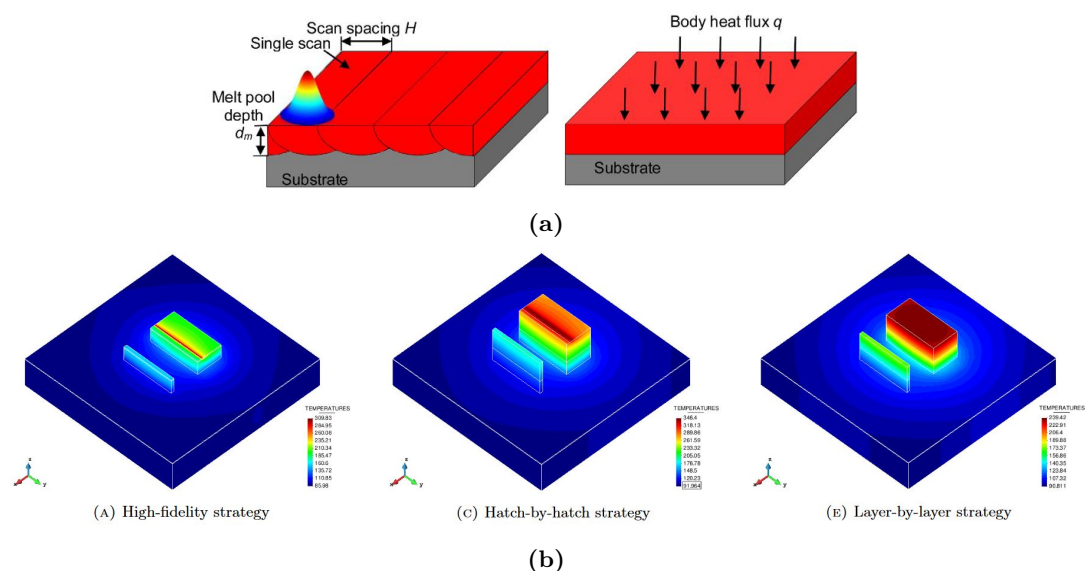


Figure 1.11 – Analyse de différentes stratégies de modélisation de la source laser sur la simulation de champ de température d'un mur et d'un cube en fabrication par procédé LPBF : (a) Apport de chaleur par ligne par ligne et couche par couche, Extrait de Li et Guo [61], et (b) Champ de températures obtenus par un apport de chaleur par ligne de fusion, par plusieurs lignes de fusion et par couche. Extrait de Chiumenti *et al.* de [54].

De même que les modèles à l'échelle du bain de fusion, ces modèles thermiques sont couplés à un modèle mécanique, pour analyser les déformations induites par le gradient thermique à l'échelle d'une couche. Les équations de l'équilibre statique utilisant la loi de Hooke généralisée sont résolus par éléments finis pour déterminer les champs de contraintes associés [25, 37, 64]. Les modèles thermiques peuvent également être couplés à une modélisation de la microstructure. A cette échelle, ceux-ci passent par des algorithmes statistiques de Monte-Carlo, bien moins précis, mais plus rapides en temps de calculs [66].

Dépôt de matière

Un challenge particulier pour la modélisation du procédé LPBF à cette échelle est le besoin de prendre en compte l'apport de matière régulier au cours du processus. Des questions d'évolution de maillage, en fonction de la géométrie de la pièce sont donc abordées [25, 54, 56].

Deux méthodes différentes ont été développées dans cette optique : la *quiet elements method*, et la *inactive element method*. La première consiste à générer le maillage complet de la pièce avant sa fabrication, et à associer à chaque élément des propriétés thermiques et mécaniques propres. Les éléments ne correspondant pas à un domaine encore existant ont des propriétés amoindries par l'application d'un faible facteur d'échelle, notamment la conductivité thermique. Au passage du laser, les propriétés de ces éléments vont être modifiées en supprimant ce facteur d'échelle afin de faire correspondre les éléments à leur domaine respectif, que ce soit de la poudre, le bain liquide, ou la pièce solide, on parle d'activation des éléments. Une condition de seuil de température peut être ajoutée, afin de déterminer à partir de quelle température chaque élément est activé. Cette méthode est relativement facile à implémenter, et peut être utilisée dans des codes éléments finis déjà existants, voire commerciaux. Cependant, l'utilisation de facteurs d'échelle n'est pas évidente : des coefficients trop importants entraînent la propagation de l'énergie thermique aux éléments inactifs, faussant les résultats, alors que des coefficients trop petits peuvent engendrer un problème mal conditionné, car les éléments inactifs sont pris en compte dans le calcul du champ de température et de contraintes.

Pour ces raisons, une méthode alternative a été développée, appelée *inactive element method*. Aussi connue sous le nom de *element birth and death method*, elle consiste à calculer la solution de l'équation uniquement à partir des éléments actifs. Dans ce cas-là, le maillage total peut être calculé préalablement, mais les éléments inactifs ne sont pas pris en compte dans les calculs de champs, ou le maillage peut être mis à jour en ajoutant progressivement les éléments lors de leur activation au passage du laser. Dans ce cas-là, il n'y a pas d'introduction d'erreurs due à l'utilisation de facteurs d'échelle, mais cette méthode est difficilement implémentable dans des codes de calculs déjà existants, et la mise à jour du maillage peut augmenter le temps de calcul. Les figures 1.12a et 1.12b présentent le principe d'activation des éléments au passage du laser, pour les deux méthodes.

Les travaux de Michaleris se sont intéressés aux avantages et inconvénients des deux méthodes, et dans leur validité quant au calcul des solutions thermique et de déformation [67]. Leur application sur des modèles numériques thermiques 1D et 3D montrent que les deux méthodes permettent de calculer des solutions quasi identiques, pour des facteurs d'échelle

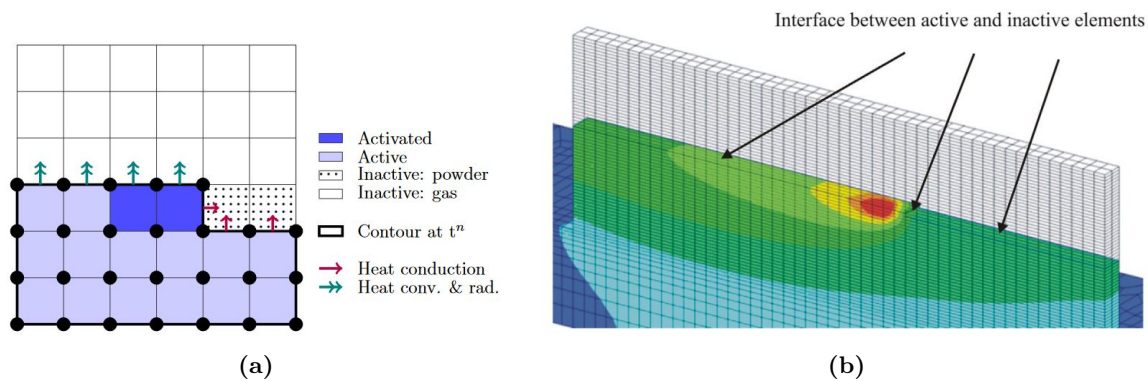


Figure 1.12 – Principe d’activation des éléments (a) à l’échelle de quelques éléments, extrait de Chiumenti *et al.* [54] et b) à l’échelle de plusieurs couches, extrait de Michaleris *et al.* [67].

respectifs de 10^{-6} et 10^{-2} . Cependant, ces deux méthodes introduisent des erreurs numériques de l’ordre de 5% lorsque la température des éléments inactifs ou silencieux n’est pas ramenée à la température initiale lors de leur activation. De plus, une surestimation du champ de température calculé est générée lorsque les effets de convection et rayonnement à la surface du bain liquide sont négligés à l’interface entre éléments actifs, et éléments inactifs, ou silencieux, illustrée par la figure 1.12b.

1.3.3 Modélisation du procédé à l’échelle de la pièce complète

Les modèles précédents nécessitant de longs temps de calcul, des modèles adaptés à l’échelle de la pièce ont été développés. Ils se concentrent généralement sur la modélisation thermo-mécanique du procédé pour évaluer les contraintes résiduelles de la pièce en fonction de l’évolution de son champ de température à l’issue du procédé de fabrication. Ces modèles considèrent un ajout de matière et d’apport de chaleur sur plusieurs couches simultanément, et sont souvent proposés par des éditeurs de logiciels tels que ESI ou Amphyon. Les résultats peuvent être satisfaisants à condition de calibrer les logiciels au préalable [68, 69]. Chiumenti *et al.* ont également présenté des simulations en déposant la chaleur sur 4 couches, et montrent que si ce type de modélisation réduit significativement le temps de calcul, les champs de températures calculés ne permettent pas de rendre compte de fines variations de leurs mesures expérimentales. Les auteurs recommandent d’ailleurs d’utiliser ce type de modélisation uniquement pour les pièces de grandes dimensions, composées de plus de 500 couches [54]. Des stratégies de maillage adaptatif peuvent être mises en place pour conserver la modélisation ligne par ligne du laser tout en limitant les coûts numériques et estimer l’historique thermique de la pièce [63, 70, 71].

1.4 Monitoring in situ du champ de température du procédé LPBF

Afin de garantir la qualité des pièces fabriquées pour les applications industrielles, tout procédé nécessite généralement d’être contrôlé, avant d’ajuster les paramètres de fabrication. Pour les procédés de fabrication impliquant des phases de fusion et solidification de la matière, cela passe en particulier par le suivi du champ de température à l’aide de mesures *in*

situ, dans l'optique de contrôler pleinement le processus.

Dans le cas du procédé LPBF, des capteurs infrarouge sans contact sont couramment utilisés pour mesurer la température et la géométrie du bain de fusion, comme des pyromètres, des photodiodes et des caméra thermiques [1, 35]. Ces instruments détectent et mesurent l'énergie d'un objet émettant un rayonnement électromagnétique dans le domaine de l'infrarouge. La puissance rayonnée par unité de surface P de ce rayonnement infrarouge est reliée à la température T de l'objet selon la loi de Stefan-Boltzman :

$$P = \varepsilon \cdot \sigma \cdot T^4, \quad (1.8)$$

qui dépend en particulier de l'émissivité ε de l'objet, et de la constante de Stefan-Boltzmann σ . L'émissivité d'un corps est un coefficient sans unité, compris entre 0 et 1, qui correspond au flux radiatif émis par une surface à une température donnée, rapporté à la valeur de référence d'un corps noir.

Les capteurs infrarouge sont capables de mesurer ce flux P et de le traduire en température, permettant d'effectuer des mesures sans contact. Cependant, une telle mesure nécessite de connaître l'émissivité ε du corps étudié, qui varie notamment en fonction de la nature, de la température et de l'état de surface de l'objet à mesurer. L'utilisation de ces capteurs pour le suivi du processus LPBF n'est donc pas évident, puisque l'émissivité varie au cours du cycle de fusion-solidification. De plus, très peu de données existent concernant l'émissivité des métaux liquides. En l'absence d'étalonnage de ce paramètre, les capteurs infrarouges permettent une mesure relative de température, et sont très souvent utilisés de cette façon. C'est le cas par exemple de Bartlett *et al.*, qui intègrent une caméra thermographique dans une machine Concept Laser pour déterminer des défauts sub-surfaciques à partir de variations de rayonnement interprétées comme des températures relatives [72]. Marion utilise une caméra thermique pour observer dans le domaine du visible les courbes isothermes du bain de fusion à partir d'images de l'intensité lumineuse [37].

Pour valider une mesure absolue de température, de nombreuses études s'intéressent à l'évaluation de l'émissivité. Une première idée est de fixer l'émissivité à une unique valeur judicieusement choisie. Rodriguez *et al.* ont calculé l'émissivité moyenne d'un alliage de titane sous forme solide et de poudre en utilisant un corps noir fabriqué comme référence, et montrent des différences entre mesures relative et absolue de température de l'ordre de 300 °C [73]. Pour s'affranchir de la détermination des émissivités, la technique la plus répandue des longueurs d'ondes multiples utilise plusieurs capteurs pour mesurer des rayonnements à des longueurs d'ondes très différentes et remonter à une température absolue de surface [35, 74, 75]. D'autres méthodes sont toujours en développement, mais la détermination de l'émissivité d'un corps reste un défi pour le suivi du procédé LPBF.

Pour évaluer la température en certains points de la chambre de fabrication, l'utilisation de thermocouples est également très courante. Composés de deux fils de métaux différents soudés en une extrémité, la technique est basée sur la mesure d'une différence de potentiel électrique qui apparaît quand les températures des points chauds et froids sont différents. En fixant cette extrémité à une surface, la différence de potentiel est ensuite convertie en température. Si les thermocouples nécessitent également un étalonnage, celui-ci est bien moins complexe que pour les capteurs infrarouges, et leur mesure est plus précise. Ils ont également

l'avantage d'être moins coûteux qu'un pyromètre. Pour le suivi du processus LPBF, les thermocouples de type K et S sont les plus utilisés. Chaque type se différencie par le choix des métaux qui le composent, et donc des propriétés qui en découlent. Par exemple, le type K est composé d'alliages de nickel, de chrome et d'aluminium, et se prête particulièrement bien aux atmosphères inertes et aux températures inférieures à 1200°C, alors que le type S, basé sur des alliages de platine, est plus résistant face à la corrosion et à l'oxydation, et peut être utilisé à plus haute température. Dans une machine LPBF, ils sont donc souvent utilisés pour suivre la température du substrat, ou plateau [1, 35]. En effet, de par le principe même du procédé, positionner ces capteurs à la surface ou à l'intérieur d'une pièce en cours de fabrication reste une opération délicate, sans interrompre le procédé. De plus, leur installation ne permet de mesurer la température que là où ils sont localisés, et ils ne peuvent donc pas suivre le mouvement du bain de fusion au cours d'un déplacement du laser. Néanmoins, les thermocouples restent très utilisés pour suivre la température en certains points du procédé. Pour valider leur modèle thermo-mécanique, Chiumenti *et al.* insèrent des thermocouples dans des cavités élaborées pendant la fabrication de plusieurs échantillons, de manière à ne pas être soudés par le passage du faisceau laser. La figure 1.13b montre l'emplacement des thermocouples en fin de fabrication de deux pièces type murs. L'intégration des capteurs permet de suivre les variations de température ponctuelles dans la pièce, afin de calibrer les paramètres fondamentaux de leur modèle [54]. Similairement, Rodriguez *et al.* ont inséré un thermocouple à la surface supérieure d'un plateau usiné afin de valider leurs mesures par caméra infrarouge.

Le contrôle du procédé LPBF passe également par le suivi de la géométrie du bain de fusion, qui représente un indicateur important des dynamiques de chauffage et de refroidissement du matériau. La détermination des dimensions du bain de fusion permet de remonter au champ de température transitoire, essentiellement à l'aide de caméra ultra-rapides. Les caméras optiques sont également très utilisées pour suivre l'état du lit de poudre, encore détecter des potentiels défauts, comme des fissures, des porosités de type *lack-of-fusion*, ou

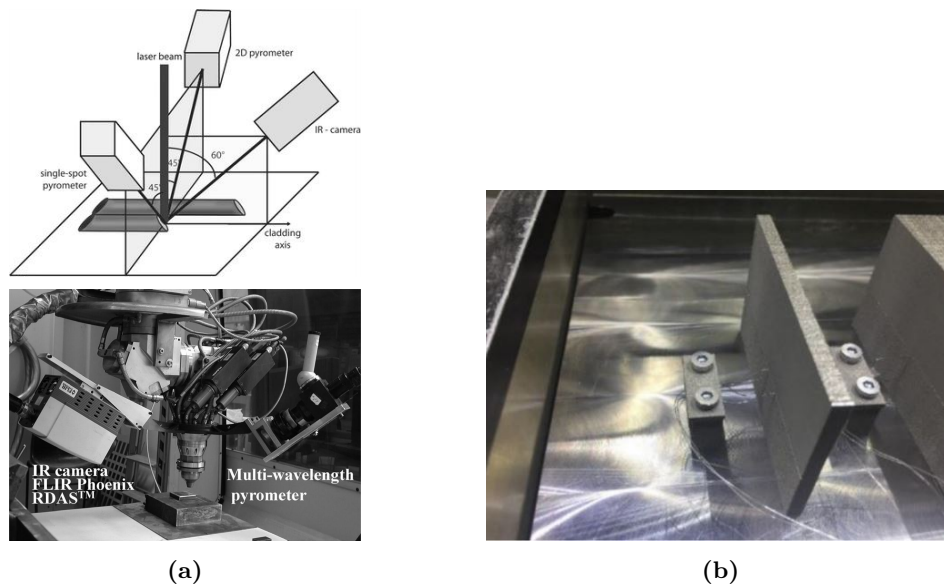


Figure 1.13 – Suivi de température du procédé LPBF par (a) Installation d'une caméra infrarouge et d'un pyromètre dans la chambre de fabrication, par Smurov *et al.* [76] et b) Intégration de thermocouples dans deux pièces type mur pendant le procédé, par Chiumenti *et al.* [54].

encore des conséquences des effets de *balling* et de *keyhole*. Dans cette optique, d'autres techniques sont déployées, et sont détaillées dans les revue de McCann *et al.* et de Everton *et al.* [77,78].

Si de nouvelles méthodes émergent en diversifiant les types de capteurs, celles-ci ne permettent pour l'instant d'estimer des températures qu'en surface ou en des points précis au cœur de la pièce. Même en combinant plusieurs types de mesures, le champ de température transitoire complet reste difficile à évaluer. De plus, l'intégration au sein de la pièce de capteurs type thermocouples, ou plus récemment de fibres optiques par Lerner *et al.* [79], est invasive et nécessite de suspendre momentanément le procédé, ce qui impacte inévitablement le champ de température. Dans ce contexte, l'objectif de ce travail de thèse est d'étudier le potentiel d'une technique basée sur une mesure de temps de vol ultrasonore pour le suivi *in situ* du champ de température du procédé LPBF.

1.5 Principe de thermométrie par ultrasons & Application au procédé LPBF

1.5.1 Généralités sur la propagation d'ondes de volume, et ses applications au contrôle non destructif

Génération et propagation d'ondes élastiques dans un solide

Une onde mécanique est le phénomène de propagation d'une perturbation locale dans un milieu matériel, qu'il soit solide, liquide ou gazeux. Cette onde mécanique est dite élastique lorsque son milieu de propagation est capable de se déformer sous l'effet d'une sollicitation quelconque et à reprendre sa forme initiale à l'arrêt de cette sollicitation. L'onde peut se propager dans le volume, ou à la surface du milieu étudié. En milieu solide, il existe différentes polarisations pour une même direction de propagation. Comme l'illustre la figure 1.14, une onde longitudinale a une polarisation parallèle à la direction de propagation, elle est aussi appelée onde de compression. A l'inverse, une onde transverse a une polarisation perpendiculaire à la direction de propagation. Deux ondes transverses polarisées perpendiculairement, aussi appelées ondes de cisaillement, peuvent se propager pour une même direction de propagation donnée.

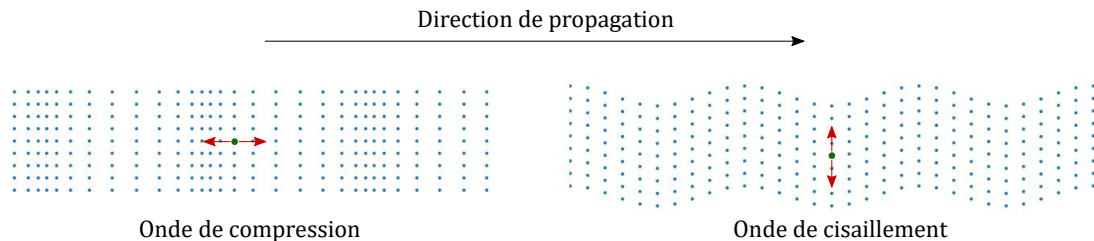


Figure 1.14 – Polarisation d'une onde longitudinale et d'une onde de cisaillement, pour une direction de propagation donnée. Extrait de Valier-Brasier et Royer [80].

En milieu solide fini, une onde se propage jusqu'à rencontrer les frontières du milieu, où celle-ci est convertie en des ondes de nature différente, qui se propagent de part et d'autre de cette interface. Plus précisément, à l'interface entre deux milieux, une partie de l'onde est réfléchiée vers son milieu d'incidence, et une autre est transmise dans le milieu voisin,

qui peut être solide, liquide ou gazeux. La quantité d'énergie transmise au milieu voisin, et celle réfléchiée dans le milieu d'incidence dépend de l'impédance acoustique de chaque milieu, mesurée par le produit de la densité ρ et de la vitesse v de l'onde du milieu considéré. De manière générale, une onde se propageant dans un milieu d'incidence donné sera fortement réfléchiée si le second milieu est d'impédance acoustique significativement différente.

La génération d'ondes de volume dans un solide peut se faire à l'aide de différents capteurs, mais les transducteurs piezoélectriques sont les plus couramment utilisés. Un transducteur ultrasonore est capable de générer une onde grâce à une plaque piezoélectrique qui le compose. Ce matériau convertit une énergie mécanique en un signal électrique, et inversement. En mode émission, une plaque piezoélectrique, généralement une céramique PZT, génère des ondes sur une bande de fréquence centrée sur sa fréquence de résonance, qui dépend de la vitesse de l'onde dans la plaque, et de son épaisseur. Un facteur de qualité est associé à cette résonance, qui quantifie la largeur de la bande passante fréquentielle, et l'amplitude de la résonance. En pratique, deux électrodes sont fixées de part et d'autre de la plaque, qui permettent d'appliquer et capter une tension électrique. En face arrière, cette plaque est placée devant un amortisseur, appelé *backing*, qui absorbe les vibrations de la plaque émises vers l'arrière pour ne pas perturber celles émises vers l'avant. En face avant, une lame adaptatrice d'impédance est placée parallèlement à l'interface pour optimiser la transmission des ondes entre la plaque PZT et le milieu de propagation. Les figures 1.15a et 1.15b présentent la structure de transducteurs monoéléments utilisés pour différentes gammes fréquentielles. Plusieurs types de signaux peuvent être soumis au transducteur par le biais des électrodes, généralement sinusoïdaux, continus ou fenêtrés. Une impulsion peut également être générée, représentée par une sinusoïde fenêtrée sur un faible nombre de périodes, et qui présente un contenu fréquentiel large et centré sur la fréquence centrale de la sinusoïde. D'autres signaux peuvent être soumis au transducteur, comme les *chirp* dont le contenu fréquentiel évolue dans le temps. Ces capteurs dits mono-éléments génèrent et reçoivent des ondes dans tout type de milieux.

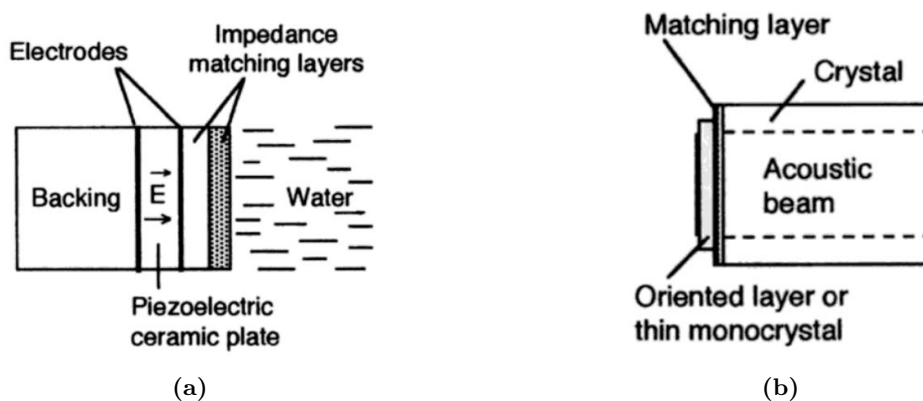


Figure 1.15 – Structure d'un transducteur piezoélectrique plan monoélément permettant de générer des ondes de volume : (a) en basse fréquence ($f < 20$ MHz) et (b) en haute fréquence ($f > 100$ MHz). Extrait de Royer et Dieulesaint [81].

Dans le cas d'un matériau solide, l'onde générée par les transducteurs est transmise au matériau par l'intermédiaire d'un couplant. Ce couplant dépend de la nature des ondes à

générer : un gel aqueux permet généralement d'assurer la transmission des ondes de compression, alors qu'un gel visqueux est plus adapté pour la génération d'ondes de cisaillement. Les transducteurs mono-éléments sont les plus couramment utilisés, et génèrent des ondes qui se propagent donc dans toutes les directions du matériau. D'autres types de transducteurs mono-éléments existent, comme les transducteurs focalisés, dont la surface émettrice est concave, et les transducteurs doubles, qui comportent deux matériaux piezoélectriques pour séparer l'émission et la réception. Des barrettes multi-éléments sont composées de plusieurs éléments piezoélectriques alignés, et sont très utilisés pour générer des ondes planes, focalisées ou en incidence oblique par le biais d'un déphasage électronique. Des transducteurs piézoélectriques monoéléments peuvent également être montés sur sabot à angle variable de sorte à générer des ondes de surface, comme par exemple l'onde de Rayleigh.

Au-delà des PZT, des transducteurs appelés EMAT génèrent des ondes ultrasonores sans contact dans des matériaux conducteurs ou ferromagnétiques. Composés d'une bobine et de plusieurs aimants, la génération d'un champ magnétique induit des courants de Foucault au sein du matériau. Lorsque ces courants interagissent avec le champ magnétique permanent créé par les aimants, des forces de Lorentz sont générées dans le matériau, engendrant des ondes ultrasonores. Ce type de capteur permet de générer des ondes de volume, et des ondes guidées. Il présente l'avantage d'être peu sensible à l'état de surface du matériau d'inspection, mais les signaux reçus sont de moins bon rapport signal sur bruit, comparé aux transducteurs piezoélectriques.

Des ondes élastiques dans un matériau peuvent également être générées par une source laser. En fonction de la puissance lumineuse absorbée par le matériau, le laser génère des déplacements mécaniques de faible amplitude, correspondant au régime thermoélastique, ou au contraire endommage le matériau, dans le régime d'ablation. En régime thermoélastique, l'élévation localisée de température induit une dilatation thermique qui génère des ondes élastiques dans le matériau, de volume ou de surface. Pour détecter ces ondes, on peut en particulier utiliser un vibromètre laser, qui permet de mesurer un déplacement sans contact et dans une large bande de fréquences.

Une fois générées, les ondes sont affectées au cours de leur propagation dans le milieu de multiples façons. Le contenu fréquentiel de l'onde peut par exemple se modifier sous l'effet de la dispersion, où sa vitesse varie en fonction de la fréquence, ou de l'atténuation, généralement plus marquée aux hautes fréquences en conservant les basses fréquences. L'onde peut être diffusée par un diffuseur unique, un défaut, ou dans un milieu hétérogène par des diffuseurs multiples. La vitesse de l'onde peut varier en fonction de la direction de propagation dans un matériau à microstructure anisotrope. Pour une étude approfondie de la génération et la propagation des ondes élastiques, le lecteur intéressé peut se reporter aux livres de référence [80–83]. La propagation des ondes dans le matériau donne une information importante sur les propriétés et la qualité du milieu de propagation. C'est pourquoi l'étude de leur propagation trouve de nombreuses applications dans le domaine du contrôle non destructif.

Applications au contrôle non destructif et à la caractérisation de matériaux

Le contrôle non destructif (CND) désigne l'ensemble des techniques qui permettent d'inspecter et d'évaluer l'état de santé d'une structure sans la dégrader. Il peut être mis en œuvre

pendant sa fabrication, pour suivre la formation d'éventuels défauts *in situ*, ou après fabrication, pour contrôler la capacité de la structure à assurer sa fonction. Ce contrôle passe généralement par la localisation d'un ou plusieurs défauts, leur dimensionnement, et l'identification de leur nature. Les méthodes existantes sont basées sur l'utilisation de phénomènes physiques variés, comme l'utilisation des rayons X, des courants de Foucault, des rayonnements infrarouges, et des ondes élastiques. Le contrôle par ultrasons est l'une des méthodes d'évaluation les plus communes pour détecter un défaut interne ou de surface. Ce contrôle actif consiste à émettre une onde ultrasonore à la surface d'une pièce, et étudier son interaction avec de potentiels défauts. Les ondes élastiques sont également très utilisées pour un contrôle passif, par l'étude de l'émission acoustique basée sur la génération d'ondes par l'apparition soudaine d'un défaut. Dans ce dernier cas, seul un système de réception est nécessaire.

Si de multiples techniques par ondes de volume ont été développées pour la détection de défauts, la méthode pulse-echo reste une des plus classiques, depuis son introduction à l'inspection de matériaux dans les années 1940. Cette méthode est basée sur la réflexion d'une partie de l'onde incidence par une hétérogénéité, renvoyant un écho qui est capté par une sonde réceptrice. L'amplitude de cet écho, le temps de propagation associé et son contenu fréquentiel sont étudiés pour caractériser le défaut. Dans le cas d'une hétérogénéité de petites dimensions, une grande partie de l'onde continue sa propagation dans le matériau, jusqu'à arriver à sa limite, où elle se réfléchit au moins partiellement, en fonction des caractéristiques de l'interface. Les figures 1.16a et 1.16b illustrent cette méthode. Le temps de vol de l'onde au réflecteur permet de le localiser, en connaissant la vitesse de l'onde dans le matériau [84].

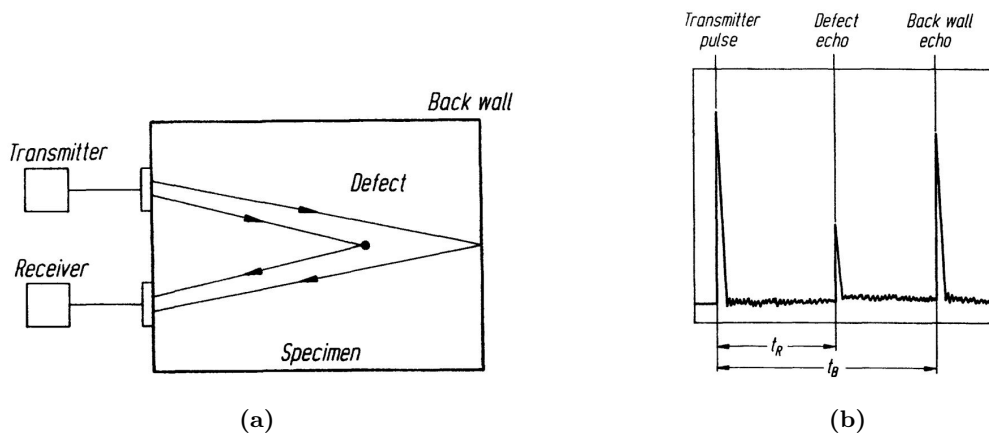


Figure 1.16 – Principe de la méthode pulse-echo, extrait de Krautkrämer *et al.* [84] : (a) Génération d'ondes dans un matériau à inspecter, réflexion par le défaut captée par le récepteur et (b) Visualisation des échos reçus par un système d'acquisition, où t_R et t_B représentent respectivement le temps de propagation de l'onde au réflecteur et à la paroi arrière de l'échantillon, et retour au récepteur.

L'estimation fine de la vitesse de l'onde est capable de caractériser le matériau d'inspection, comme par exemple la détermination du taux de porosité dans des porcelaines, la teneur en humidité des plastiques, ou l'orientation des grains d'un métal, en caractérisant les constantes élastiques du milieu. L'étude de la diffusivité et de l'atténuation de l'onde permet également d'identifier les hétérogénéités du matériau, et de caractériser la taille des grains. Pour une étude approfondie, le lecteur intéressé peut s'orienter vers les livres de références [84, 85] La plupart de ces techniques ont d'ailleurs été utilisées en fabrication additive pour inspecter des matériaux après fabrication [86].

1.5.2 Monitoring des procédés de fabrication additive par ultrasons

L'étude de la propagation des ultrasons commence à se répandre pour le monitoring *in situ* de différents types de fabrication additive. En contrôle actif, la plupart des techniques sont consacrées à la détection de défauts en temps réel comme des fissures, des délaminations, des signes de l'effet de *balling*, et en particulier la formation de différents types de porosités.

Concernant le contrôle actif du procédé LPBF, Rieder *et al.* ont implémenté un dispositif ultrasonore pour suivre la fabrication d'une pièce à partir de poudre d'inconel 718 [4,87]. Un transducteur piézoélectrique a été collé sur la surface inférieure du plateau de fabrication, comme le montre la figure 1.17a, afin de générer et recevoir des ondes longitudinales dans une pièce cylindrique en cours de construction. Ce capteur a une fréquence de résonance centrée à 10 MHz, et un système d'acquisition adapté permet d'enregistrer des signaux ultrasonores de résolution temporelle de 4 nanosecondes. Une première étude a été menée avec ce système sur un cylindre de 20 mm de hauteur élaboré avec un défaut, représenté par une sphère de 2 mm de diamètre remplie de poudre métallique non fondue, avec une acquisition totale sur une durée totale de 90 min. La température de la chambre de fabrication, et du plateau, ont été stabilisées à 80°C, avant d'acquérir des signaux ultrasonores. Si le défaut est peu visible sur les signaux acquis, Rieder *et al.* observent une augmentation du temps de vol de l'onde pendant une phase de fusion et solidification, illustré par la figure 1.17b, qu'ils associent à un ajout de couche de poudre.

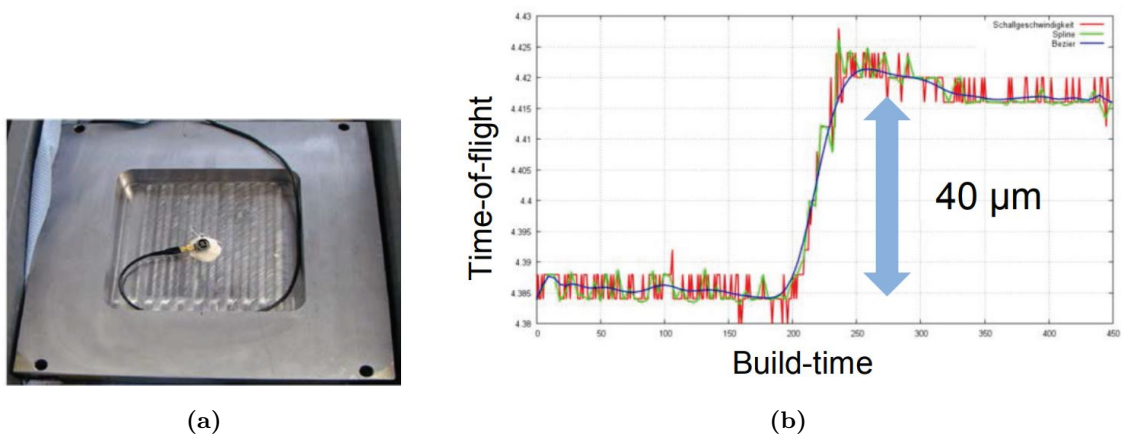


Figure 1.17 – (a) Installation d'un capteur piézoélectrique sous le plateau de fabrication, permettant de générer et d'enregistrer des signaux ultrasonores pendant la fabrication d'une pièce cylindrique, et (b) Evolution du temps de vol au cours d'un cycle de fusion et solidification d'une couche de poudre. Extrait de Rieder *et al.* [4].

Une seconde étude a porté sur la sensibilité des ultrasons à la formation de porosités au sein de la pièce par variations de la puissance laser. Le même dispositif expérimental a permis de suivre l'élaboration d'une seconde pièce cylindrique, au cours de laquelle la puissance laser a été modulée de manière à générer des porosités sur plusieurs couches. Plus précisément, les premiers 5 mm de la pièce ont été fusionnés à une puissance laser connue pour permettre l'élaboration de matériaux denses, puis cette puissance a été réduite à 50% sur 2 mm de hauteur. Les 5 mm suivants ont également été fusionnés à puissance nominale, puis les 2 mm suivants sont fusionnés avec une puissance laser réduite à 25%, comme le

montre le schéma central de la figure 1.18. Celle-ci compare les signaux enregistrés pendant toute la fabrication de ce cylindre avec sa microstructure observée par tomographie rayons X. L'évolution du signal ultrasonore en fonction du temps de fabrication, ou B-scan, met en évidence le déplacement de l'écho réfléchi par le sommet du cylindre avec une hauteur croissante du cylindre pendant la première partie de sa fabrication, avant l'atteinte d'un plateau. La confrontation de ces signaux avec la microstructure de la pièce permet de repérer des variations dans les signaux ultrasonores dans les sections poreuses. Aux interfaces entre la section poreuse à 3% et sections denses, de faibles réflexions sont observables. Une plus forte réduction de la puissance laser conduit à la formation d'un taux de porosité plus important, autour de 30%. A cette interface, la plupart de l'énergie ultrasonore est réfléchie, et l'écho du sommet du cylindre n'évolue plus avec la construction de la pièce.

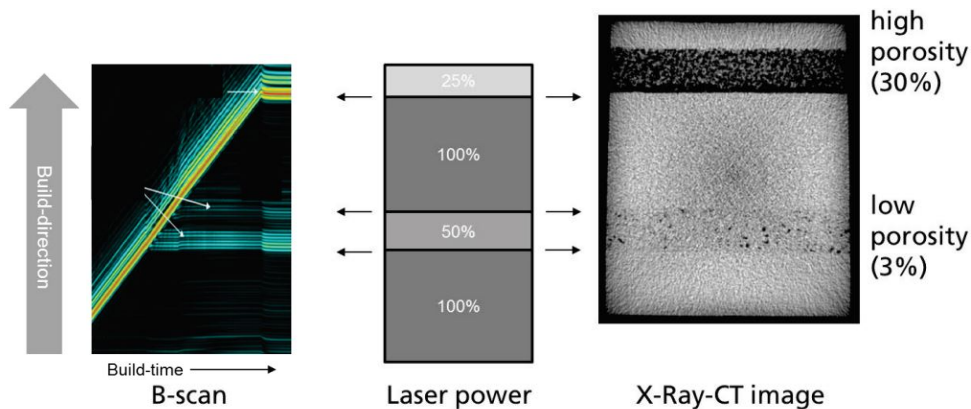


Figure 1.18 – Comparaison des B-scans ultrasonores enregistrés pendant l'élaboration d'une pièce cylindrique par procédé LPBF, avec sa microstructure évaluée par tomographie. Extrait de Rieder *et al.* [4].

Pour un contrôle actif, la génération d'une onde élastique par laser est également envisagée pour le suivi du procédé LPBF. Les travaux de Smith *et al.* et de Pieris *et al.* étudient le potentiel de la technique de spectroscopie acoustique à résolution spatiale (SRAS) pour la surveillance *in situ* des pièces. Cette technique d'ultrasons laser consiste à générer à l'aide d'un premier laser des ondes de surface, reçues par un second laser, afin de mesurer les propriétés élastiques d'un matériau. La SRAS a été testée sur plusieurs pièces après construction, fabriquées à partir de différentes puissance laser et stratégie de balayage. Des variations de vitesse de l'onde de surface selon les échantillons captées par la SRAS montrent que cette technique peut être adaptée à la détection de modification de la microstructure *in situ* du processus de fabrication [88, 89].

De nombreuses études se consacrent au contrôle passif du procédé, notamment par émission acoustique. Elle peut se faire à l'aide de différents types de capteurs, et est associée à des méthodes deep-learning pour la détection *in situ* des défauts. Eschner *et al.* ont mesuré des signaux pendant l'élaboration de 18 cubes simultanément en installant un transducteur piézoélectrique sous le plateau. Ces mesures sont couplées à un réseau de neurones artificiel, pour établir une classification des signaux déformés en fonction de la puissance laser utilisée pour le procédé [90]. Des techniques de détection dans l'air sont également adoptées. Ye *et al.* ont installé un microphone, avec une réponse en fréquence en-dessous de 100 kHz, dans la chambre de fabrication pour capter les déformations de signaux au-dessus du bain de fusion,

où la densité de l'air est fluctuante. Un algorithme de deep-learning type deep belief network établit une classification de ces signaux temporels et de leurs spectres en fonction des types de défauts de *balling*, fissure ou surchauffe [91]. Les travaux de Shevchik *et al.* s'intéressent à des mesures par microphone, mais également par réseaux de Bragg, pour les classer en fonction du taux de porosité, et identifier des caractéristiques fréquentielles propres aux phénomènes de *balling*, *lack-of-fusion* et *keyhole* par réseau de neurones [92, 93].

Au-delà du procédé LPBF, la plupart de ces techniques ont également été étudiées pour d'autres procédés de fabrication additive métalliques, détaillées dans les revues [86, 94, 95]. Dans le cadre des procédés WAAM et DED, des techniques de monitoring par phased array ont été explorées pour le contrôle de fissures et de porosités *in situ*, avec l'utilisation de capteurs multi-éléments sous plateau ou en surface du bain de fusion une fois solidifié [96, 97].

Parmi celles-ci, une étude menée par Nadimpalli s'intéresse à un système similaire à celui de Rieder *et al.* dans le procédé de consolidation par ultrasons, qui consiste à laminer des fines feuilles de métal l'une après l'autre sur un plateau de fabrication ou substrat par vibrations ultrasonores générées avec une sonotrode. Il propose un modèle de propagation d'onde longitudinale pour milieu stratifié, dans lequel chaque interface entre feuilles déposées est modélisée comme un ressort. La confrontation de ce modèle à des mesures expérimentales expose un résultat intéressant : l'écho réfléchi par le sommet de la pièce se déplace en fonction de sa fabrication. Une augmentation du temps de vol d'une couche à l'autre est également mise en évidence. La figure 1.19 montre les signaux ultrasonores reçus, ainsi que le temps de vol associé à l'écho de fond. Nadimpalli adapte par la suite ce modèle au procédé LPBF et confirme le comportement de l'onde dans la configuration de Rieder *et al.* de la figure 1.18 : le signal modélisé présente une réflexion aux interfaces entre section à faible porosité et sections denses [98].

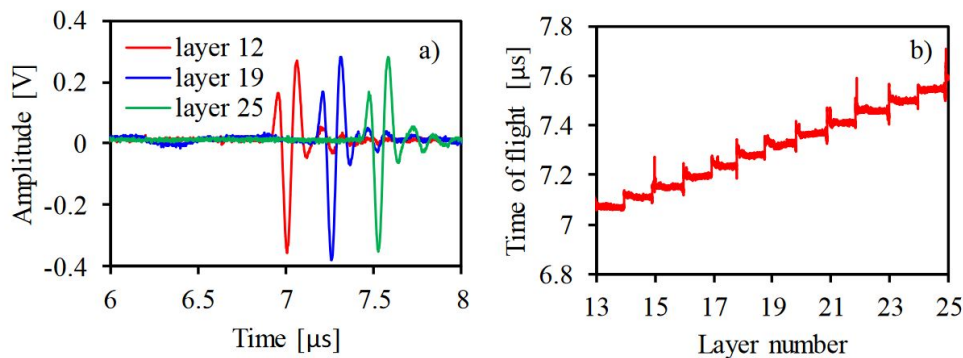


Figure 1.19 – (a) Signaux ultrasonores reçus après laminage de plusieurs feuilles de métal et (b) Evolution du temps de vol en fonction de la couche. Extrait de Nadimpalli [98].

1.5.3 Méthodes de thermométrie par ultrasons

Les ondes élastiques sont également affectées par des variations de température de leur milieu de propagation. Ce mécanisme est à la base du développement de techniques de détermination du champ de température dans une pièce à partir de mesures de temps de vol. La mise en œuvre des techniques de thermométrie par ultrasons repose aujourd'hui sur la

dépendance de la vitesse des ondes à la température, qui a été observée dans de nombreux milieux [99, 100]. Dans le cas de métaux, la vitesse de l'onde diminue avec la température, et peut être considérée comme décroissant quasi-linéairement avec la température du milieu [101–103]. Ce résultat est exprimé par la relation :

$$v = -aT + b, \quad (1.9)$$

où v est la vitesse de l'onde, et T la température du milieu de propagation. Les coefficients a et b sont propres à chaque matériau et sont la plupart du temps déterminés expérimentalement, en mesurant la vitesse d'une onde se propageant dans un milieu chauffé à plusieurs températures.

Dans un milieu à température non homogène, une telle variation de vitesse affecte une mesure de temps de vol t_v dans le milieu inspecté. Dans un domaine uni-dimensionnel d'axe (Oz), le temps de propagation d'une onde de vitesse v émise au point $z = 0$, et se réfléchissant au point $z = L$ est défini par la relation :

$$t_v = 2 \int_0^L \frac{dz}{v(z, T)}. \quad (1.10)$$

Néanmoins, la mesure de temps de vol ne permet pas de déterminer localement le champ de vitesse, et donc le champ de température, étant donné que c'est une grandeur intégrée. C'est pourquoi la thermométrie par ultrasons nécessite de coupler une mesure de vitesse à un modèle inverse pour reconstruire le gradient de température. Cependant, cette reconstruction est par nature un problème mal-posé mathématiquement, puisque plusieurs distributions de température peuvent engendrer une même valeur de mesure expérimentale. Ce problème à plusieurs solutions a fait l'objet de nombreuses études, notamment dans l'optique de reconstruire la condition aux limites du domaine responsable des variations de température de l'objet étudié [104–106], comme un flux de chaleur par exemple. Pour définir une solution unique, il convient de définir un modèle représentatif du système expérimental étudié, et de choisir une méthode de régularisation adaptée pour bien poser le problème inverse, qui consiste généralement à définir et minimiser une fonction coût J .

De multiples techniques de thermométrie par ultrasons ont donc été développées, en fonction du système étudié et de la méthode de régularisation choisie. Dans un solide métallique, Ihara *et al.* développent un modèle 1D de diffusion de chaleur par conduction pour représenter l'évolution du gradient thermique dans un barreau d'aluminium chauffé en une extrémité, comme représenté sur la figure 1.20a. Un transducteur piézoélectrique émet simultanément une onde de cisaillement en pulse-echo à l'autre extrémité du barreau, centrée à 2 MHz. La vitesse de l'onde est calculée en mesurant les temps de vol des deux premiers échos du pulse face au sommet du barreau pour estimer précisément t_v , comme le montre la figure 1.20b.

Parallèlement, Ihara *et al.* proposent un modèle 1D de diffusion de chaleur par conduction, selon l'équation 1.5 pour la plaque, qui est ensuite discrétisée selon le schéma des différences finies de la figure 1.21a. La résolution du problème inverse consiste à approcher la mesure de temps de vol t_{exp} en formulant la relation 1.10 sous forme de somme, à partir de la formule des trapèzes. Le temps de vol calculé t_{sim} s'exprime donc comme une somme de l'inverse de la vitesse de l'onde en chaque nœud du maillage. La fonction coût est minimisée simplement en égalant temps de vol calculé et mesuré. En connaissant les coefficients de vitesse a et b

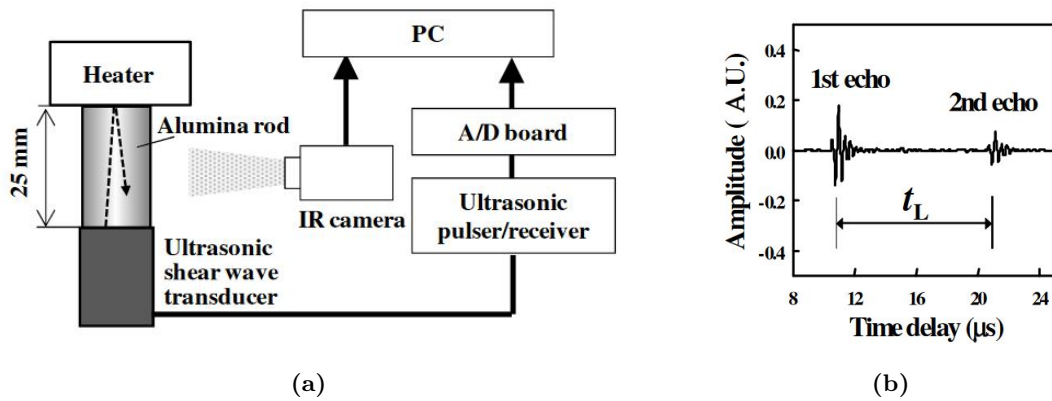


Figure 1.20 – Reconstruction d'un champ de température dans un barreau d'aluminium par Ihara *et al.* [5] : (a) une extrémité du barreau est chauffée, pendant qu'un pulse est émis à l'extrémité opposé par un transducteur PZT. (b) Celui-ci enregistre les échos de deux allers-retours du pulse dans la hauteur du barreau, pour estimer le temps de vol t_v .

associés au matériau de la plaque d'acier, la vitesse de l'onde à l'extrémité chauffée peut être de cette manière calculée en fonction de la vitesse de l'onde aux autres nœuds et de la mesure de temps de vol. En réalisant ainsi des mesures de vitesses d'onde toutes les 0.2 s, l'algorithme mis en place permet de suivre en temps réel l'évolution de la température à la surface chauffée d'un barreau d'aluminium, et donc le gradient thermique dans toute sa hauteur. La figure 1.21b montre le champ de température évalué à plusieurs temps d'observation, ainsi que la comparaison avec des mesures de caméra infrarouge. Ihara *et al.* ont adapté cette méthode pour suivre des températures en surface, à partir d'ondes de surface, et des températures internes, à l'aide d'ondes de volume, transverses et longitudinales [5].

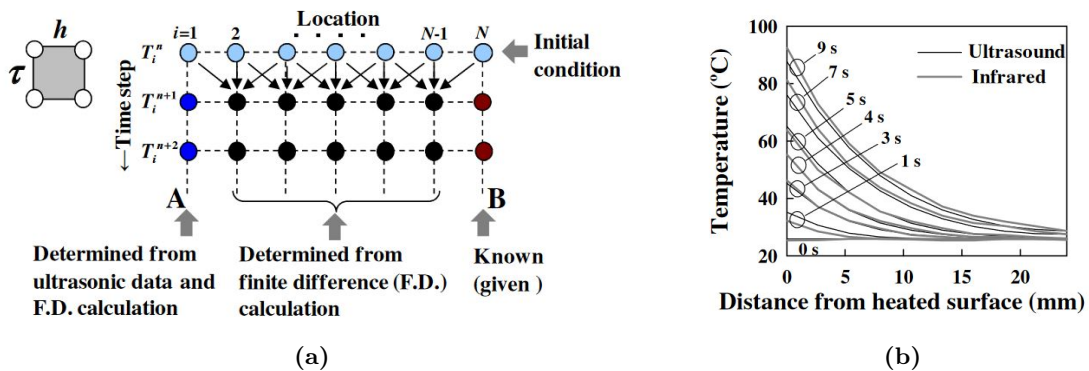


Figure 1.21 – Reconstruction d'un champ de température dans un barreau d'aluminium par Ihara *et al.* [5] : (a) une extrémité du barreau est chauffée, pendant qu'un pulse est émis à l'extrémité opposé par un transducteur PZT. (b) Celui-ci enregistre les échos de deux allers-retours du pulse dans la hauteur du barreau, pour estimer le temps de vol t_v .

Dans une configuration de plaque d'acier soumise uniformément à une extrémité à un flux de chaleur variable, Shi *et al.* proposent une autre méthode permettant également de remonter au champ de température interne. Un transducteur électromagnétique émet une onde de cisaillement à l'extrémité opposée, de manière à se réfléchir à la surface chauffée. Plusieurs temps de vol t_{exp} sont ainsi mesurés par pulse-echo successivement pendant les étapes de

chauffage et refroidissement. Parallèlement, un modèle de diffusion de chaleur par conduction en 1D est établi, en choisissant des conditions aux bords adaptées à la configuration expérimentale de la plaque. Ce modèle calcule le champ de température transitoire pour un flux de chaleur donné, et le temps de vol de l'onde associé. Le modèle inverse est résolu par la méthode du gradient conjugué et équation adjointe, en minimisant une fonction coût définie à partir de la somme de la différence entre mesure et simulation de temps de vol sur toute la durée de l'expérience. Le flux de chaleur au bord de la plaque, et donc le champ de température transitoire sont reconstruits à partir de l'historique thermique et acoustique complet de la plaque. Cette méthode est moins adaptée à un suivi en temps réel, mais la reconstruction du gradient thermique est moins sensible aux incertitudes liées à la mesure de temps de vol [107].

Zhang *et al.* ont comparé le modèle de Shi *et al.* à un modèle inverse simplifié, qui suppose que le champ de température est linéaire dans un domaine 1D. Si le modèle direct ne change pas, le problème inverse proposé est très facile à mettre en œuvre, et moins coûteux en termes de temps de calcul. Il reste moins performant que celui proposé par Shi *et al.*, mais malgré l'hypothèse forte d'une distribution linéaire de la température dans l'espace, la reconstruction de la température à l'extrémité chauffée est assez précise dans le cas de variations lentes de température [108]. De plus, cette reconstruction ne nécessite qu'une unique mesure de temps de vol. D'un point de vue expérimental, un résultat également intéressant est la qualité des mesures de temps de vol par transducteur PZT, nettement moins bruitées qu'avec un transducteur électromagnétique, qui réduiront donc les erreurs dans la reconstruction de la distribution de température.

Des techniques de thermométrie très variées sont également développées dans tout type de milieu. Dans sa thèse, Massacret développe des modèles de diffusion thermique et de propagation d'onde longitudinale en sodium liquide, adaptés pour la surveillance du cœur d'un réacteur à neutrons rapides [109]. Il est intéressant de noter que la thermométrie par ultrasons trouve de nombreuses applications pour l'évaluation du champ de température dans des tissus biologiques, notamment dans le traitement de cancers par hyperthermie [110–112]. Cette technique reste difficile à mettre en œuvre dans ces cas-là, car les relations entre vitesse des ondes, dilatation thermique et température sont complexes à déterminer *in vivo*. De très bons résultats sont cependant obtenus sur des fantômes de tissus homogènes, dont la dépendance de la vitesse des ondes en température est connue. D'autres techniques sont donc développées dans ce cas, basées sur l'étude de l'atténuation des ondes, ou leur rétrodiffusion dans le cas de tissus multi-diffuseurs.

Conclusion et objectifs

Avec le recours croissant aux procédés de fabrication additive et plus particulièrement au procédé de fusion laser d'un lit de poudre dans un contexte industriel, la question de la détermination du champ de température dans une pièce en cours de fabrication est fondamentale pour la mise au point de pièces sans défauts et aux propriétés idéales. La mesure *in situ* de cette grandeur n'est pas évidente, car les techniques actuelles par capteurs infrarouges et thermocouples ne permettent qu'une mesure en surface de la pièce. Or, l'étude de la propagation d'ultrasons à travers cette pièce présente un intérêt tout particulier pour la mesure interne du champ de température, qui a déjà été mise en œuvre. De plus, des méthodes de pulse-echo ont déjà été implémentées pour la détection de défauts dans une

pièce en cours de fabrication. Ce projet de thèse se propose donc d'étudier la faisabilité et la mise au point d'une méthode de thermométrie par ultrasons par pulse-echo dans une pièce en cours de construction par procédé LPBF. Le travail effectué s'articule autour de deux thématiques : une partie expérimentale, avec la mesure de temps de vol sensibles à la température en machine, et le traitement des données pour permettre une vision globale du champ de température dans la pièce, ainsi qu'une partie numérique, permettant de caractériser les évolutions du temps de vol et du champ de température.

Dans cette optique, des mesures de temps de vol d'ondes longitudinales en machine LPBF sont menées dans le chapitre 2. Un dispositif similaire à celui de Rieder *et al.* est mis en place, pour mesurer par pulse-echo des temps de vol dans des pièces cylindriques de différentes dimensions, et fabriqués à partir de différents matériaux. Des capteurs infrarouges et thermocouples mesureront en parallèle des variations de température, respectivement à la surface de la pièce et sous plateau. Le chapitre 3 présente les résultats des mesures à l'échelle de la pièce et de la couche individuelle, et propose une première analyse des phénomènes de transfert de chaleur en lien avec les mesures de température réalisées simultanément. Cette approche est complétée au chapitre 4 par le développement d'un modèle numérique, thermique et ultrasonore. Les résultats de simulation sont confrontés aux mesures expérimentales, afin d'estimer et optimiser les paramètres fondamentaux pour la modélisation du système. Ce manuscrit pose donc les bases en vue du développement d'une technique de thermométrie par ultrasons pour le procédé LPBF.

Chapitre 2

Réalisation de mesures ultrasonores en mode pulse-echo pendant la fabrication de cylindres

Sommaire

Introduction	44
2.1 Sélection des matériaux de différentes diffusivités thermiques . .	44
2.1.1 Un matériau standard : l'Inconel 625	44
2.1.2 Un matériau bon conducteur de la chaleur : l'Aluminium AlSi7Mg0.6	46
2.2 Mise en œuvre d'une instrumentation multi-physique de machines LPBF	48
2.2.1 Instrumentation du plateau de fabrication, par un transducteur ultrasonore et des thermocouples	48
2.2.2 Mise en place d'instruments complémentaires au sein de la chambre de fabrication	50
2.2.3 Fabrications des cylindres, et acquisition des différents jeux de données	52
2.3 Traitement des mesures ultrasonores et thermiques acquises en machine LPBF	54
2.3.1 Analyse des mesures ultrasonores	54
2.3.2 Estimation des temps de vol	58
2.3.3 Analyse des données thermiques	62
Conclusion	64

Introduction

Afin de déterminer si l'évolution du champ de température dans un procédé de fabrication additive LPBF peut être caractérisée par une mesure du temps de vol dans une pièce en cours de fabrication, il est nécessaire de tout d'abord acquérir et traiter des signaux ultrasonores. Ainsi, l'objectif de ce chapitre est de réaliser des mesures en pulse-echo et de les traiter pour estimer un temps de vol à partir de chaque signal enregistré. Au-delà des temps de vol, qui sont l'objet principal de ce chapitre, des mesures thermiques complémentaires par caméra thermique et thermocouples sont effectuées simultanément.

Dans l'optique de caractériser le procédé lui-même plutôt que les matériaux fabriqués, ce travail se restreint à des pièces de géométrie simple, des cylindres à base circulaire. Néanmoins, afin d'étudier la capacité de la méthode à être utilisable sur des alliages métalliques variés, deux matériaux sont sélectionnés selon leur capacité à transporter la chaleur et sont présentés. Nous présenterons ensuite les deux machines LPBF utilisées dans le cadre de ce travail, et détaillerons l'installation des dispositifs multi-physiques permettant l'acquisition des signaux. Enfin, des premières observations des mesures ultrasonores obtenues sont commentées. L'analyse de l'ensemble de ces données sera approfondie au chapitre suivant.

2.1 Sélection des matériaux de différentes diffusivités thermiques

Pour pouvoir effectuer différentes mesures pendant la fabrication de pièces, il convient de choisir au préalable le matériau adapté à la construction par LPBF. De nombreux matériaux sont actuellement commercialisés et sont fréquemment utilisés pour ce type de procédé, un choix s'impose donc pour cette étude. Un critère apparaît cependant fondamental : la capacité à transporter la chaleur du matériau. Afin de mettre en évidence les effets de l'évolution du champ de température sur des mesures de temps de vol ultrasonores en machine LPBF, deux matériaux ont donc été choisis selon leur propriétés thermiques.

2.1.1 Un matériau standard : l'Inconel 625

Parmi les matériaux les plus couramment utilisés pour le procédé LPBF, on retrouve notamment les superalliages à base de nickel, tels que l'Inconel 625 et l'Inconel 718. Ces alliages sont appréciés d'une manière générale pour leur forte résistance à température et pression élevées, mais aussi leur résistance face à l'oxydation et à la corrosion. L'utilisation de l'Inconel 625 est en particulier très répandue dans le secteur maritime, en raison de sa résistance à la corrosion par l'eau de mer [113, 114]. Ces alliages présentent également une excellente capacité à être soudés, et sont donc particulièrement adaptés au procédé LPBF. Ce sont par ailleurs des matériaux à propriétés thermiques caractéristiques de nombreux alliages métalliques, notamment assez proches des aciers. C'est sur ce dernier critère que le superalliage Inconel 625 est sélectionné. Une machine 3D Systems ProX DMP 320 de la plateforme Additive Factory Hub au CEA Saclay, que l'on peut observer sur la figure 2.1, a été instrumentée et utilisée avec une poudre d'Inconel 625 de la marque LaserForm Ni625. La photo 2.1b permet en particulier de repérer la chambre de fabrication au-dessus du système à pistons.

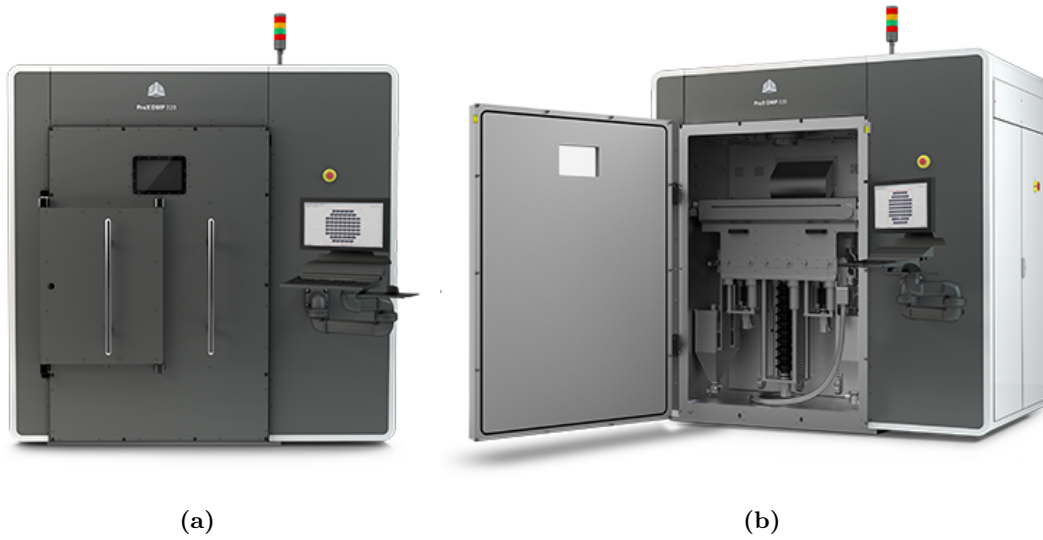


Figure 2.1 – Visualisation de la machine 3D Systems ProX DMP 320 choisie pour l'élaboration de pièces à partir de poudre d'Inconel 625 (a) Vue avec porte fermée et (b) Vue avec porte ouverte sur la chambre de fabrication.

La machine fonctionne avec une poudre d'Inconel 625 de la marque LaserForm Ni625, dont les caractéristiques sont données par le constructeur de la machine. La taille de ses particules est répartie comme suit : 10% des grains sont de diamètre inférieur à $19.2 \mu\text{m}$, 50% des grains sont de diamètre inférieur à $32.8 \mu\text{m}$, et 90% des grains sont de diamètre inférieur à $51 \mu\text{m}$, les pourcentages étant donnés en volume. La température de fusion est de 1350°C . La conductivité thermique ainsi que la densité du matériau sont connues : $\lambda = 9.8 \text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$, et $\rho = 8440 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$. La capacité thermique massique c_p n'est pas fournie par le constructeur, mais de nombreux autres constructeurs reportent des valeurs assez proches, entre 410 et $444 \text{ J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$. Une moyenne de ces valeurs est donc choisie pour la suite de cette étude : $c_p = 419 \text{ J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$. La constante de diffusion thermique D_{Inco} de ce matériau est alors donnée par la relation :

$$D_{Inco} = \frac{\lambda}{\rho c_p} = 2.8 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2\cdot\text{s}^{-1}. \quad (2.1)$$

Ce matériau a permis de fabriquer deux cylindres, que nous appellerons dans la suite de ce manuscrit cylindres 1A et 1B. Le premier cylindre 1A mesure 25 mm de diamètre, et 100 mm de hauteur. Il a été construit en déposant 1733 couches de poudre, pendant $12\text{h}20$ de fabrication. Un cylindre 1B a également été fabriqué, de 15 mm de diamètre et 50 mm de hauteur. Celui-ci a été construit en déposant 916 couches pendant une durée totale de $6\text{h}40$. La table 2.1 récapitule les paramètres utilisés pour la construction de ces deux cylindres. Ces paramètres ont été choisis selon les procédures validées par les équipes de la plateforme Additive Factory Hub (AFH) pour permettre l'élaboration de pièces denses.

Le laser balaye la surface des cylindres en bandes, selon une stratégie appelée "stripe", dans le même sens pour toutes les bandes donc "mono-directionnel" et effectue le contour du cylindre après la partie interne. Une rotation de la direction de lasage d'un angle de 45° est réalisée entre chaque nouvelle couche. De plus, afin d'éviter une accumulation de contraintes à la base de la pièce, et d'assurer une transition en douceur entre pièce et plateau, des para-

mètres de fabrications différents ont été sélectionnés, permettant de créer un support appelé "jupe" à la base de la pièce [115]. La figure 2.2 montre la modélisation de ce support par la machine avant fabrication des pièces. Ces échantillons sont construits sur un plateau d'acier 316L.

Paramètres	Valeurs
Puissance Laser (W)	253
Hatch Spacing (μm)	100
Vitesse de scan (mm/s)	900
Diamètre Spot Laser (μm)	60
Epaisseur de couche (μm)	60
Paramètres Jupe	Valeurs
Puissance Laser (W)	240
Vitesse de scan (mm/s)	2000

Table 2.1 – Paramètres de fabrication de la machine ProX

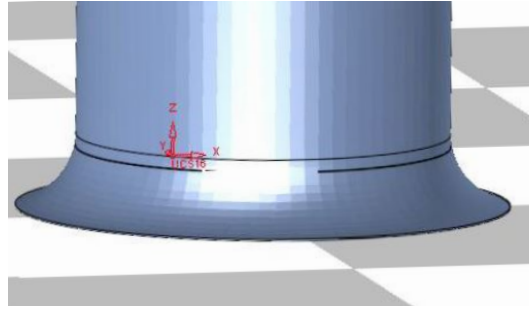


Figure 2.2 – Modèle du support de type "jupe" et de la base du cylindre 1A.

2.1.2 Un matériau bon conducteur de la chaleur : l'Aluminium AlSi7Mg0.6

Les alliages à base aluminium sont communément utilisés pour la construction de pièces par LPBF. Ces alliages ont l'avantage d'être relativement peu coûteux, et sont déjà répandus dans plusieurs secteurs de l'industrie. Dans les procédés de fabrication par lit de poudre, les alliages d'aluminium dits de fonderie, par opposition aux alliages de corroyage, sont très utilisés pour leur excellente capacité à être soudés, ainsi que leur forte résistance à la corrosion. De par leur légèreté, ils sont couramment utilisés dans l'industrie automobile et aérospatiale, et présentent donc un réel potentiel en fabrication additive. Cependant, la forte réflectivité de ces alliages, et donc une faible absorptivité laser dans la gamme de longueurs d'onde des lasers habituels dans les procédés LPBF, ainsi que l'oxydation des couches de poudre compliquent parfois le bon déroulement du procédé, conduisant à des pièces peu denses [116, 117]. Les alliages d'aluminium sont également connus pour leur conductivité et leur diffusivité thermique élevées. Si de nombreux travaux se concentrent sur les alliages AlSi10Mg et AlSi12, l'aluminium AlSi7Mg0.6 est lui aussi très utilisé, et a été choisi comme matériau à haute diffusivité dans notre étude. A cet égard, une machine Farsoon FS271M, disponible sur la plateforme Poudrinnov du CEA-Liten, a été sélectionnée, dont un aperçu de l'extérieur est montré par la figure 2.3.

La poudre d'aluminium AlSi7Mg0.6 utilisée dans ces travaux est fournie par l'entreprise Toyal, dont les valeurs des D10, D50, et D90 volume percentiles sont respectivement de $27 \mu\text{m}$, $40 \mu\text{m}$ et $59.5 \mu\text{m}$. Les propriétés mécaniques et thermiques de ce matériau ne sont cette fois pas données par le constructeur, mais la plupart des fournisseurs de poudre de cet alliage reportent des valeurs similaires. Les valeurs moyennes de ces données sont choisies pour la suite de cette étude : une conductivité thermique de $\lambda = 153 \text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$, une densité de $\rho = 2660 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$, et une capacité thermique massique $c_p = 927 \text{ J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$. La constante de diffusion D_{Al} thermique de cet alliage d'aluminium est donnée par la relation :

$$D_{Al} = \frac{\lambda}{\rho c_p} = 62 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2\cdot\text{s}^{-1}. \quad (2.2)$$



Figure 2.3 – Visualisation de l'extérieur de la machine Farsoon FS271M choisie pour élaborer une pièce cylindrique à partir de poudre d'aluminium AlSi7Mg0.6.

Ce matériau a été utilisé afin de construire un échantillon, appelé cylindre 2 dans la suite du manuscrit. Ce cylindre est moins haut que les précédents, il mesure 20 mm de diamètre, et 15 mm de hauteur. Il est composé de 494 couches, déposées pendant une durée totale de 2h30. La table 2.2 récapitule les paramètres du procédé utilisés. La puissance laser et la vitesse de balayage du laser ont là-aussi été sélectionnés afin d'assurer au cylindre 2 une densité satisfaisante. La stratégie de balayage du laser est la même que pour les pièces précédentes, à savoir un remplissage de la partie interne en "stripe" mono-directionnel et un contour externe, avec une rotation de la direction de balayage du laser de 45° entre chaque couche. Afin d'assurer une liaison solide avec le plateau, des paramètres de fabrication différents sont appliqués sur les premières couches. La première couche de poudre est fusionnée deux fois, avec une vitesse de scan réduite à 25 %. La vitesse de scan atteint progressivement la valeur de la table 2.2 au bout de quatre couches : la vitesse de scan est réduite à 50 % pour la deuxième couche, puis 75 % pour la troisième. La dernière couche déposée au sommet du cylindre est également lasée deux fois, pour améliorer l'état de surface en sortie de procédé. Dans cette machine, le plateau utilisé est composé d'un alliage d'aluminium 6XXX, qui n'est pas connu précisément, mais qui est composé essentiellement d'aluminium, de silice et de magnésium, tout comme l'alliage de la poudre. Une fois ces constructions programmées, les deux machines sont instrumentées à l'aide de différents dispositifs que nous allons maintenant présenter.

Paramètres	Valeurs
Puissance Laser (W)	200
Hatch Spacing (μm)	170
Vitesse de scan (mm/s)	1000
Diamètre Spot Laser (μm)	120-130
Epaisseur de couche (μm)	30

Table 2.2 – Paramètres de fabrication de la machine Farsoon

2.2 Mise en œuvre d'une instrumentation multi-physique de machines LPBF

Pour effectuer les mesures ultrasonores permettant de relier les évolutions du temps de vol et du champ de température dans les échantillons, l'instrumentation que nous avons utilisée est similaire à celle décrite par Rieder *et al.* [4]. Elle consiste à fixer un transducteur sur la face inférieure du plateau de fabrication. Son emplacement est aligné avec celui de la pièce à construire sur la partie supérieure du plateau, afin de pouvoir émettre et recevoir des ondes ultrasonores en mode pulse-écho, la réflexion de l'onde se faisant sur la face au sommet du cylindre en cours de construction. La figure 2.4 illustre le dispositif.

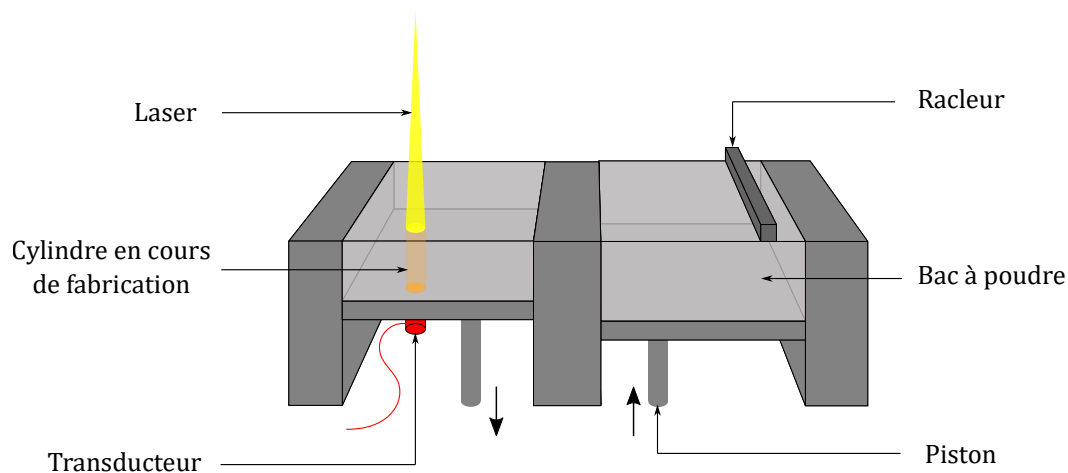


Figure 2.4 – Principe d'instrumentation de la chambre de fabrication d'une machine LPBF utilisé dans ce travail.

Des mesures de température sont parallèlement effectuées grâce à l'installation de deux appareils de mesure. Une caméra infra-rouge permet d'estimer les variations de température à la surface de la pièce chauffée par le laser. Des thermocouples sont installés sous le plateau de fabrication pour mesurer l'élévation de température ponctuellement, aux endroits où ils sont fixés.

La mise en place de ce dispositif complet au sein d'une machine LPBF est détaillée dans cette section, et peut se découper en plusieurs étapes. Il s'agit d'abord de fixer le transducteur et des thermocouples au plateau. L'installation de la caméra thermique peut ensuite s'effectuer dans la chambre de fabrication, avant de pouvoir finalement programmer le début des acquisitions et fabrications.

2.2.1 Instrumentation du plateau de fabrication, par un transducteur ultrasonore et des thermocouples

Pour la mesures de signaux ultrasonores en pulse-écho, un transducteur Panametrics générant des ondes longitudinales, présenté à la figure 2.5, a été choisi. Sa surface émettrice est de diamètre 25 mm, et de fréquence de résonance centrée à 5 MHz. La transmission des ondes dans le plateau est assurée par un couplant pour ondes de cisaillement Sofranel. Ce couplant a été choisi pour ses propriétés visqueuses, qui lui permettent de mieux fixer le

capteur pendant toute la fabrication qu'un couplant pour ondes longitudinales, plus aqueux, qui a tendance à sécher en cours d'expérience et doit donc être renouvelé. Ce transducteur est ensuite placé sous le plateau, à l'emplacement prévu pour le cylindre à construire. L'emplacement de la pièce sur le plateau est connu, puisqu'il est choisi par l'utilisateur de la machine, et est déterminé sous le plateau à l'aide d'un double décimètre. Le transducteur est maintenu de deux manières différentes dans le cas des fabrications 1 et 2.



Figure 2.5 – Transducteur Panametrics utilisé pour générer et recevoir des ondes longitudinales en machine LPBF.

Pendant les fabrications des cylindres 1A et 1B, deux aimants ont été utilisés pour fixer le transducteur sur la surface inférieure du plateau de fabrication. Une cale a été vissée sur ces aimants, permettant ainsi d'appliquer une force de pression sur le transducteur, et d'améliorer la transmission des ondes dans le plateau. Cette force devrait être a priori la même durant toute la fabrication d'un cylindre. Ce montage est illustré à la figure 2.6a.

Concernant la fabrication du cylindre 2, le transducteur a été fixé à l'aide de scotch aluminium et mis en compression par des cales placées sous le plateau à l'emplacement du transducteur. La figure 2.6b montre cette étape d'installation du dispositif. La force appliquée sur le transducteur n'est pas la même que celle appliquée durant les fabrications 1A et 1B, mais elle devrait également rester la même pendant toute la durée de l'élaboration du cylindre 2.

Sur la surface inférieure des deux plateaux de fabrications, deux thermocouples de type K ont été ajoutés, et permettent de mesurer des variations de températures près du transducteur. Ils sont reliés à un enregistreur de données multicanaux Novus FieldLogger, capable d'acquérir jusqu'à 8 signaux de thermocouples. Il a été réglé pour enregistrer deux valeurs de températures par seconde, avec une résolution de 0.1°C .

Pour la fabrication 1A et 1B, les thermocouples sont placés à des distances de 2.1 cm et 4.4 cm du centre du transducteur. Ils sont fixés à l'aide d'un aimant de taille plus importante, que l'on peut voir sur la figure 2.6a. Ces distances ont été déterminées à l'aide d'un double décimètre, il y a donc une incertitude de mesure de l'ordre de 1 mm. Concernant l'élaboration du cylindre 2, les thermocouples ont été placés respectivement au bord du transducteur et à une distance de 9.2 cm de son centre. Ils ont été fixés avec du scotch Kapton, qui permet une bonne isolation électrique à haute température, comme le montre la figure 2.6b.

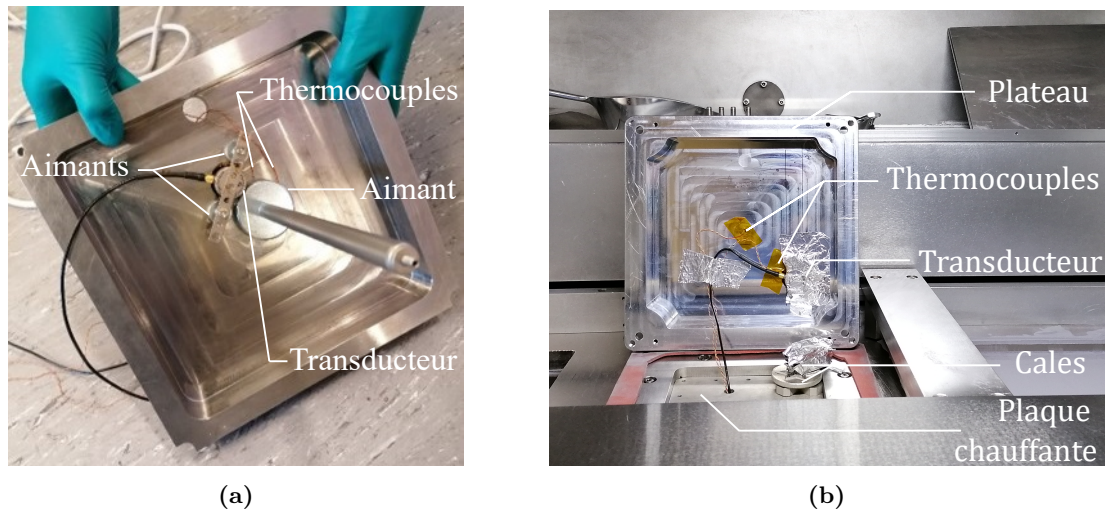


Figure 2.6 – Instrumentation des plateaux des fabrications (a) des cylindres 1A et 1B et (b) du cylindre 2.

Pour pouvoir réaliser cette instrumentation, il est important de noter que les plateaux ont été préalablement usinés. En effet, l'épaisseur des plateaux que nous observons sur les figures 2.6 a été réduite en leur centre afin de pouvoir accueillir les différents capteurs. Les plateaux habituellement utilisés ne disposent pas de renforcement comme observé sur les deux figures 2.6. De plus, le plateau de la machine 3D Systems a été percé afin de faire passer les différents câbles dans la chambre de fabrication. Le plateau de la machine Farsoon n'a pas nécessité cette opération, car les câbles sont insérés par le trou de la résistance thermique de la plaque chauffante située sous le plateau. Cette plaque sert dans certains cas à chauffer le plateau pendant une fabrication pour limiter le gradient thermique dans la pièce, mais elle n'a pas été utilisée ici.

2.2.2 Mise en place d'instruments complémentaires au sein de la chambre de fabrication

D'autres instruments de mesures ont également été ajoutés, afin d'obtenir des informations complémentaires au cours de l'élaboration des pièces. Dans un premier temps, une caméra thermique a été installée afin d'enregistrer les variations de température au niveau de la face supérieure des cylindres. Pour les fabrications 1A et 1B, une photodiode a également été placée dans l'enceinte de la machine, afin de repérer avec précision les instants où le laser est actif, et pouvoir positionner les variations de température et de temps de vol par rapport à la dynamique temporelle de l'apport de chaleur.

Une caméra thermique FLIR X8500sc est placée dans la chambre de fabrication de la machine 3D Systems afin d'enregistrer l'image de la surface du cylindre après réflexion sur un miroir, selon l'installation de la figure 2.7. Cette méthode permet d'éviter l'exposition directe de la caméra face au laser. L'émissivité de la caméra pour le matériau inconel a été fixée pour le processus complet à 0.4. La fréquence d'acquisition des images étant fixée à 10 Hz, et un cycle de fabrication durant en moyenne 25.8 s pour les fabrications 1A et 1B,

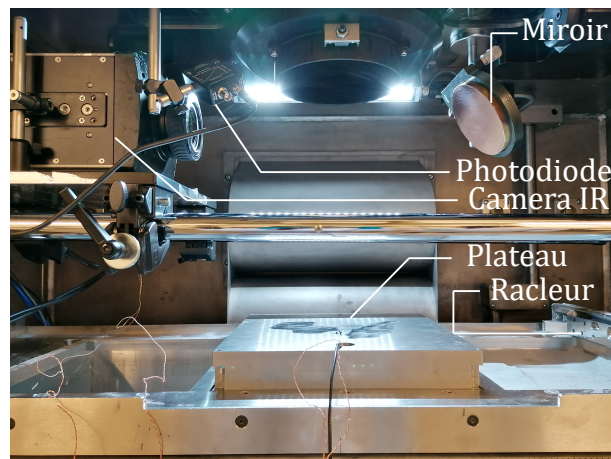


Figure 2.7 – Instrumentation de la machine 3D Systems ProX.

une moyenne de 258 images par couche construite est enregistrée. Une photodiode Thorlabs PDA100A2 a été fixée près de la caméra, afin de mesurer le niveau de luminosité dans la chambre de fabrication. Celle-ci est orientée vers la surface de la pièce, et le gain est réglé de manière à saturer le signal reçu lorsque le laser est activé. Le plateau est finalement inséré dans son bac respectif, comme illustré sur la figure 2.7. Il est intéressant de remarquer que les câbles des capteurs disposés sous le plateau passent dans la chambre à travers une ouverture dans le plateau. Tout comme ce plateau, le racleur a également été percé en amont de ces mesures, afin que les câbles n'entravent pas le déroulement de la fabrication.

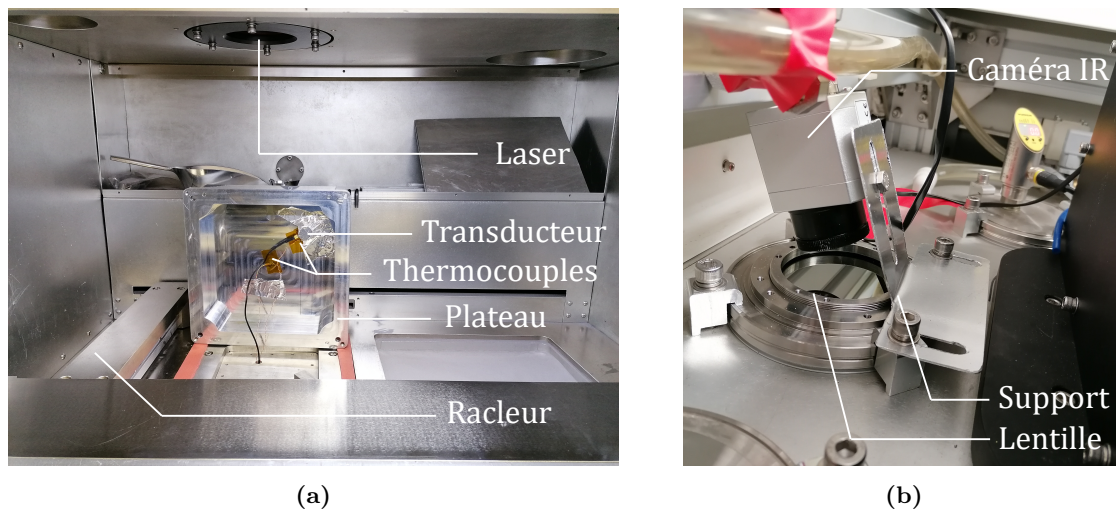


Figure 2.8 – (a) Installation du plateau dans la chambre de fabrication de la machine Farsoon et (b) de la caméra thermique au-dessus de la chambre.

Pour suivre l'élaboration du cylindre 2, une caméra infrarouge Optris PI 640i G7 a été utilisée. Contrairement au cas précédent, elle a été placée au-dessus de la chambre de construction, et observe la surface lasée de la pièce à travers une lentille de germanium, matériau couramment utilisé en imagerie infrarouge puisqu'il ne filtre pas les rayonnements optiques aux longueurs d'onde du laser de la machine. Cette lentille permet donc d'observer

ver les variations de température de façon optimale sans qu'il soit besoin de positionner le capteur dans la chambre de fabrication. Un support a été spécialement conçu pour fixer la caméra, de manière à être légèrement inclinée et avoir vue sur la surface du cylindre, comme on peut l'observer sur la figure 2.8b. L'émissivité de la caméra pour l'aluminium a été fixée à 1, et une framerate de 10 Hz permet d'acquérir en moyenne 180 images par cycle de fabrication. Le plateau est placé dans la chambre de fabrication, comme le montre la figure 2.8a, où il est retourné, et inséré dans l'espace qui lui est destiné, pour accueillir la fabrication à venir.

2.2.3 Fabrications des cylindres, et acquisition des différents jeux de données

Une fois les différents instruments de mesure installés au sein de la machine, l'acquisition des différents jeux de données peut commencer. Un soin particulier est accordé à la taille des données à enregistrer, qui ne doit pas être trop importante pour pouvoir suivre la fabrication complète d'un cylindre.

Tout d'abord, l'émission et la réception des signaux ultrasonores sont réalisées par un pulser-receiver Olympus 5072PR. Celui-ci est réglé de façon à émettre des pulses avec une énergie importante, et un amortissement relativement faible. Un filtre analogique passe-haut à 1 MHz a été appliqué sur les signaux reçus. Une carte PicoScope 6042S, contrôlée à l'aide d'un PC, permet de numériser les signaux reçus. Pour les fabrications 1A et 1B, la fréquence d'échantillonnage des signaux est de 52 MHz. La carte PicoScope émet également un signal de type porte au pulser-receiver, qui sert à déclencher l'émission des pulses. La Pulse Repetition Frequency (PRF) est de 10 Hz. La PRF ainsi que la fréquence d'échantillonnage sont limitées par la taille des données à enregistrer. En parallèle, la carte PicoScope acquiert le signal de la photodiode, avec la même fréquence d'acquisition. Pour des raisons qui ne sont pas encore tout à fait claires, mais qui pourraient être liées au vieillissement du couplant dans l'environnement de la machine ou à la dissipation d'énergie associée à la structure cristallographique à grains fins commune aux matériaux LPBF, l'amplitude du signal s'est avérée diminuer au cours de la fabrication. Par conséquent, le gain a été augmenté de 20 dB après 1h20 de fabrication pour le cylindre 1A, et de 15 dB après 1h de fabrication pour le cylindre 1B. La figure 2.9 présente le système d'acquisition.

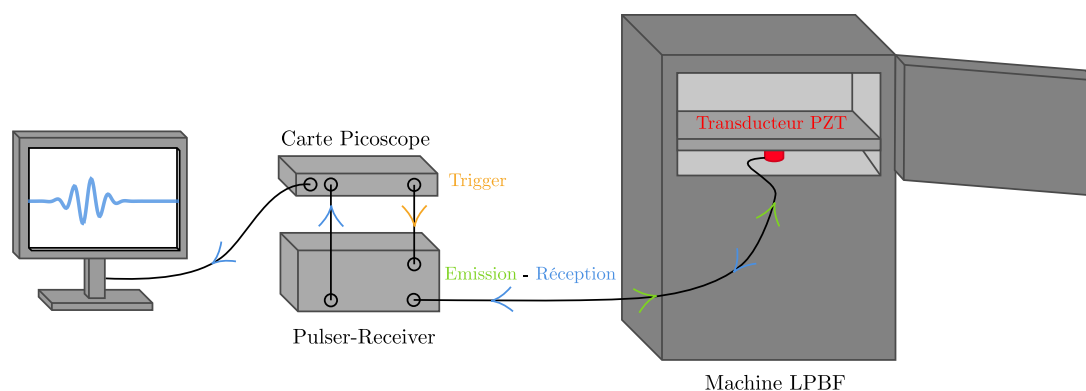


Figure 2.9 – Système d'acquisition des signaux ultrasonores dans une machine LPBF.

La carte PicoScope disposant d'une résolution de seulement 8 bits, la qualité des signaux enregistrés a été jugée insuffisante. Pour cette raison, l'acquisition des signaux a été améliorée pour la fabrication du cylindre 2, en apportant deux modifications. La première a été d'augmenter la fréquence d'échantillonnage à 156 MHz. Cette opération a été possible pour le cylindre 2 car, étant de plus petite hauteur, la taille des données à stocker était moins importante pour suivre la fabrication complète par rapport au cas de l'élaboration des cylindres 1A et 1B. Ce gain d'espace de stockage a été mis à profit pour augmenter la fréquence d'échantillonnage, et ainsi gagner en résolution temporelle. La seconde modification a été de moyenniser les signaux reçus, pour améliorer la résolution en amplitude. Ainsi, la PRF a été augmentée à 300 Hz, afin de moyenniser 20 signaux, et d'enregistrer 10 signaux par seconde. Comme pour les mesures réalisées dans la machine 3D Systems, l'amplitude du signal diminuait fortement au cours de la fabrication, un gain de 9 dB a été ajouté après 1h40 de procédé.

Les différents instruments de mesures mis en place dans les deux machines, les fabrications des cylindres peuvent commencer. Les machines sont inertées : on remplace progressivement l'air par de l'argon, et le procédé se lance lorsque le taux d'oxygène dans la machine descend au-dessous d'un seuil fixé par l'opérateur. Après plusieurs heures de procédé, les cylindres sont terminés.



(a)



(b)



(c)

Figure 2.10 – Processus de récupération des pièces fabriquées : (a) Démontage du plateau après la fabrication du cylindre 1A (b) Découpage du cylindre 2 et de son plateau grâce à une scie à ruban (c) Récupération des différents cylindres 1A, 1B et 2, de la gauche vers la droite.

Pour récupérer les échantillons, on accède à la chambre de fabrication de chaque machine,

qui est nettoyée de toute la poudre restante qui n'a pas été fusionnée lors de l'opération. Le plateau de fabrication peut ensuite être retiré de la machine, avec la pièce fabriquée fixée dessus, comme le montre la figure 2.10a. Pour cette fabrication, il est intéressant d'observer la présence de la jupe à la base du cylindre 1A. Les trois échantillons sont ensuite détachés de leurs plateaux respectifs. Pour cette étape, une scie à ruban a été utilisée pour découper les cylindres, comme le montre la figure 2.10b. Les plateaux sont fixés de manière à ce que la découpe soit réalisée au plus près de la base du cylindre. Après cette étape, les pièces détachées peuvent être observées sur la figure 2.10c. On peut noter que la découpe par scie à ruban a permis d'enlever une partie importante des jupes des pièces 1A et 1B, qui mesurent 100.89 mm et 50.95 mm de hauteur respectivement. L'échantillon 2 fait, quant à lui, 13.25 mm de hauteur après cette étape.

2.3 Traitement des mesures ultrasonores et thermiques acquises en machine LPBF

2.3.1 Analyse des mesures ultrasonores

Observation des signaux temporels, et de leur spectres

Observons tout d'abord les mesures ultrasonores réalisées. La figure 2.11 donne un aperçu de l'évolution des échos de l'onde en fonction du temps de fabrication. Les mesures effectuées pendant l'élaboration des cylindres 1A, 1B et 2, présentées respectivement aux figures 2.11a, 2.11b et 2.11c, montrent des évolutions assez similaires tout au long du procédé.

Dans le cas des trois acquisitions, le cylindre n'est pas encore construit lors de l'enregistrement du premier signal, à $t = 0$ h de fabrication. Les premiers échos observés à $t = 3.5 \mu\text{s}$ pour les fabrications 1A et 1B et à $t = 3.1 \mu\text{s}$ pour le cylindre 2 correspondent donc à la réflexion de l'onde longitudinale sur la surface supérieure du plateau. On remarque d'ailleurs les échos successifs de l'onde, qui arrivent à intervalles réguliers après la première réflexion. Une fois que les fabrications ont débuté, le premier écho du plateau est toujours visible, mais son amplitude est diminuée dès le début de la fabrication. C'est également ce qu'ont observé Rieder *et al.* dans leurs mesures [4]. Les réflexions multiples liées au plateau ont également une amplitude fortement diminuée, puisque qu'elles ne sont plus visibles sur les signaux très rapidement après le début du procédé. La présence de ce premier écho peut s'expliquer par la différence d'impédance acoustique entre les deux matériaux, puisqu'elles ne sont a priori pas les mêmes dans le cas des trois fabrications, entraînant ainsi une réflexion partielle des ondes élastiques.

On remarque également un écho de forte amplitude qui apparaît de plus en plus tardivement en fonction du temps de fabrication. Sur la figure 2.11c, cet écho semble se détacher petit à petit de la première réflexion du plateau, pour arriver à $t = 2.2$ h de fabrication, autour de $8.5 \mu\text{s}$. Cet écho correspond à la réflexion de l'onde au sommet du cylindre, qui évolue en fonction de la construction de la pièce L'amplitude de cet écho est de plus en plus diminuée au fur et à mesure de la construction, et on remarque les ajouts de gain à respectivement 1h et 1h40 de fabrication sur les figures 2.11b et 2.11c. D'autres réflexions sont également captées par le transducteur après l'écho généré par le sommet du cylindre, mais qui sont de

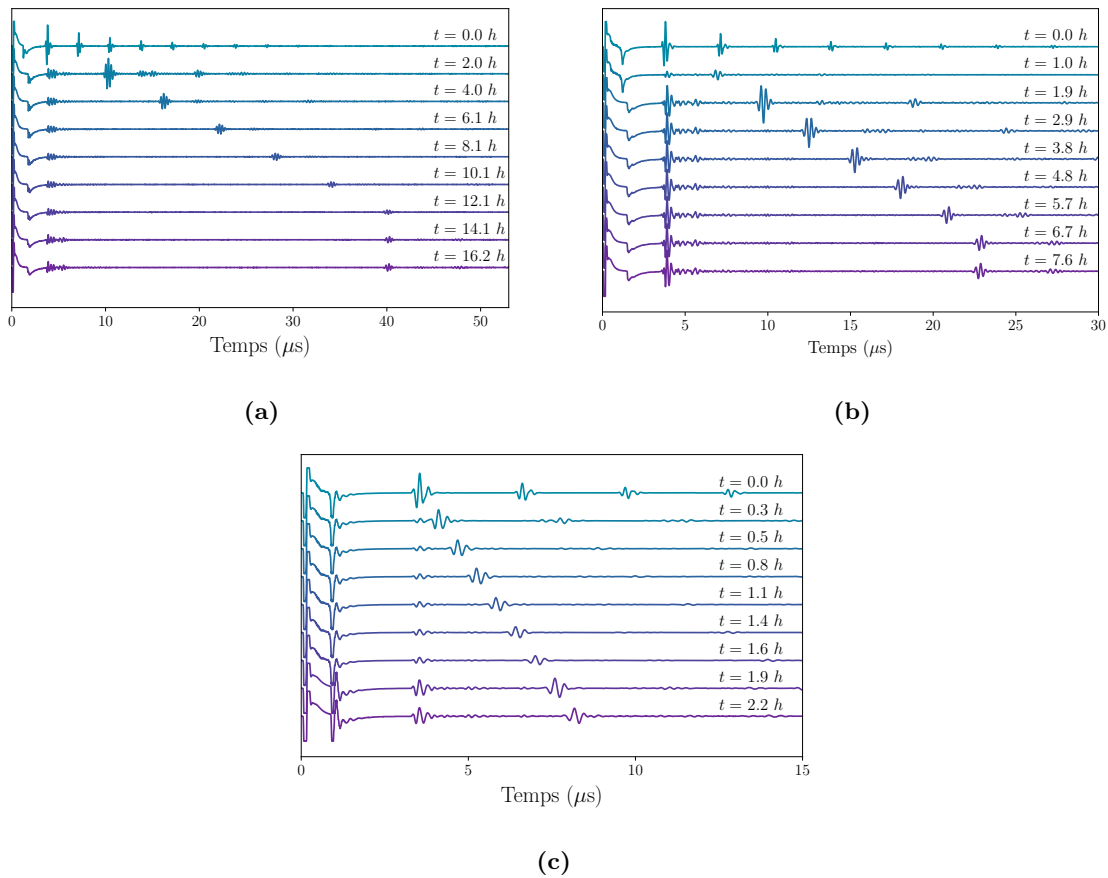


Figure 2.11 – Evolution des signaux ultrasonores pendant le temps de fabrication (a) du cylindre 1A (b) du cylindre 1B et (c) du cylindre 2.

très faible amplitude comparé à celui-ci. Leurs amplitudes diminuent également au fur et à mesure de la fabrication jusqu'à ne plus être perceptibles. Ces échos sont dus aux multiples passages de l'onde dans le cylindre, mais aussi aux réflexions sur les bords du cylindre, qui est de diamètre plus petit que le diamètre du transducteur. On peut notamment observer à $t = 2.0$ h de fabrication, une réflexion arrivant à $t = 19.4 \mu\text{s}$ sur la figure 2.11a, qui semble correspondre à un double aller-retour de l'onde entre le transducteur et le sommet du cylindre. C'est également le cas pour le pic de faible amplitude enregistré à $t = 7.75 \mu\text{s}$ au bout de 0.3 h de fabrication du cylindre 2, sur la figure 2.11c. Le signal permet ainsi de repérer un écho fixe, lié à la rupture d'impédance entre plateau et cylindre, ainsi qu'un second, lié à l'extrémité de l'échantillon qui évolue en fonction de sa construction, comme l'illustre la figure 2.12.

Un autre effet observable sur ces figures est la déformation du paquet d'onde après sa réflexion au sommet du cylindre. Cet effet peut être notamment lié à un déphasage de l'onde, associée à un trajet de l'onde plus long, particulièrement visible sur la figure 2.11b, et par une évolution des spectres fréquentiels de ces signaux. Les figures 2.13a, 2.13b et 2.13c montrent respectivement l'évolution du spectre de l'écho d'intérêt pendant la fabrication 1A, 1B et 2, à partir des signaux de la figure 2.11. En début de fabrication, le spectre présente un pic large bande, avec un maximum autour de 4 MHz, et un épaulement autour de 6 MHz. L'amplitude de cet épaulement est diminuée assez rapidement, et dès 15 min de fabrication il n'est plus visible, le pic principal s'amincit alors, et la fréquence centrale se déplace vers les basses

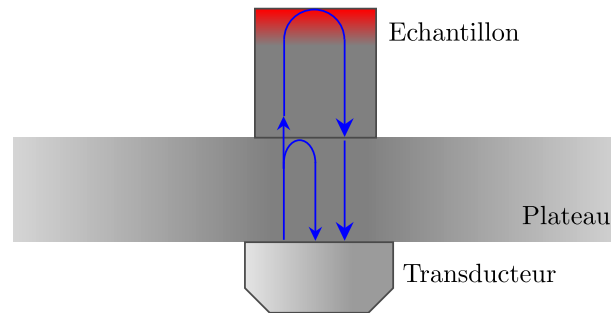


Figure 2.12 – Trajet effectué par l'onde au cours du procédé LPBF.

fréquences en début de fabrication, pour se stabiliser à des valeurs entre 3.2 et 3.3 MHz pour les trois fabrications. Ainsi, l'écho réfléchi par le haut du cylindre subit ainsi une forte atténuation dès le début du procédé, qui progresse ensuite plus lentement au fur et à mesure de la fabrication. A ce stade, aucune étude approfondie n'a été réalisée pour déterminer l'origine de ce phénomène, qui est cependant cohérent avec la fine microstructure des pièces fabriquées, typique des procédés LPBF. Néanmoins, ces premières observations donnent un bon aperçu de la propagation de l'onde dans un cylindre en cours de construction.

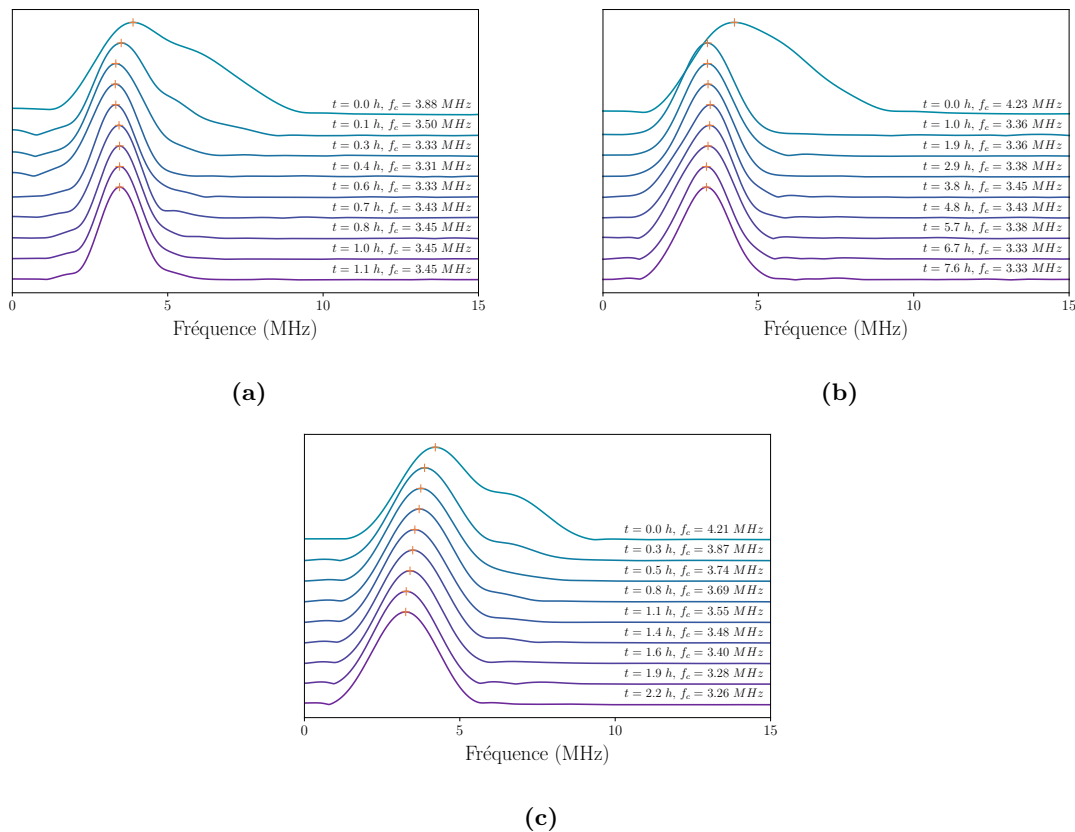


Figure 2.13 – Evolution des spectres d'amplitude normalisée, et des fréquences centrales des échos enregistrés pendant les temps de fabrication de la figure 2.11, pour (a) le cylindre 1A (b) le cylindre 1B et (c) le cylindre 2.

Répétabilité du protocole expérimental

Il est important de noter que d'autres fabrications de cylindres ont été suivies avec ce dispositif ultrasonore, mais que les signaux enregistrés sont difficilement exploitables. En effet, dans le cas de certaines fabrications, la réflexion du plateau et ses réflexions multiples ont une forte amplitude, et interfèrent avec la réflexion du cylindre. C'est le cas de la fabrication d'un cylindre réalisée à partir de poudre d'aluminium, avec la machine Farsoon, dont les signaux ultrasonores mesurés sont présentés sur la figure 2.14. Le cylindre construit est de mêmes dimensions que le cylindre 2, et les mêmes instruments de mesures ont été installés de la même façon pour suivre sa fabrication. La réflexion de l'onde sur la face supérieure du plateau a une amplitude plus importante sur ces signaux, que pour ceux observés précédemment. Il est d'amplitude similaire à l'écho correspondant au sommet du cylindre, compliquant l'extraction de l'écho lors la séparation des deux échos en tout début de fabrication, avant $t = 0.3$ h. De plus, les réflexions multiples de l'onde à la surface du plateau sont également de plus fortes amplitudes, et interfèrent avec la réflexion de l'onde au sommet du cylindre. C'est ce qu'on peut notamment observer entre 1.1 h et 1.7 h de fabrication sur la figure 2.14. Ces interférences compliquent le traitement des signaux ultrasonores, les données acquises pendant cette fabrication n'ont donc pas été traitées de manière approfondie dans la suite de cette étude. Ce phénomène peut être dû à plusieurs causes en lien avec le dispositif ultrasonore.

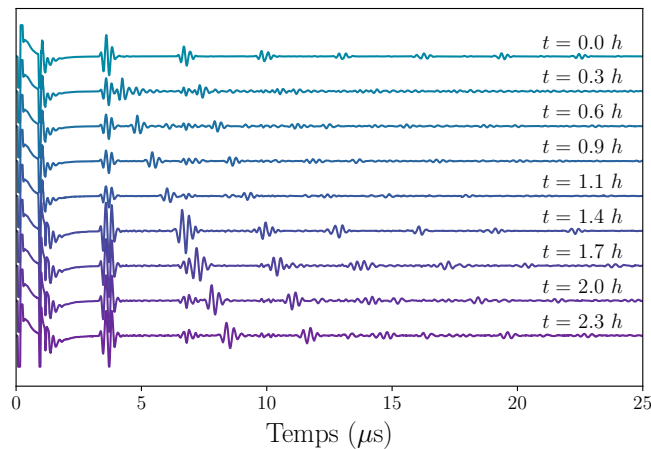


Figure 2.14 – Signaux ultrasonores enregistrés pendant la fabrication d'un cylindre en aluminium.

En effet, deux difficultés majeures ont été relevées pendant ces mesures. La première est de placer le transducteur avec précision dans l'alignement de la pièce à fabriquer. L'emplacement de la pièce sur le plateau de fabrication est choisi avant le début de la fabrication via le positionnement de la CAO. Le transducteur est ensuite placé à partir des bords du plateau à l'endroit correspondant à la CAO. Cependant, le diamètre de la pièce étant du même ordre de grandeur que celui du capteur, un alignement parfait entre transducteur et cylindre est difficile à obtenir. Pour certaines fabrications, un décalage entre transducteur et cylindre a été observé en fin d'élaboration, ce qui pourrait expliquer l'importance de l'amplitude de la réflexion du plateau face à celle du cylindre.

Une autre difficulté a été relevée concernant le couplant utilisé. En effet, celui-ci se dégrade dans le temps, mais surtout en fonction de la température. D'après le fabricant, la qualité du couplant Sofranel est assurée pour des températures ne dépassant pas 32°C, or nous verrons que les valeurs relevées par les thermocouples sous le plateau dépassent souvent ce seuil. Les propriétés du couplant peuvent donc varier au cours d'une fabrication, ce qui pourrait expliquer d'ailleurs l'ajout de gain nécessaire en cours de fabrication, au-delà de la perte d'efficacité des propriétés piézoélectriques à haute température [118]. De plus, la quantité de couplant appliquée n'est pas forcément la même à chaque fabrication, et n'est pas appliquée avec la même régularité. Cela pourrait contribuer aux variations d'amplitude de l'écho de fond du cylindre au cours de la fabrication.

Ce protocole expérimental pourrait donc être amélioré, notamment en étudiant les propriétés du couplant à haute température, et en contrôlant l'épaisseur de couplant déposée. La génération et l'acquisition des ondes pourrait également être envisagée par des capteurs haute température, ou par des techniques sans contact. Cependant, le dispositif mis en place est déjà capable d'enregistrer la première réflexion du pulse ultrasonore émis contre le sommet du cylindre, et de suivre son évolution pendant l'élaboration complète d'une pièce cylindrique. Il aurait été préférable de pouvoir disposer de plusieurs échos pour s'affranchir de l'incertitude liée au couplant, comme il est d'usage pour la mise en œuvre de la méthode de pulse-echo. Néanmoins, le suivi du premier écho que nous sommes parvenus à mesurer, appelé écho d'intérêt dans la suite, semble suffisant pour une démonstration de preuve de concept dans le cadre de ce travail. Notre intérêt se porte désormais sur le traitement de cet écho, avec pour objectif d'extraire un temps de vol à partir du signal acquis, ainsi que d'observer l'évolution de ce temps de vol au cours de la fabrication d'une pièce. Parallèlement, les mesures réalisées par caméra thermique, thermocouples et photodiode sont également analysées pour obtenir des informations complémentaires sur l'évolution du champ de température au sein d'une machine LPBF.

2.3.2 Estimation des temps de vol

L'objectif de cette section est de choisir la méthode de traitement du signal que nous utiliserons dans la suite de ce travail. Pour la sélection d'une méthode de traitement de signal, nous avons choisi de travailler sur les échos de plateau, dans la mesure où plusieurs réflexions successives, correspondant respectivement à un aller-retour et à un double aller-retour, pouvaient être observées. Dans cette optique, plusieurs techniques d'estimation du temps de vol dans le domaine temporel ont été étudiées et testées.

Tout d'abord, la méthode la plus classique est la méthode d'inter-corrélation, qui consiste à calculer la fonction d'inter-corrélation entre un signal reçu, et un signal de référence. Depuis sa généralisation en 1976, elle est très largement utilisée car elle permet entre autres d'améliorer la précision du temps de vol à partir de signaux bruités [119]. Cependant, son application peut être limitée dans le cas où l'onde subit une distorsion pendant sa propagation, en d'autres termes si l'écho est déformé par rapport au signal de référence. D'autres méthodes plus sensibles au bruit et aux interférences sont communément utilisées car elles sont simples à implémenter, comme repérer le maximum du signal, ou le maximum de son enveloppe. Une méthode appelée zero-crossing, consistant à repérer un point où le signal s'annule à partir d'un seuil, est également très utilisée. La figure 2.15 illustre ces trois dernières méthodes sur

le premier écho de plateau d'un signal acquis pendant le procédé 1A.

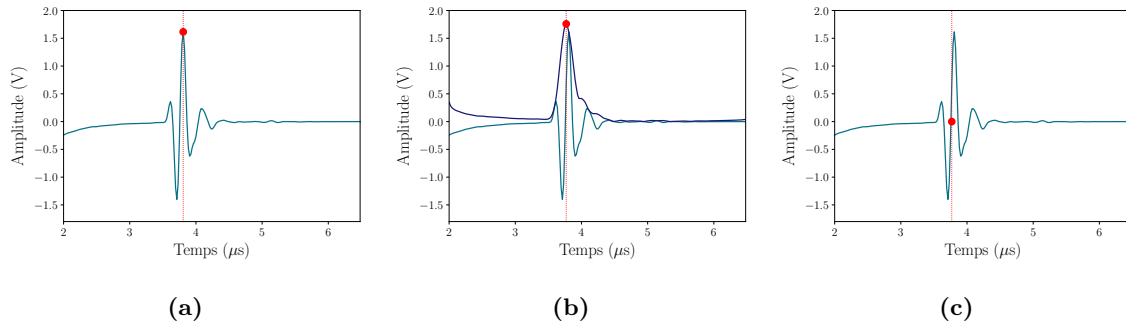


Figure 2.15 – Estimation du temps de vol sur un signal en début de procédé d'élaboration de la pièce 1A par (a) maximum du signal, (b) maximum de son enveloppe, calculée par transformée de Hilbert et (c) méthode du zero-crossing.

Cependant, le calcul du temps de vol dans le domaine temporel est de manière générale limitée par la fréquence d'échantillonnage du signal. C'est notamment le cas des mesures réalisées en machine : les signaux ultrasonores ont été acquis avec une fréquence d'échantillonnage relativement basse face aux mécanismes que l'on souhaite observer. En effet, si on s'intéresse à un suivi des phénomènes à l'échelle de l'épaisseur de couche, typiquement $60 \mu\text{m}$ par exemple, les variations de temps de vol associées à l'ajout de matière sont donc de l'ordre de $0.02 \mu\text{s}$, pour une vitesse caractéristique de l'onde de $6000 (\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$. Une résolution acceptable pour la mesure du temps de vol serait donc 10 points dans l'épaisseur de couche ajoutée, correspondant à une fréquence d'échantillonnage de 500 MHz. A un instant donné, une acquisition sur une durée typique de $50 \mu\text{s}$ à cette fréquence d'échantillonnage nécessite 25000 points. Pour suivre la fabrication complète d'une pièce de la taille du cylindre 1A, qui prend une dizaine d'heures, avec une acquisition toutes les 0.1 s, le nombre de points à stocker serait donc de $36 \cdot 10^4 \cdot 25000 = 9 \cdot 10^9$. Dans l'optique de limiter la quantité de données à stocker, la fréquence d'échantillonnage est choisie inférieure à cette valeur idéale. Pour améliorer la précision de la mesure de temps de vol sur des signaux sous-échantillonnés, des techniques d'interpolation peuvent être exploitées. Ainsi, la fonction d'inter-corrélation peut être interpolée autour de son maximum [120], par une fonction parabolique ou sinusoïdale [121, 122]. Une telle interpolation peut également être réalisée sur le maximum du signal. Une interpolation linéaire ou polynomiale peut être effectuée avec la méthode du zero-crossing, sur les 2 points autour du passage à zéro considéré [123]. Ces techniques permettent d'améliorer la précision de la mesure de temps de vol dans le domaine temporel.

Plusieurs de ces méthodes ont été testées sur les échos de plateau, enregistrés avant le début du procédé, pour évaluer le temps de vol de l'onde. Les vitesses de l'onde dans les plateaux peuvent être ensuite calculées, à partir des hauteurs de plateaux qui sont de $d_p = 10.01 \text{ mm}$ pour les fabrications 1A et 1B, et de $d_p = 10 \text{ mm}$ pour la fabrication 2. La méthode d'inter-corrélation a été testée à partir d'un signal de référence choisi comme le premier écho de l'onde face au sommet du plateau. L'onde se déformant pendant son trajet, aucun pic caractéristique n'a pu permettre d'estimer le temps de vol, et face à la difficulté de sélectionner un signal de référence à partir de chaque signal reçu, il ne sera présenté ci-dessous que les estimations de temps de vol par maximum du signal, par maximum de l'enveloppe et par zero-crossing. Le temps de vol de l'onde est généralement calculé à partir de deux

réflexions de l'onde, afin de s'affranchir du trajet de l'onde dans le couplant, comme l'illustre la figure 2.16. Le temps de vol de l'onde associé au trajet dans le plateau est la différence entre l'arrivée du second écho $E2$ et du premier $E1$. Or, ne disposant que d'un unique écho en machine, la mesure du temps de vol est biaisée. Cependant, la mesure de vitesse par deux échos sur le plateau avant le début de fabrication permet d'estimer ce biais.

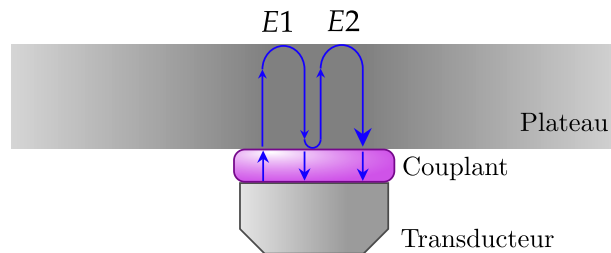


Figure 2.16 – Trajet effectué par l'onde dans le plateau et le couplant. L'écho ($E1$) correspond à un aller retour de l'onde dans le couplant, puis le plateau. L'estimation précise du temps de vol de l'onde dans le plateau est donnée par $(E2) - (E1)$.

Les tableaux 2.3, 2.4 et 2.5 récapitulent les différentes valeurs de vitesses de l'onde dans le plateau pour les 3 procédés, estimées à partir des méthodes détaillées précédemment, en considérant le trajet de l'onde dans le couplant ou non.

Vitesses (m.s^{-1})	$(E1)$	$(E2) - (E1)$
Maximum du signal	5257	6017
avec interpolation parabolique	5251	6022
Maximum de l'enveloppe	5311	5982
avec interpolation parabolique	5298	5998
Zero-crossing	5311	6052
avec interpolation linéaire	5319	6030

Table 2.3 – Estimations de la vitesse de l'onde se propageant dans le plateau de la fabrication 1A, à partir de différentes méthodes et en fonction de l'écho sélectionné

Vitesses (m.s^{-1})	$(E1)$	$(E2) - (E1)$
Maximum du signal	5257	6017
avec interpolation parabolique	5254	6009
Maximum de l'enveloppe	5311	5948
avec interpolation parabolique	5273	5998
Zero-crossing	5311	6017
avec interpolation linéaire	5322	6008

Table 2.4 – Estimations de la vitesse de l'onde se propageant dans le plateau de la fabrication 1B, à partir de différentes méthodes et en fonction de l'écho sélectionné

Un premier résultat qui ressort de cette étude est la similarité des vitesses calculées

quelque-soit la méthode d'estimation du temps de vol, dans le cas d'un simple ou d'un double aller-retour. Dans le cas des fabrications 1A et 1B, les méthodes permettent de mesurer des vitesses de l'onde similaires, ce qui est cohérent car le même plateau est utilisé pour élaborer les deux pièces. De plus, dans le cas des doubles aller retours, ces valeurs sont pleinement cohérentes avec les vitesses rencontrées habituellement dans un acier à outil, de l'ordre de 5890 (m.s⁻¹) [124]. Cependant, un écart significatif de l'ordre de 10 % est observé lorsqu'on estime la vitesse de l'onde à partir d'un unique écho. Cette valeur sensiblement plus faible est due au trajet de l'onde dans le couplant, qui influe sur cette mesure dans le cas où on considère seulement un écho, et qui s'annule lorsque la différence entre deux échos successifs est calculée. Un tel écart entre les valeurs de vitesses permet d'estimer une épaisseur de couplant comprise entre 310 μm et 410 μm, pour une onde longitudinale se propageant raisonnablement entre 1300 (m.s⁻¹) et 1700 (m.s⁻¹), dans le cas des mesures pendant les procédés 1A et 1B.

Des conclusions similaires peuvent être établies pour les vitesses de l'onde mesurées dans le plateau en aluminium, utilisé pour construire la pièce 2. Les vitesses mesurées par la différence des deux échos sont plus importantes que pour le plateau utilisé pour les fabrications 1A et 1B, et sont cohérentes avec les valeurs rencontrées habituellement dans un alliage d'aluminium, de l'ordre de 6300 (m.s⁻¹) [124]. Les valeurs calculées uniquement à partir du premier écho sont plus faibles et correspondent comme discuré précédemment à un décalage dû au trajet de l'onde dans le couplant. Une procédure similaire pour estimer l'épaisseur du couplant donne des résultats du même ordre de grandeur que pour les fabrications 1A et 1B.

Vitesses (m.s ⁻¹)	(E1)	(E2) – (E1)
Maximum du signal	5641	6513
avec interpolation parabolique	5642	6514
Maximum de l'enveloppe	5683	6406
avec interpolation parabolique	5672	6439
Zero-crossing	5724	6513
avec interpolation linéaire	5723	6516

Table 2.5 – Estimations de la vitesse de l'onde se propageant dans le plateau de la fabrication 2, à partir de différentes méthodes et en fonction de l'écho sélectionné

Les résultats obtenus sur les échos de plateau confirment donc l'influence non négligeable du couplant sur les temps de vol mesurés sur des échos simples. Dans un tel contexte, la limite du résultat obtenu lors des fabrications réside dans la capacité à estimer le temps de vol à partir de l'écho unique capté par le transducteur, ce qui est clairement restrictif. Au vu des valeurs de vitesses calculées, une telle estimation génère un biais non négligeable sur la valeur de vitesse dans le matériau. On peut toutefois faire l'hypothèse que ce biais reste stable tout au long du procédé, c'est-à-dire que l'épaisseur du couplant et ses propriétés ne varient pas au cours du processus de fabrication. Cette hypothèse est relativement contraignante, étant donné les propriétés du couplant évoluent dans le temps et en fonction de la température, comme cela a été discuté précédemment. Néanmoins, cette hypothèse permet d'étudier dans un premier temps des variations de temps de vol, sans en considérer les valeurs absolues.

Par la suite, pour simplifier l'implémentation, la procédure d'interpolation parabolique

du maximum du signal, décrite par Svilainis *et al.* a été adaptée au maximum de son enveloppe. Pour réaliser cette procédure d'interpolation, un nombre de points correspondant à une longueur d'onde des signaux reçus a été choisi. Dans un premier temps, l'enveloppe de chaque signal ultrasonore a été calculée à l'aide de la transformée de Hilbert. La figure 2.17a montre les signaux ultrasonores enregistrés pour le cylindre 1A et leurs enveloppes en bleu foncé, à différents temps de fabrication du cylindre. L'écho correspondant à la hauteur du cylindre fabriqué est ensuite isolé du reste du signal. Une fenêtre rectangulaire mobile, correspondant aux lignes pointillées, permet d'extraire l'écho d'intérêt, se déplaçant pendant l'élaboration du cylindre. Un fit parabolique est alors réalisé au voisinage du maximum de l'enveloppe. Le temps de vol correspond finalement au maximum de ce fit parabolique, représenté par le point rouge dans la figure 2.17b. Ces opérations ont été réalisées sur l'ensemble des signaux ultrasonores acquis, permettant d'observer une évolution du temps de vol au cours du processus de fabrication.

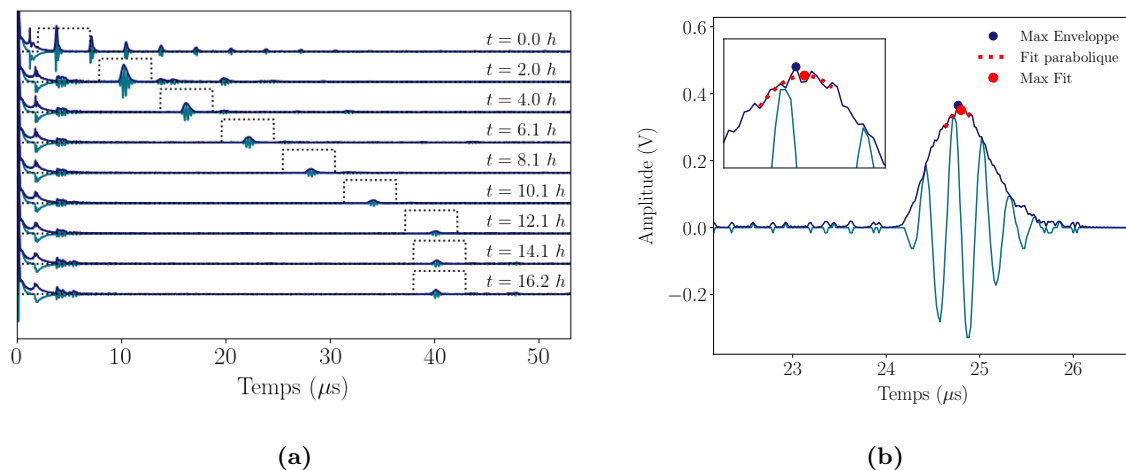


Figure 2.17 – Analyse des signaux ultrasonores enregistrés durant la fabrication du cylindre 1A : (a) Calcul de l'enveloppe de chaque signal, fenêtrage de l'écho correspondant à la réflexion au sommet du cylindre et (b) Extraction de temps de vol par fit parabolique sur le maximum de l'enveloppe.

2.3.3 Analyse des données thermiques

Extraction des températures moyennées à la surface du cylindre & Réajustement des données en temps

Après le calcul précédent effectué sur tous les signaux ultrasonores, les images de caméra thermique, et les données de thermocouples sont traitées. Pour chaque fabrication, les images de caméra thermique ont été analysées avec le logiciel d'analyse de thermographie infrarouge de leur fabricant respectif, à savoir FLIR ResearchIR pour la caméra thermique utilisée pour les fabrications 1A et 1B et Optris PIX Connect pour la fabrication 2. Une région d'intérêt circulaire (ROI) centrée sur la surface du cylindre a été utilisée pour extraire la température moyenne dans cette ROI. Ainsi, une valeur de température par image de la surface de l'échantillon a été enregistrée, ce qui correspond à une moyenne de 258 valeurs de température par fabrication de couche pour les constructions 1A et 1B, et à une moyenne de 180 valeurs de température par fabrication de couche pour la construction 2.

Il est cependant important de noter qu'en l'absence d'une procédure d'étalonnage approfondie, les valeurs absolues de température qui seront présentées plus loin doivent être considérées avec soin. En effet, comme il a été mentionné dans le chapitre 1, les mesures de température absolue par caméra infrarouge nécessitent une évaluation complexe de l'émissivité du matériau, entre autres paramètres, qui peut varier au cours de la fabrication [72,112]. Ceci est d'autant plus vrai pour le cylindre 2, où la caméra thermique est placée derrière une lentille de germanium, ce qui pourrait avoir un effet d'atténuation optique significatif. Malgré cette absence d'étalonnage, le signal d'une caméra IR reste une information importante pour l'étude des variations de température. Ainsi, l'analyse des données de caméra thermique se focalisera en particulier sur les cinétiques de refroidissement de la pièce, lorsque le laser n'est plus actif.

De la même façon, les mesures de températures absolues par thermocouples sont également à prendre avec précaution. Les résistances de contact, associées en particulier au niveau d'oxydation de la soudure, ainsi que la fixation des thermocouples au plateau peuvent varier d'un thermocouple à l'autre, et d'un plateau à l'autre. Là encore, l'étude des variations de température, plutôt que l'utilisation des valeurs absolues des signaux, est donc privilégiée par la suite.

Les températures enregistrées par thermocouples n'ont cependant pas eu besoin de traitement particulier. Ces données, ainsi que celles de caméra thermique ont simplement été interpolées sur le temps d'acquisition des signaux ultrasonores et ajustées en fonction du premier temps de lasage, car les horloges des différents systèmes d'acquisition n'étaient pas précisément synchronisées.

Détermination des temps de lasage

Le signal de la photodiode mis en œuvre dans les constructions 1A et 1B prend la forme d'une fonction porte, irrégulière et bruitée. La figure 2.18a montre le signal enregistré au début de la fabrication 1A. Ce signal est saturé à 5 V, et maximal pendant les périodes où le laser est actif. Afin d'extraire les temps de début et de fin de chaque période de lasage, un traitement spécifique a été réalisé.

Tout d'abord, un filtre maximum sur une fenêtre glissante de 5 points a été appliqué, afin de débruiter au mieux ce signal. L'utilisation d'un seuil permet d'identifier les temps où le signal est maximal, c'est-à-dire les temps pendant lesquels le laser est actif. Pour chaque plage de temps déterminée, les premiers et derniers temps sont finalement extraits.

Pour la fabrication du cylindre 2, la photodiode n'étant pas disponible, les temps de lasage ont été déterminés à partir des données de la caméra thermique, extraites dans le paragraphe précédent. La température moyennée à la surface chauffée par le laser a été analysée d'une manière similaire, en appliquant un filtre maximum sur une fenêtre glissante de 5 points, afin de débruiter légèrement le signal. Un filtre minimum sur une fenêtre glissante de 100 points a été ensuite implémenté, afin d'extraire et de supprimer la ligne de base du signal, comme le montre la figure 2.18b. Les instants où la température est maximale correspondant aux

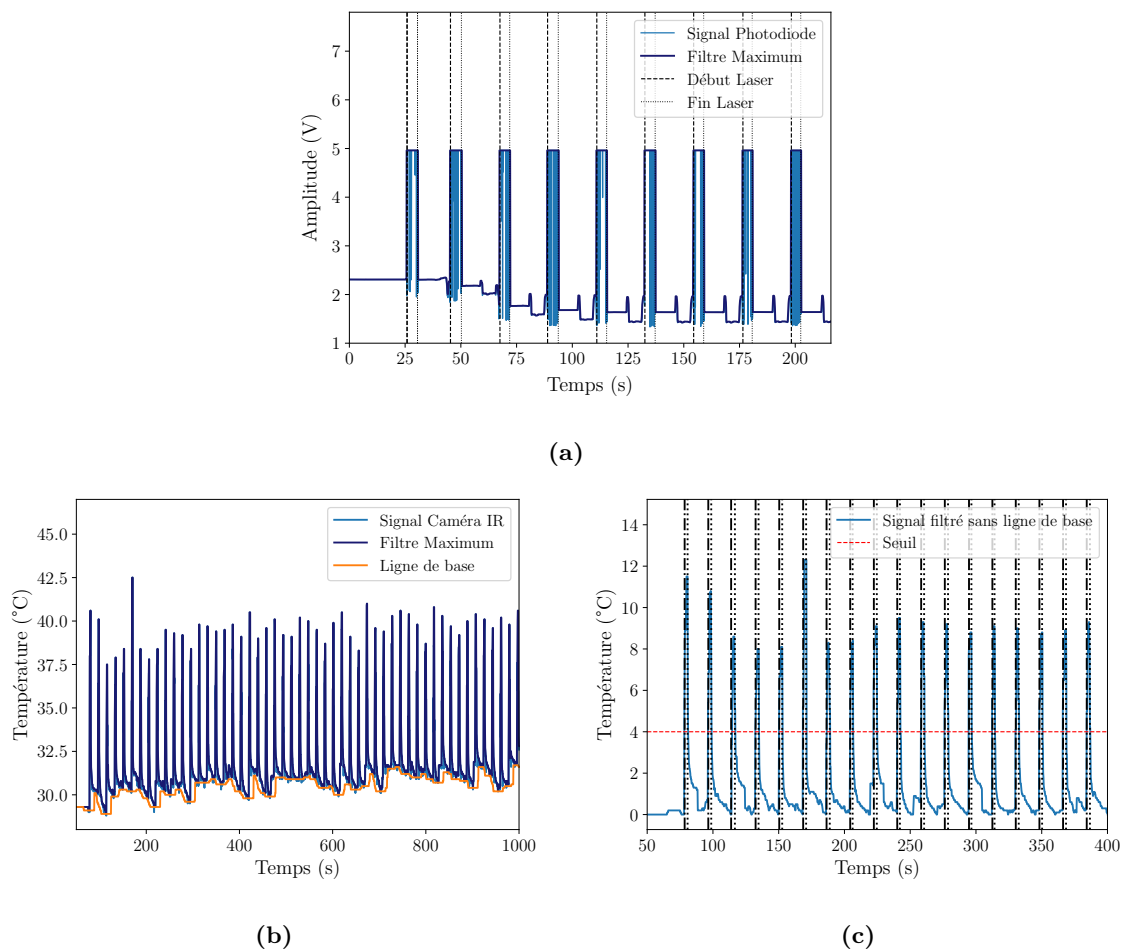


Figure 2.18 – Estimation des durées de lasage pour chaque fabrication : (a) Filtre maximum appliqué au signal de la photodiode enregistré pendant les premières couches de la fabrication du cylindre 1A et (b) Application d’un filtre maximum au signal de caméra thermique au début de la fabrication du cylindre 2, puis calcul d’une ligne de base et (c) Calcul du signal de caméra thermique sans ligne de base, afin de définir un seuil au-dessus duquel les instants correspondant aux temps de lasage.

instants où le laser est actif, un seuil est appliqué, permettant de relever les températures maximales. Cette étape est illustrée par la figure 2.18c. Chaque instant de début et de fin de lasage a donc été repéré.

Conclusion

L’enjeu de ce chapitre a été de montrer comment des mesures ultrasonores pulse-echo dans des pièces cylindriques en cours d’élaboration pouvaient être réalisées dans une machine LPBF, à l’aide d’un transducteur mono-élément. Des thermocouples et une caméra infrarouge ont été installés au sein de la machine, afin d’obtenir des informations complémentaires sur l’évolution du champ de température pendant les fabrications. Deux matériaux aux propriétés thermiques différentes ont été sélectionnés pour élaborer trois échantillons cylindriques, dans l’optique d’observer des dynamiques différentes en termes d’évolution du champ de température et de temps de vol.

Des observations préliminaires des signaux ultrasonores enregistrés ont été discutées. Au premier ordre, il apparaît clairement qu'un signal se décalant au fur et à mesure de la fabrication peut être identifié, ce qui permet de penser que l'écho associé à la réflexion de l'onde au sommet de la pièce en cours de fabrication est mesurable, qui semble néanmoins être atténué au cours de sa propagation. Plusieurs techniques de traitement du signal ont été utilisées pour estimer le temps de vol associé à la réflexion de l'onde au sommet de la pièce, tandis que les autres ensembles de données sont également traités afin de détecter précisément les instants où le laser est actif pendant le procédé.

Le temps de vol mesuré au cours des trois procédés peut être ensuite analysé, en fonction des variations du champ de température observées. Le chapitre suivant présente l'étude des différentes données acquises en machine LPBF.

Chapitre 3

Influence du champ de température sur le temps de vol ultrasonore en procédé LPBF

Sommaire

Introduction	68
3.1 Mise en évidence d'une évolution du temps de vol ultrasonore .	68
3.1.1 Etude de l'évolution du temps de vol à l'échelle de la fabrication de la pièce	68
3.1.2 Etude de l'évolution du temps de vol à l'échelle de la fabrication d'une couche	79
3.2 Etude quantitative des phases de refroidissement	83
3.2.1 Estimation des temps caractéristiques de refroidissement	83
3.2.2 Analyse des temps caractéristiques de refroidissement	85
3.2.3 Mise en évidence d'une sensibilité du temps de vol face à une modification de l'apport de chaleur	88
Conclusion	92

Introduction

Dans ce chapitre, l'impact des phénomènes de transport de chaleur du procédé LPBF sur l'évolution du temps de vol de l'onde dans des pièces en cours de fabrication, par la modification du champ de température interne, est mis en évidence. Dans un deuxième temps, une analyse quantitative des données disponibles est proposée, dans la perspective d'une utilisation pour le monitoring du procédé.

3.1 Mise en évidence d'une évolution du temps de vol ultrasonore

En analysant les mesures réalisées pendant les fabrications des trois pièces présentées dans le chapitre précédent, différentes évolutions ont été identifiées à deux échelles de temps : l'échelle de la fabrication de la pièce complète, examinée en premier lieu, et l'échelle de la fabrication d'une couche, étudiée en détail par la suite. Dans le cas de l'échelle de temps du procédé complet, les résultats obtenus par caméra thermique et les thermocouples seront d'abord présentés, pour donner un aperçu des échanges thermiques dans les différentes pièces, avant d'exposer les évolutions des temps de vol associées. A l'échelle du dépôt d'une couche, les trois types de mesures seront analysés simultanément pour une fabrication donnée.

3.1.1 Etude de l'évolution du temps de vol à l'échelle de la fabrication de la pièce

Analyse des variations de températures pendant l'élaboration des trois échantillons

La figure 3.1 montre les différentes données enregistrées tout au long de la fabrication 1A. La température moyenne sur la surface de l'échantillon, enregistrée par la caméra thermique sur la figure 3.1a, semble osciller entre des valeurs hautes et des valeurs basses. Les températures maximales observées varient de 210°C à 490°C tout au long de la fabrication, tandis que les températures inférieures augmentent de 50°C à 350°C. Rappelons que la caméra IR n'ayant pas été calibrée en amont de ces mesures, ces valeurs absolues de température doivent être prises avec précaution. Il est cependant raisonnable de considérer que la température moyenne à la surface du cylindre augmente d'environ 300°C entre le début et la fin de la fabrication. Cette augmentation progressive des températures hautes et basses à la surface de l'échantillon 1A montre que la température à la surface du cylindre ne refroidit pas complètement à la fin d'un cycle de lasage avant l'apport de chaleur du cycle de fabrication suivant. De plus, on remarque que cette augmentation ralentit dès le milieu de la fabrication, et semble tendre vers une valeur d'équilibre. D'après la figure 3.1b, la température sous la plaque enregistrée par le thermocouple Th 1, le plus proche du transducteur, augmente rapidement en début de fabrication jusqu'à atteindre un maximum autour de 58°C à 3h de fabrication, avant de diminuer légèrement pendant le reste du cycle de fabrication. Le thermocouple Th 2, le plus éloigné du transducteur, présente une évolution similaire tout au long de la fabrication, avec une forte augmentation pendant les premières heures de fabrication, puis une stabilisation autour de 52°C, ce qui s'explique par sa position plus éloignée de la source de chaleur. L'évolution de ces trois courbes est cohérente avec un apport successif de chaleur par phases de lasage, et refroidissement selon différents mécanismes.

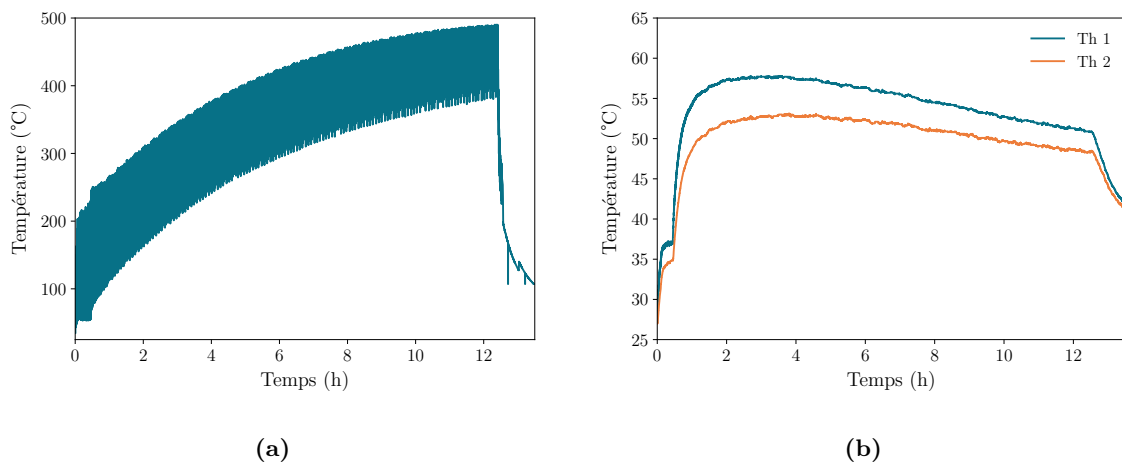


Figure 3.1 – Différentes données acquises pendant la fabrication complète du cylindre 1A par : (a) caméra thermique et (b) thermocouples.

De la même façon, les figures 3.2a et 3.2b montrent respectivement les données de la caméra thermique et les températures des thermocouples lors de la fabrication du cylindre 1B. Ces courbes sont qualitativement similaires à celles du cylindre 1A, mais présentent néanmoins des différences significatives. Concernant la température moyenne à la surface du cylindre 1B, la figure 3.2a montre que les températures maximales augmentent de 250°C à 450°C, et les températures basses augmentent de 45°C à 250°C. La température moyenne à la surface du cylindre 1B évolue donc de manière similaire à celle enregistrée pendant la fabrication du cylindre 1A, avec une augmentation moins importante, de l'ordre de 200°C. Par ailleurs, on observe que l'amplitude des oscillations est plus importante que pour la construction 1A, avec des températures hautes plus élevées et des températures basses sont plus faibles pour la construction 1B, comme le montre la figure 3.3.

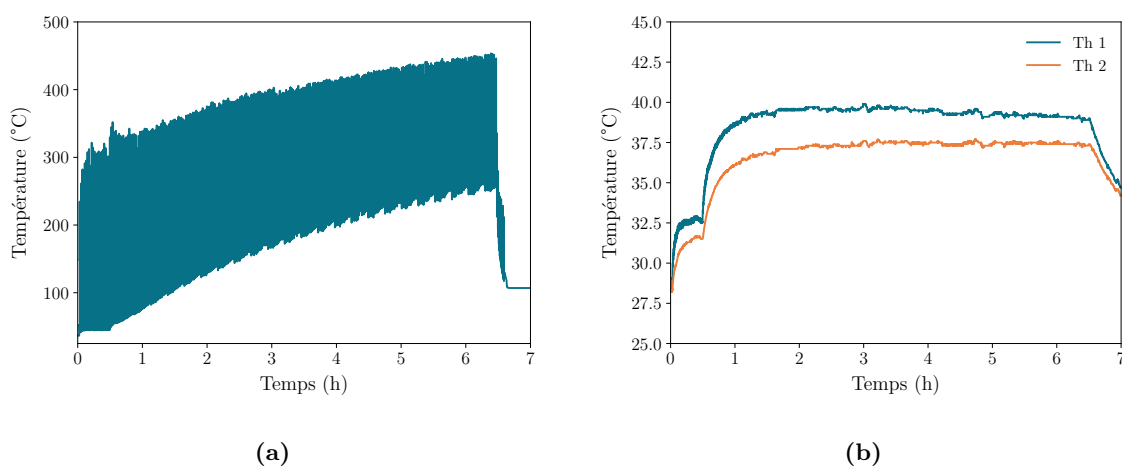


Figure 3.2 – Différentes données acquises pendant la fabrication complète du cylindre 1B par : (a) caméra thermique et (b) thermocouples.

Ces deux cylindres étant construits avec la même machine, le même matériau et en utilisant les mêmes paramètres procédé, les différences de température observées à la surface

des pièces ne peuvent être dues qu'à la géométrie différente des deux cylindres. En effet, les dimensions du cylindre 1B sont réduites, puisqu'il est plus petit en diamètre et en hauteur que le cylindre 1A. Cela se traduit notamment par un cycle de lasage plus long pour la construction du cylindre 1A, qui, pour une même puissance laser utilisée, induit une quantité de chaleur déposée par le laser plus importante. Une partie de la chaleur injectée à la surface de la pièce étant évacuée pendant la phase de lasage elle-même, une surface plus grande peut ainsi causer des températures maximales plus faibles dans le cas de la fabrication 1A. Concernant l'écart entre températures minimales des deux fabrications, les valeurs plus faibles pour le cylindre 1B peuvent être causées par une évacuation de la chaleur plus efficace tout au long de cette fabrication. Cette hypothèse semble confortée par les températures plus faibles enregistrées par thermocouples pour le procédé 1B.

En effet, la figure 3.2b montre que les températures enregistrées sous le plateau de fabrication augmentent de manière très similaire à celles enregistrées pendant la construction du cylindre 1A : les températures des deux thermocouples augmentent fortement pendant les trois premières heures de fabrication, avec une première phase associée à la jupe, avant de se stabiliser. La température enregistrée par le thermocouple Th 1, le plus proche du transducteur, se stabilise autour de 39°C , une valeur plus faible que pour la fabrication du cylindre 1A, mais diminue de manière moins importante, la température semble relativement stable autour de cette valeur jusqu'à la fin de la fabrication. Le thermocouple Th 2, plus éloigné du transducteur, enregistre une évolution de température très similaire, avec une stabilisation autour de 36°C , et sans présenter de diminution en fin de fabrication. L'augmentation moins importante de ces températures pour le cylindre 1B que pour le cylindre 1A en début de fabrication traduit la plus faible quantité de chaleur injectée dans le cylindre 1B, qui s'équilibre avec des phénomènes d'évacuation de chaleur relativement similaires à ceux de la fabrication 1A. De plus, le fait que ces températures ne diminuent pas en fin de fabrication indique que la chaleur peut être évacuée dans le plateau sans s'accumuler dans la partie haute de l'échantillon, comme dans le cas du cylindre 1A.

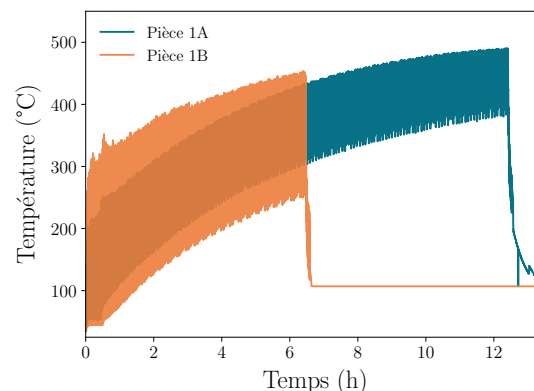


Figure 3.3 – Comparaison des températures moyennées à la surface des échantillons 1A et 1B, mesurées par caméra thermique

Concernant la fabrication 2, le comportement des signaux de la caméra thermique et des thermocouples est qualitativement et quantitativement différent par rapport aux cas précédents. Dans un premier temps, la figure 3.4a montre qu'à la surface du cylindre, la température oscille entre des valeurs maximales qui varient entre 40°C et 45°C , et des va-

leurs minimales qui augmentent de 31°C à 34°C. On notera un arrêt de l'acquisition pendant quelques couches, vers 0.7h de fabrication, qui était volontaire, pour ajuster les paramètres de la caméra thermique au cours des mesures. Les variations de température sont beaucoup moins importantes que celles observées pendant les fabrications précédentes. De plus, la température moyenne augmente légèrement tout au long de la fabrication, mais ne présente pas de signe indiquant une stabilisation, comme c'est le cas pour les cylindres 1A et 1B. Il est important de rappeler ici que la caméra thermique a été placée derrière une lentille de germanium durant la fabrication du cylindre 2, ce qui pourrait biaiser les mesures et expliquer la différence importante entre ces variations de température entre cette fabrication et les précédentes. Cependant, un apport de chaleur significativement moins important pourrait causer ces effets, par une puissance laser moins importante de 200 W face à 253 W pour les procédés précédents, ainsi que par la faible absorptivité de l'aluminium face à celle de l'inconel. Par ailleurs, le plateau de fabrication pourrait agir comme un puits de chaleur très efficace, du fait de la haute conductivité thermique de l'aluminium, rendant ainsi compte des températures plus basses.

Dans ce contexte, les températures enregistrées sous le plateau de fabrication, que l'on peut observer sur la figure 3.4b sont également plus faibles. Le thermocouple Th 1 enregistre des températures maximales variant de 25°C à 29°C, et minimales de 24°C à 28°C. On peut noter des variations d'amplitude plus importantes, de 22.5°C à 27.5°C en tout début de fabrication, et de 28°C à 31°C pour la dernière couche. Cet effet est dû à la stratégie utilisée pour fabriquer ce cylindre 2, à savoir une vitesse de scan réduite sur les 4 premières couches, allongeant ainsi la durée de lasage et augmentant l'apport de chaleur, ainsi qu'un double lasage appliqué à la dernière couche. Il est d'ailleurs intéressant de noter que ces fortes augmentations ne sont pas particulièrement visibles sur la température à la surface de la pièce, puisque l'amplitude de la première couche est beaucoup moins importante avec une variation de 1.5°C, et celle de dernière couche varie de 3°C par rapport à la couche précédente. Concernant la tendance à long terme des températures sous plateau, celles-ci augmentent légèrement, et semblent se stabiliser en fin de fabrication. On remarque d'ailleurs que les variations d'amplitude de température enregistrées par le thermocouple Th 1 sont moins importantes en fin de fabrication qu'en début, signe d'une stabilisation progressive de la température à la base du plateau. La température enregistrée par le thermocouple Th 2, le plus éloigné du transducteur, augmente de manière similaire entre 22.5°C et 26°C.

Ces variations beaucoup moins importantes de température sous plateau, ainsi que celles mesurées à la surface du cylindre, montrent que l'énergie absorbée par le cylindre, et donc le plateau, est beaucoup moins importante pour la fabrication du cylindre 2 que pour les cylindres 1A et 1B. Ces observations sont cohérentes avec celles établies pour la température à la surface de la pièce, puisque l'on sait que l'aluminium est un matériau avec une forte réflectivité, il absorbe donc seulement une faible quantité d'énergie déposée par le laser. De plus, les courbes de la figure 3.4b montrent que la température tend à se stabiliser dans le plateau, ce qui n'est pas le cas au niveau de la surface de la pièce. De la même manière que pour les fabrications 1A et 1B, le plateau de fabrication agit comme un dissipateur thermique de la chaleur injectée dans le cylindre plus efficace ici en raison de la conductivité et de la diffusivité thermique élevées de l'aluminium.

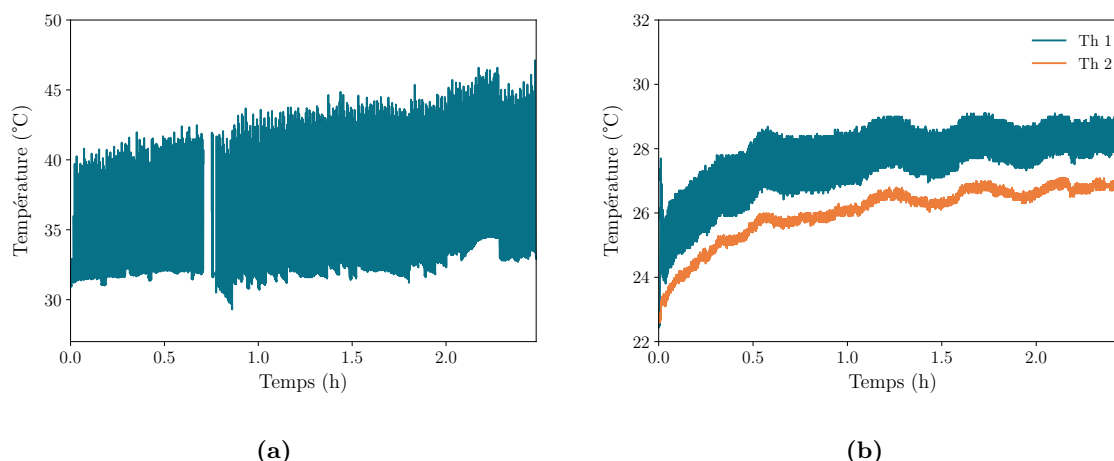


Figure 3.4 – Différentes données acquises pendant la fabrication complète du cylindre 2 par : (a) caméra thermique et (b) thermocouples.

Etude des variations de temps de vol au cours de la construction des trois cylindres

Intéressons-nous maintenant aux mesures de temps de vol sur les échos identifiés comme associés à la réflexion de l'onde sur le sommet des cylindres en cours de fabrication au chapitre 2. Les figures 3.5a, 3.5b et 3.5c montrent respectivement les temps de vol enregistrés pendant les constructions 1A, 1B et 2. D'après ces trois figures, on observe nettement une évolution du temps de vol qui semble linéaire pendant toute la fabrication d'un cylindre. Un tel comportement a déjà été observé sur les scans enregistrés par Rieder *et al.* [4].

Cette tendance linéaire, en première approximation, est cohérente avec la construction de la pièce. En effet, en supposant que la vitesse des ultrasons est constante dans la direction radiale du cylindre, on peut écrire le temps de vol t_v à l'instant t selon la relation :

$$t_v = 2 \int_0^{L(t)} \frac{dz}{v(z,T)}, \quad (3.1)$$

avec $L(t)$ la distance entre le transducteur et le sommet du cylindre, incluant donc l'épaisseur de la plaque et le couplant, v la vitesse des ultrasons et z la coordonnée le long de l'axe du cylindre.

En raison des ajouts de poudre successifs, la hauteur du cylindre, et donc la hauteur totale $L(t)$ a une évolution en forme d'escalier tout au long de la fabrication d'un cylindre. Mis à part les toutes premières couches où le régime permanent se met en place, on peut considérer que toutes les épaisseurs de poudre déposée sont similaires [10]. Par ailleurs, chaque cycle de dépôt de poudre, fusion et solidification d'une couche s'étalant sur une durée d'une vingtaine de secondes, ces phénomènes ne sont pas discernables à l'échelle de temps d'une fabrication complète. Il est donc cohérent d'observer un comportement de $L(t)$ linéaire en première approximation avec le temps de fabrication. En supposant une vitesse de propagation des ondes relativement constante pendant toute la construction d'un cylindre, le temps de vol mesuré a également une évolution en escalier, qui se réduit à une tendance linéaire à l'échelle de la fabrication.

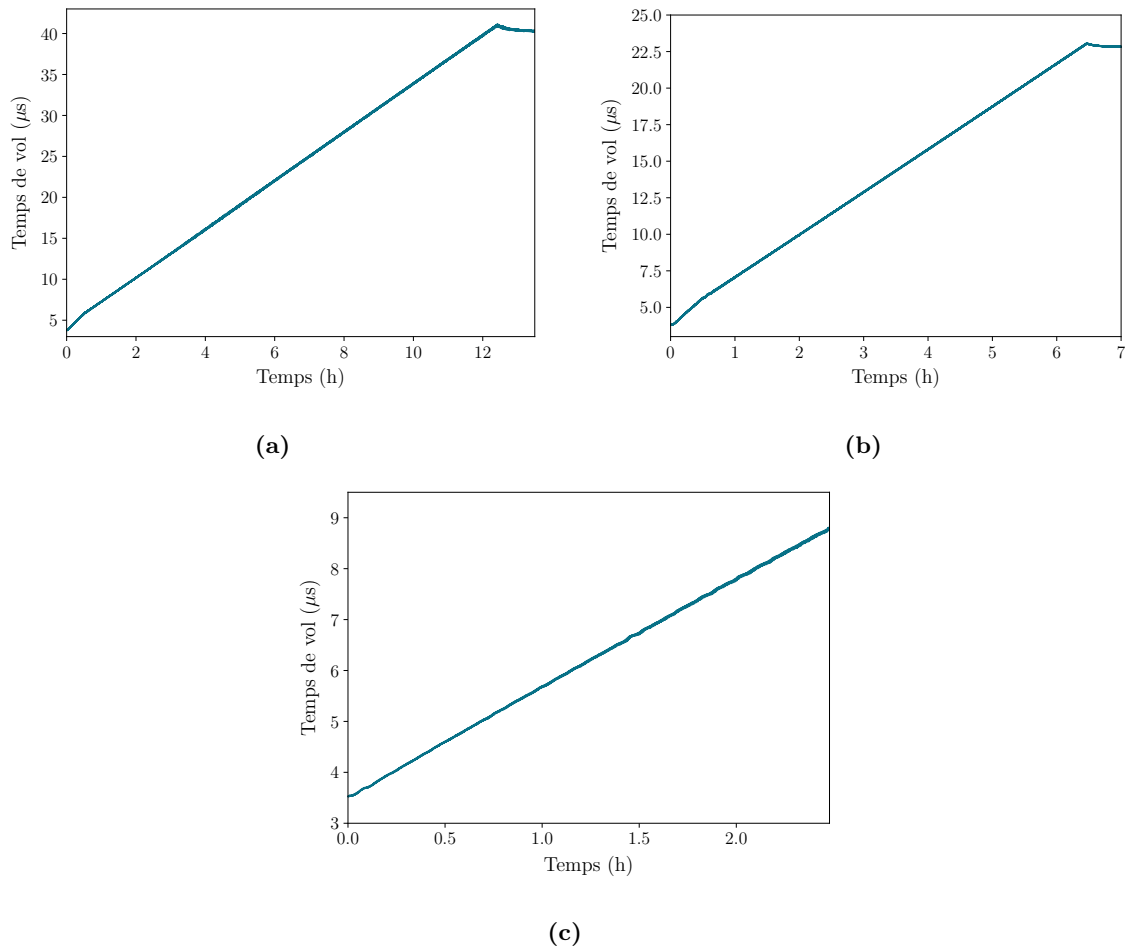


Figure 3.5 – Evolutions des temps de vols des pulses ultrasonores pendant les fabrications des : (a) cylindre 1A, (b) cylindre 1B et (c) cylindre 2.

Cependant, un tel comportement linéaire au cours de la fabrication suppose une vitesse des ondes constante pendant toute une construction, ce qui est a priori en contradiction avec les variations de température observées simultanément par caméra thermique et thermocouples, puisque la vitesse des ondes varie en fonction de la température du milieu. D'autres effets sont observés, en particulier sur les temps de vol enregistrés au cours des procédés 1A et 1B. Ces temps de vol semblent se comporter linéairement en première approximation sur les 65 premiers cycles de fabrication des supports type "jupe", mais d'une pente affine différente de celle observés aux cycles suivants.

Analyse de la linéarité du temps de vol à l'échelle de la fabrication Pour éclairer cette apparente contradiction, on peut accéder à une estimation de la température moyenne des cylindres en prenant la moyenne arithmétique de la température de l'enveloppe mesurée par caméra thermique, elle-même estimée par la moyenne des températures haute et basse, et de la température mesurée par le thermocouple 1, le plus proche du centre du cylindre. Par cette procédure, on obtient des températures variant de 80°C à 225°C et de 70°C à 170°C entre le début et la fin de fabrication, respectivement pour les cylindres 1A et 1B. Pour le

cylindre 2, une lente dérive de température est observée au cours du procédé, mais elle reste très modeste, de sorte qu'il est possible que l'augmentation moyenne de l'échantillon entre le début et la fin de fabrication ne dépasse pas 10°C .

Les relations entre vitesse de l'onde et température ont été estimées dans les trois échantillons, selon une procédure détaillée en annexe A. En considérant le coefficient de température de la vitesse ultrasonore pour l'aluminium, soit $a = 1.33 \text{ m.s}^{-1}.\text{C}^{-1}$, ces 10°C se traduisent par une variation de vitesse inférieure à 20 m.s^{-1} , ce qui ne pourrait avoir un effet détectable sur les temps de vol mesurés. La question est a priori moins évidente pour les cylindres 1A et 1B, pour lesquels les augmentations de température de 145°C et 100°C pourraient avoir un effet mesurable. Cependant avec les facteurs de conversion mesurés en annexe A, respectivement $a = 0.5 \text{ m.s}^{-1}.\text{C}^{-1}$ et $a = 0.7 \text{ m.s}^{-1}.\text{C}^{-1}$ pour les échantillons 1A et 1B, les variations de vitesse devraient être de l'ordre de 70 m.s^{-1} respectivement. En comparaison avec le cylindre 2, ces valeurs sont plus importantes en termes relatifs, mais restent dans les limites de détection de notre système de mesure à l'échelle de temps de la fabrication.

Pour aller plus loin dans l'interprétation des signaux, deux régressions linéaires sont effectuées sur les temps de vol mesurés au cours des procédés 1A et 1B, sur deux intervalles de temps de fabrication différents. La première est effectuée sur l'intervalle de temps de fabrication du cylindre, entre la 80ème et la 880ème couche dans le cas du cylindre 1B, et une autre sur l'intervalle de temps de la fabrication de la jupe, de la 11ème à la 50ème couche, comme le montre la figure 3.6a.

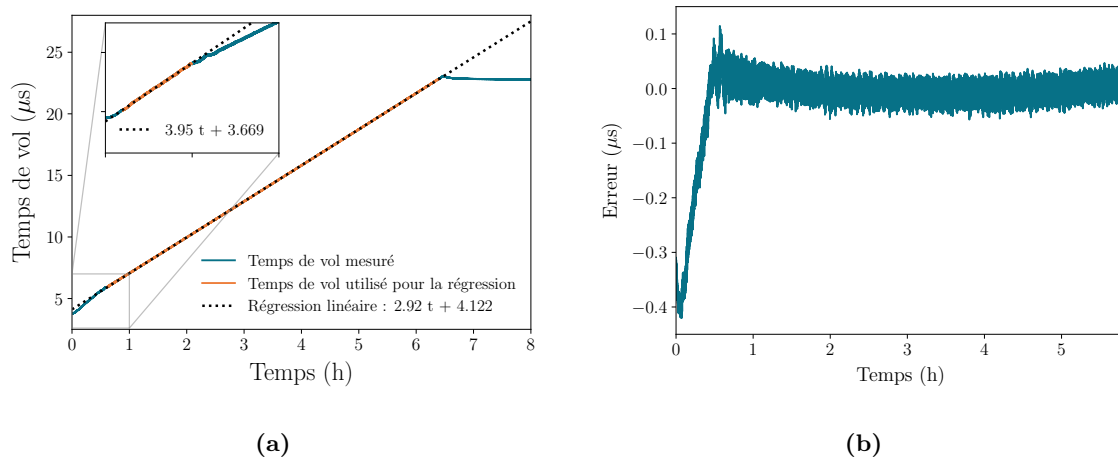


Figure 3.6 – Étude de la linéarité du temps de vol à l'échelle de la fabrication 1B : (a) Régressions linéaires appliquées et (b) Erreur absolue entre la régression linéaire et le temps de vol sur la fabrication du cylindre.

La première régression ne prend donc pas en compte les temps de vol enregistrés après la fin du procédé, ni ceux en début de procédé enregistrés au cours de la fabrication des jupes pour les cylindres 1A et 1B. Cette régression linéaire est réalisée, et semble relativement bien représenter les données expérimentales. Si on observe maintenant l'erreur entre le temps de vol mesuré et cette régression sur la figure 3.6b, plusieurs effets apparaissent. Tout d'abord, on peut noter que le temps de vol mesuré en début de fabrication, qui n'a pas été pris en compte dans le calcul de la régression, est sensiblement différent. On observe également que

l'erreur sur les temps de vol utilisés n'est pas constante jusqu'à la fin du procédé : l'erreur diminue lentement jusqu'aux alentours de 3h, avant de croître progressivement jusqu'à la fin de la fabrication. Le temps de vol présente donc des légères variations autour de cette linéarité, qui pourraient être dues à des variations du champ de température au cours du procédé, mais aussi à des variations dans le procédé même de fabrication, comme l'épaisseur de poudre déposée, ou une absorption de la chaleur différente d'un cycle à l'autre. A ce stade, plusieurs effets peuvent causer ces variations. Cependant, celles-ci sont relativement faibles, car elles représentent moins de 2% des variations du temps de vol autour de cette courbe linéaire. Il apparaît donc que l'évolution du champ de température à long terme, s'il est la cause de ces variations, ait au premier ordre un effet négligeable sur la mesure de temps de vol face au mécanisme d'ajout de matière.

Enfin, on peut s'intéresser à relier le coefficient directeur de la pente affine à la vitesse moyenne des ultrasons pendant la fabrication. Pour ce faire, en supposant que la vitesse de l'onde dans le couplant, le plateau et le cylindre est peu sensible aux variations de température à cette échelle, l'équation 3.1 peut s'écrire sous la forme :

$$t_v = 2\frac{d_c}{v_c} + 2\frac{d_p}{v_p} + 2\frac{d_{cyl}}{v_{cyl}}, \quad (3.2)$$

où d_c , d_p , d_{cyl} représentent respectivement les épaisseurs de couplant, plateau et cylindre traversés par l'onde, et v_c , v_p et v_{cyl} les vitesses moyennes ultrasonores dans les milieux considérés, ces vitesses moyennes étant à prendre au sens harmonique.

En considérant constantes ces vitesses et les épaisseurs de couplant et de plateau, l'expression ci-dessus peut se mettre sous la forme $t_v = At_{fab} + B$, avec $A = 2v_{fab}/v_{cyl}$ pour permettre une comparaison avec l'approximation linéaire identifiée sur la figure 3.6a ; où v_{fab} représente la vitesse de fabrication du cylindre $v_{fab} = dd_{cyl}/dt_{fab}$. Cette définition permet d'écrire $v_{cyl} = 2v_{fab}/A$. Enfin, la dernière étape est d'associer v_{fab} aux paramètres du procédé, et de considérer qu'à l'échelle de la fabrication complète, on peut écrire $v_{fab} = e/t_{cycle}$. Numériquement, avec $e = 60 \mu\text{m}$ et $t_{cycle} = 25.9 \text{ s}$, on trouve $v_{fab} = 2.316 \mu\text{m.s}^{-1}$. Par ailleurs, la régression linéaire calcule $A = 2.92 \mu\text{s.h}^{-1} = 8.11 \cdot 10^{-10}$. Tous calculs faits, il vient $v_{cyl} = 5710 \text{ m.s}^{-1}$. On retrouve donc une valeur du même ordre de grandeur que celle mesurée en enceinte climatique en annexe A, entre 5838 et 5868 m.s^{-1} à 20°C. Cette valeur est cependant légèrement moins importante, de l'ordre de 100 m.s^{-1} . Avec un coefficient moyen $a = 0.7 \text{ m.s}^{-1}.\text{°C}^{-1}$, cette variation de vitesse correspondrait à une variation de $\Delta T = \Delta v/a \sim 140\text{°C}$ de la température moyenne du cylindre au cours de sa fabrication. Cette estimation est légèrement plus élevée que la valeur estimée par la moyenne arithmétique des températures mesurées par caméra thermique et thermocouple 1, mais reste cependant acceptable pour une première estimation.

Il est également intéressant d'effectuer une régression linéaire sur le temps de vol mesuré en début de procédé, pendant la fabrication de la jupe, qui semble lui aussi relativement linéaire comme le présente la figure 3.6a. Le même raisonnement conduit à une vitesse de l'onde dans le support de $v_{jupe} = 4350 \text{ m.s}^{-1}$, valeur qui est bien plus faible que celle estimée précédemment dans le cylindre, mais qui traduit un régime différent de fabrication. Cette faible valeur peut s'expliquer par le fait que la jupe soit par nature poreuse, dont le taux de porosité peut causer une vitesse de l'onde significativement moins importante [125].

Une même approche menée sur le cylindres 1A conduit à des estimations de $v_{cyl} = 5626 \text{ m.s}^{-1}$ dans le cas d'une régression linéaire sur tout le procédé et $v_{jupe} = 3991 \text{ m.s}^{-1}$ au cours de la fabrication de la jupe, pour une même valeur de vitesse de fabrication du cylindre v_{fab} . La vitesse estimée dans le cylindre est également du même ordre de grandeur que les vitesses mesurées en enceinte sur cet échantillon, entre 5730 et 5808 m.s^{-1} . Un écart similaire de l'ordre 100 m.s^{-1} est observé, équivalant à une variation de température $\Delta T = \Delta v/a = 200^\circ\text{C}$ pour un coefficient moyen $a = 0.5 \text{ m.s}^{-1}.\text{C}^{-1}$. Il est intéressant de noter que cette valeur est plus élevée que celle estimée pour le cylindre 1B, tout comme la température estimée par moyenne arithmétique des températures mesurées à la surface du cylindre et sous plateau estimée précédemment. Il est également intéressant de noter que la vitesse de l'onde dans le support est très faible, caractéristique d'une section poreuse, comme il a été observé pour le procédé 1B.

Concernant le cylindre 2, une unique régression linéaire est réalisée sur la durée totale du procédé, ne possédant pas de jupe à sa base, comme le montre la figure 3.5c. Une vitesse de fabrication $v_{fab} = 1.667 \mu\text{m.s}^{-1}$ est estimée à partir d'une épaisseur de couche $e = 30 \mu\text{m}$ et du temps moyen d'un cycle de lasage-refroidissement $t_{cycle} = 18 \text{ s}$. Une vitesse moyenne de l'onde dans le cylindre est estimée à $v_{cyl} = 5621 \text{ m.s}^{-1}$, ce qui est relativement élevé par rapport aux mesures de vitesse réalisées sur ce cylindre en enceinte climatique, entre 5264 et 5321 m.s^{-1} à 20°C . Cet écart ne peut être dû à une variation de température, qui causerait une diminution de vitesse de l'onde et donc une estimation plus faible que 5264 m.s^{-1} . Il est donc possible que cette estimation soit biaisée par une vitesse de fabrication v_{fab} différente, qui pourrait être liée à une épaisseur de couche déposée légèrement plus faible que prévu, comme nous le verrons au chapitre 4.

Ainsi, le champ de température semble influencer légèrement sur la vitesse des ultrasons au cours du procédé LPBF, à l'échelle d'une construction complète. Cependant, au vu des incertitudes sur les valeurs de vitesses mesurées en enceinte climatique en annexe A, il est nécessaire de prendre avec précaution ces estimations de vitesse à cette échelle, où l'ajout de matière reste le mécanisme prépondérant. Un autre effet intéressant apparaît lorsque le dépôt de poudre cesse, des variations de temps de vol sont observées, caractéristiques d'un refroidissement en fin de procédé, qui peuvent également permettre d'estimer une température des pièces en fin de fabrication.

Etude du refroidissement des pièces en fin de procédé Après la fin de la fabrication, le dépôt de couche de poudre s'est arrêté, il n'y a alors plus d'ajout de matière à la pièce construite, et donc plus de variation de hauteur du cylindre. Il n'y a également plus d'apport de chaleur par activation du laser. Les évolutions du temps de vol après 12h20 et 6h40 de fabrication des cylindres 1A et 1B respectivement sont donc uniquement dues au refroidissement des pièces complètes. Une température moyenne peut donc être estimée à partir des mesures de temps de vol en fin de fabrication, en connaissant la dépendance de la vitesse des ultrasons dans les cylindres en fonction de la température.

En choisissant t_c la valeur maximale du temps de vol en fin de fabrication, associée à une température moyenne chaude, et t_f la moyenne des 30 dernières valeurs du temps de vol, associée à une température moyenne froide, comme illustré sur la figure 3.7, il est possible

d'estimer une variation de vitesse. En considérant que la vitesse des ultrasons ne varie pas dans le couplant et dans le plateau, c'est-à-dire en émettant l'hypothèse forte que ceux-ci ne subissent pas de refroidissement de chaleur en fin de fabrication, on peut déduire une vitesse des ondes dans le cylindre $\Delta v = |v_c - v_f| = 2d_{cyl}|\frac{1}{t_c} - \frac{1}{t_f}|$, où v_c et v_f sont les vitesses de l'onde dans le cylindre en début et en fin de phase de refroidissement, associées respectivement aux temps de vol t_c et t_f .

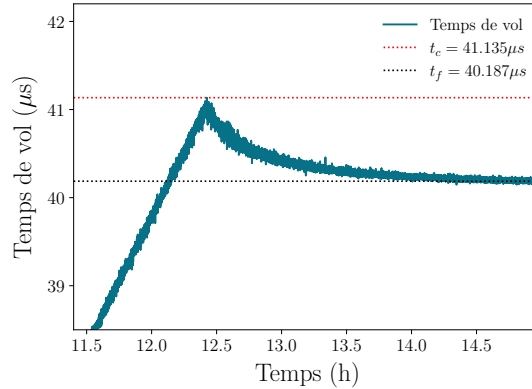


Figure 3.7 – Estimation de la température moyenne du cylindre 1A en fin de fabrication, à partir d'une différence de temps de vol $t_c - t_f$.

La relaxation du temps de vol présentée à la figure 3.7 permet d'estimer une différence de temps de vol de $0.948 \mu s$. Pour une hauteur de cylindre de 100 mm, la relation précédente permet d'estimer une différence de vitesse de l'onde de $\Delta v \sim 110 \text{ m.s}^{-1}$. Pour un coefficient moyen $a = 0.5 \text{ m.s}^{-1}.\text{°C}^{-1}$ estimé en enceinte climatique sur l'échantillon 1A, cette variation de vitesse équivaut à un refroidissement moyen de la pièce de $\Delta T = \Delta v/a = 220\text{°C}$. En supposant que le champ de température est relativement constant dans le plateau en fin d'acquisition, il est possible de comparer cette valeur à la valeur moyenne de température du cylindre, calculée à partir des valeurs de température mesurée par caméra thermique et thermocouples en fin de fabrication, soit 450°C et 50°C respectivement. D'après ces données, la pièce atteint en moyenne arithmétique 250°C en fin de fabrication. S'il est préférable de considérer ces valeurs avec précaution, il est intéressant de noter que ces valeurs sont néanmoins cohérentes entre elles.

Ce raisonnement peut également s'appliquer à la relaxation du temps de vol en fin de fabrication du cylindre 1B. Un temps de vol maximal mesuré en fin de fabrication de $t_c = 23.087 \mu s$, et une valeur moyenne du temps de vol sur les 30 dernières valeurs de temps de vol mesurées de $t_f = 22.789 \mu s$ induisent une variation de vitesse de $\Delta v = 56 \text{ m.s}^{-1}$ pour une hauteur de pièce de $d_{cyl} = 50 \text{ mm}$. Un coefficient moyen $a = 0.7 \text{ m.s}^{-1}.\text{°C}^{-1}$ comme celui estimé en enceinte climatique, traduit une variation de température de $\Delta T = \Delta v/a = 80\text{°C}$. De la même façon, il est possible de comparer cette valeur à la valeur moyenne de température du cylindre, estimée à 180°C à partir des valeurs de température mesurée par caméra thermique et thermocouples en fin de fabrication, soit 320°C et 38°C respectivement. Ces valeurs sont sensiblement différentes, mais comme mentionné précédemment, ces valeurs sont à considérer avec précaution au vu des fortes hypothèses nécessaires pour l'estimation de la température

moyenne à partir de la relaxation du temps de vol, et des valeurs absolues de mesures prises en compte. Il est toutefois intéressant de remarquer que cette température estimée est plus faible que celle estimée en fin de procédé 1A, ce qui est cohérent avec des températures moins élevées observées par caméra thermique et thermocouples pour cette fabrication.

Influence de la dilatation thermique sur la mesure de temps de vol Il est nécessaire de discuter à présent d'un phénomène jusqu'ici laissé de côté, à savoir l'effet de dilatation thermique des pièces pendant le procédé. En effet, sous l'effet de l'évolution de la température dans les pièces, la hauteur des cylindres varie au cours de la fabrication, allongeant alors la distance totale $L(t)$ parcourue par le pulse ultrasonore, et impactant la mesure de temps de vol.

Pour un solide isotrope chauffé de la température ambiante T_0 à la température $T > T_0$, la longueur du solide s'étend de L_0 jusqu'à $L(T) > L_0$ selon la relation :

$$L(T) = L_0(1 + \alpha_{th}(T - T_0)). \quad (3.3)$$

L'importance de cette variation dépend du coefficient de dilatation thermique linéaire α_{th} , propre à chaque matériau. Dans le cas des cylindres construits à partir de poudre d'Inconel 625, le constructeur donne un coefficient de dilatation thermique de $\alpha_{th} = 12.8 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ à 93°C . Le coefficient du plateau, composé d'acier 316L, est également fourni par le constructeur, et vaut $\alpha_{th} = 13.5 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ sur l'intervalle $20 - 400^\circ\text{C}$. En prenant une valeur haute de $\alpha_{th} = 15 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$, et une élévation de température moyenne dans le cylindre de $\Delta T = 300^\circ\text{C}$, que l'on peut également considérer comme une borne supérieure, la variation relative de longueur $\Delta L/L_0 = (L(T) - L_0)/L_0$ est de l'ordre de 0.45% en fin de fabrication, causant une augmentation relative du temps de vol relative identique. Cette variation pourrait légèrement influencer sur la mesure de temps de vol en fin de fabrication de la pièce 1A de hauteur 100 mm, qui représenterait $0.15 \mu\text{s}$ qui reste néanmoins relativement faible. Dans le cas de l'échantillon 1B moins haut, cette variation de $0.07 \mu\text{s}$ ne peut être détecté par le dispositif de mesure utilisé.

De la même façon, le coefficient de dilatation thermique de l'aluminium AlSi7Mg0.6 est de l'ordre de $\alpha_{th} = 22 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$. Pour une élévation de température de $\Delta T = 50^\circ\text{C}$, que l'on peut là encore considérer comme une borne supérieure, la variation relative de longueur est de l'ordre de 0.1%. Or, une variation relative du temps de vol associée reste très inférieure à la limite de détection de notre système d'acquisition. En conclusion, avec ces calculs simples, l'effet de la dilatation thermique sur les mesures de temps de vol réalisées en machine est minime. Dans la suite de l'analyse de ces mesures, cet effet est donc négligé.

En résumé, à l'échelle de temps de la fabrication d'une pièce complète, l'évolution du temps de vol est principalement régie par l'ajout de matière, caractéristique du processus de fabrication additive. D'éventuelles déviations de la linéarité du temps de vol pourraient être dues à des variations de température interne moyenne, type accumulation de chaleur. L'étude de la relaxation du temps de vol observée en fin de fabrication permet de quantifier la température moyenne de la pièce à cet instant, et pourrait être utilisée pour vérifier que l'accumulation de chaleur à l'intérieur de l'échantillon pendant tout le processus reste dans des limites acceptables. A présent, en observant ces données à l'échelle d'un cycle de fabrication,

l'étude des évolutions locales des signaux permet une analyse plus approfondie de la physique du procédé de fabrication.

3.1.2 Etude de l'évolution du temps de vol à l'échelle de la fabrication d'une couche

En observant les signaux acquis à l'échelle de temps de la couche de construction, des cinétiques de montée en température et de refroidissement peuvent être observées pour chaque cycle de lasage. Concernant la fabrication du cylindre 1A, les figures 3.8a, 3.8b et 3.8c montrent respectivement la température moyenne à la surface de l'échantillon, les températures enregistrées sous la plaque et le temps de vol en début de fabrication. Dans ces figures, et celles qui suivront, les lignes en tirets représentent les instants de début d'activation du laser, et les lignes en pointillés représentent les instants où le laser s'éteint, extraits comme expliqué précédemment à partir du signal de la photodiode installée dans la chambre de fabrication.

La figure 3.8a montre que le signal de la caméra thermique augmente fortement lorsque le laser est actif et diminue entre les cycles de fusion/solidification, dès que le laser est éteint. Pour chaque cycle de fabrication, les valeurs élevées de température correspondent à la fin de la fusion de la poudre, tandis que les valeurs plus faibles sont enregistrées à la fin de la phase de refroidissement, juste avant l'activation du laser du cycle de fabrication suivant. De plus, on peut observer deux discontinuités qui apparaissent périodiquement dans les phases de refroidissement, qui sont dues au passage du racleur. La première discontinuité correspond au retour du racleur, qui a déposé la couche de poudre précédente, à sa position initiale. Le racleur passe au-dessus de la surface chaude observée par caméra thermique, et empêche celle-ci de mesurer la température moyenne à cet instant. De la même façon, la deuxième discontinuité correspond au passage du racleur qui permet de déposer la couche de poudre froide du cycle observé, sur la couche précédente solidifiée et plus chaude. A cette échelle de temps, aucune dérive n'est observable sur les valeurs de températures hautes et basses, la température moyenne à la surface de l'échantillon retrouve en fin de cycle la valeur initiale qu'elle avait en début de cycle de fabrication.

Concernant les températures enregistrées par thermocouples, les oscillations sont à peine visibles sur Th 2, qui est situé le plus loin du cylindre, mais significatives sur Th 1, en raison de sa position plus proche par rapport au cylindre. Les oscillations observées sur Th 1 ne sont pas en phase avec les cycles du laser, contrairement à la température à la surface du cylindre, ce qui n'est pas surprenant puisqu'il faut du temps pour que la chaleur se propage depuis l'extrémité du cylindre construit jusqu'à la face inférieure du plateau. Ces oscillations sont d'amplitude de moins en moins importante au fur et à mesure du procédé, en raison de la hauteur du cylindre croissante. Il est intéressant de noter qu'une petite dérive est observable à la fois sur Th 1 et Th 2, ce qui indique que la température au bas du plateau est sensible à la chaleur accumulée pendant les premières minutes de la fabrication.

La figure 3.8c montre l'évolution du temps de vol pendant ces mêmes quelques cycles en début de procédé. Le temps de vol augmente pendant les phases de lasage, et diminue pendant les phases où le laser est éteint. Comme évoqué précédemment, les ajouts de matière étant réguliers à chaque cycle de fabrication, le temps de vol a une évolution en forme d'esca-

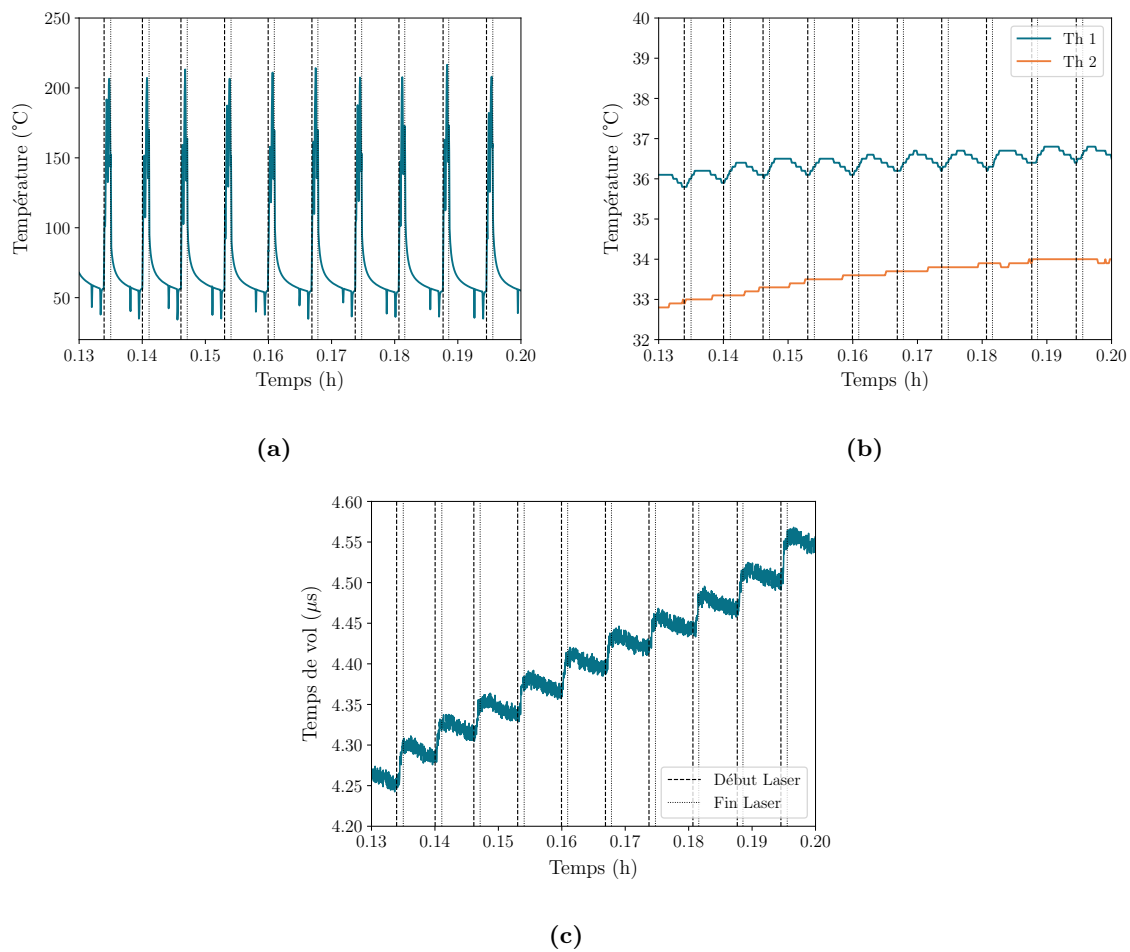


Figure 3.8 – Différentes données acquises pendant la fabrication de quelques couches du cylindre 1A par : (a) caméra thermique, (b) thermocouples et (c) temps de vol.

lier : à la fin de chaque cycle de fabrication, le temps de vol est un peu plus élevé qu’au cycle précédent. Cependant, une fois la phase de lasage terminée, la hauteur du cylindre n’évolue pas jusqu’au cycle suivant : la diminution du temps de vol dans les phases d’arrêt du laser n’est donc dû qu’à la propagation de la chaleur dans le cylindre et la partie du plateau de fabrication qui est traversé par l’onde ultrasonore. On remarque d’ailleurs que le dépôt de poudre, repérable par la deuxième discontinuité en dehors des cycles de lasage du signal de caméra thermique, n’est pas perçu par le temps de vol. Celui-ci étant relativement bruité, aucune augmentation ponctuelle n’est observée avant la phase de lasage suivante, laissant supposer que la différence d’impédance acoustique entre la dernière couche solidifiée et la couche de poudre est élevée, et que l’onde se réfléchit essentiellement à cette interface. L’augmentation du temps de vol pendant les phases de lasage est donc due à la fois à la formation de la nouvelle couche du cylindre par solidification, mais également à une augmentation de la température de la pièce et du plateau parcourus par l’onde.

Des comportements très similaires peuvent être observés sur les mesures de la fabrication 1B, illustrées par la figure 3.9. Les données présentées précédemment sont analysées sur quelques couches au début de la construction. Sur les trois types de mesures, il est évident que les cycles de fusion - solidification sont plus courts que dans le cas de la construction 1A.

La durée entre les instants où le laser s'active et s'éteint est plus courte, ce qui s'explique par les dimensions plus petites de la pièce 1B fabriquée. Cependant, la figure 3.9a montre que les tendances de la température moyenne à la surface sont assez proches de celles observées pendant la fabrication 1A : les valeurs hautes de température sont atteintes en fin de phase de lasage, et les valeurs les plus faibles en fin de cycle de refroidissement. On constate néanmoins que la température diminue plus rapidement une fois le laser éteint, traduisant une légère réduction de temps caractéristiques de refroidissement. En ce qui concerne les températures des thermocouples de la figure 3.9b, les variations enregistrées par Th 1 semblent être un peu plus faibles que dans le cas du cylindre 1A, encore une fois en cohérence avec un apport de chaleur globalement plus faible pour le cylindre 1B.

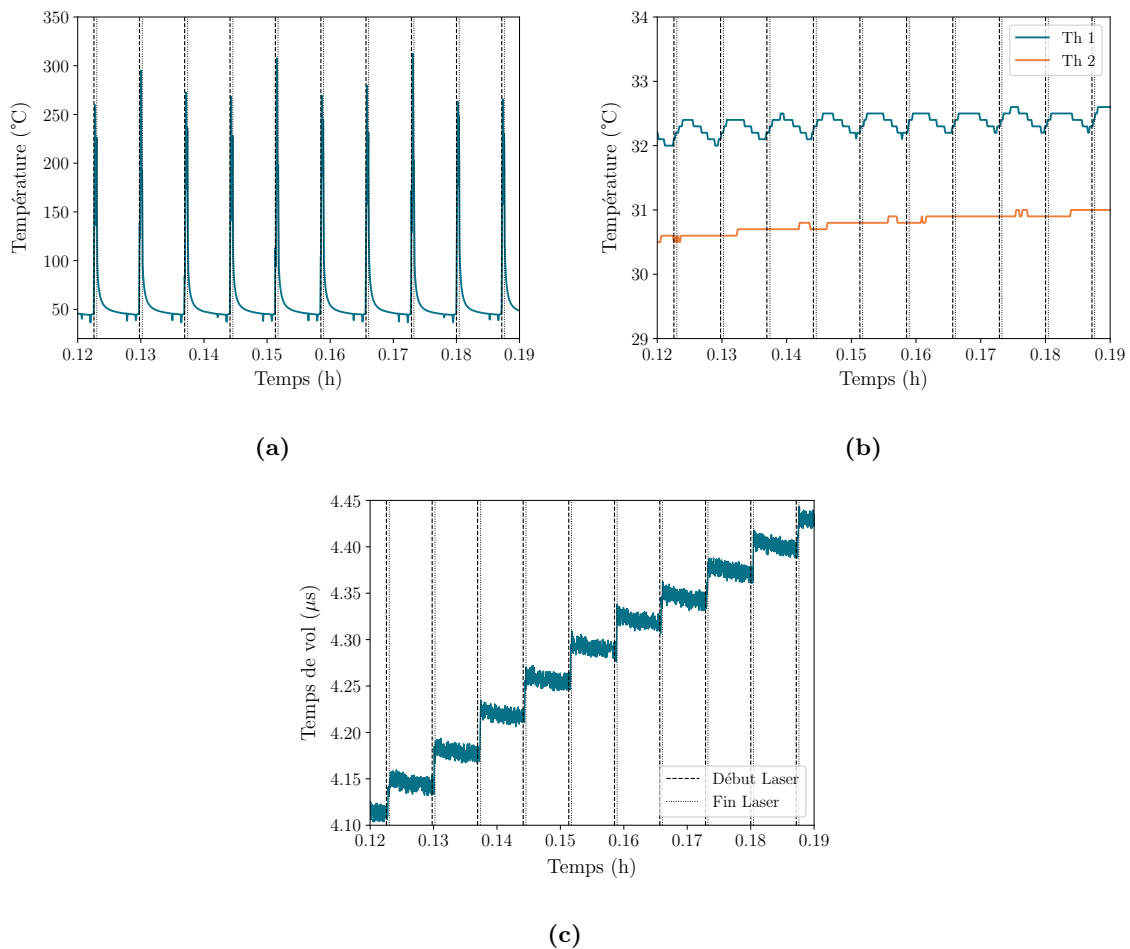


Figure 3.9 – Différentes données acquises pendant la fabrication de quelques couches du cylindre 1B par : (a) caméra thermique, (b) thermocouples et (c) temps de vol.

Concernant les mesures de temps de vol, des évolutions similaires sont également observées, avec une augmentation du temps de vol pendant les phases de lasage, et une diminution pendant les phases de refroidissement du cylindre 1B. La figure 3.9c présente la tendance en escalier du temps de vol, caractéristique de l'apport de matière, et la diminution progressive du temps de vol en dehors des phases de lasage, qui est cohérent avec le refroidissement de la pièce. Cependant, en comparaison avec le cylindre 1A, il est difficile de mettre en évidence une cinétique de refroidissement plus rapide sur les temps de vol, au vu des signaux bruités.

Ces dynamiques sont également observées sur les mesures effectuées pendant l'élaboration du cylindre 2. Comme la photodiode n'a pu être utilisée pour ces mesures suivantes, les phases de lasage ont été repérées comme expliqué précédemment, à partir du signal de la caméra thermique. Ainsi, la température à la surface de l'échantillon 2 augmente dès le début de l'activation du laser, et diminue dès son arrêt, comme le montre la figure 3.10a. Les passages du racleur sont également repérables par deux discontinuités après l'arrêt du laser. Comme cela a été remarqué sur les tendances à long terme de la caméra thermique, les écarts de températures mesurés pendant un cycle de fabrication sont plus réduits, mais on peut aussi observer des temps de refroidissement caractéristiques qui sont également beaucoup plus courts que le cylindre 1A.

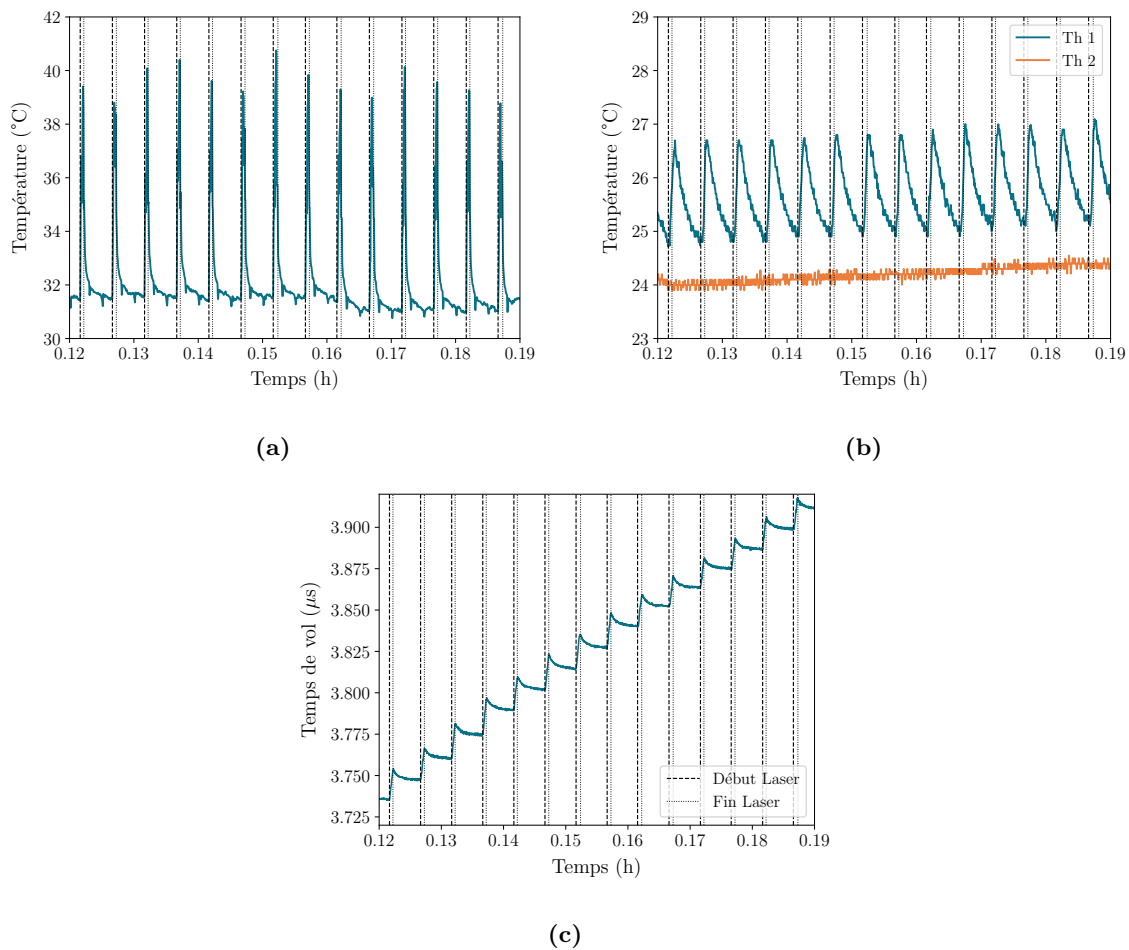


Figure 3.10 – Différentes données acquises pendant la fabrication de quelques couches du cylindre 1B par : (a) caméra thermique, (b) thermocouples et (c) temps de vol.

Les températures mesurées sous le plateau de la figure 3.10b sont ici un peu différentes, en particulier le signal de Th 1, qui enregistre des pics plus importants de température à chaque cycle de fabrication. La température augmente d'ailleurs plus rapidement dès l'arrêt du laser, signe que la température déposée à la surface de la pièce se diffuse plus rapidement jusqu'à la base du plateau. Il n'est pas possible d'exclure des variations de positionnement des thermocouples sous le plateau par rapport aux autres constructions, cette dynamique

est également caractéristique de la meilleure capacité du matériau à conduire et à diffuser la chaleur par rapport à l'inconel 625.

D'un point de vue ultrasonore, cet effet peut également être observé sur la figure 3.10c. En effet, le temps de vol mesuré pendant la construction 2 présente une évolution similaire aux fabrications précédentes. En revanche, la qualité du signal mesuré est bien meilleure en terme de rapport signal sur bruit, ce qui est probablement dû à une acquisition différente des signaux ultrasonores par rapport aux constructions 1A et 1B. Cela permet d'observer des dynamiques de refroidissement plus prononcées, qui semblent avoir une décroissance de forme exponentielle. Cette tendance pourrait peut-être être observée avec des signaux ultrasonores mesurés dans la première machine avec les mêmes paramètres d'acquisition qu'ici, mais les temps de vol mesurés pendant les constructions 1A et 1B ne semblent pas décroître aussi rapidement pendant les phases de refroidissement. Une telle diminution peut ainsi indiquer un transfert de chaleur beaucoup plus rapide entre la surface du cylindre 2 et la face inférieure du plateau, conséquence d'une constante de diffusion plus élevée du matériau utilisé pour cette fabrication. De plus, la vitesse de l'onde est plus sensible aux variations de température dans le cas de cette fabrication, avec un coefficient a plus élevé, entre 1 et $1.34 \text{ m.s}^{-1}.\text{°C}^{-1}$, face à $a \sim 0.5 \text{ m.s}^{-1}.\text{°C}^{-1}$ et $a \sim 0.7 \text{ m.s}^{-1}.\text{°C}^{-1}$ respectivement mesurées en enceinte climatique sur les échantillons 1A et 1B, présentées en annexe A.

3.2 Etude quantitative des phases de refroidissement

Il est intéressant d'étudier les phases de refroidissement des pièces fabriquées, où aucune matière ni énergie n'est introduite. L'évolution du champ de température durant ces cycles est différente en fonction de la quantité de chaleur apportée durant la fusion d'une couche de poudre, de la manière dont elle est évacuée par le système, mais aussi en fonction de la répétition des étapes de fusion et solidification de couches de poudre pendant le procédé complet. Le temps caractéristique de refroidissement, ou temps de relaxation, permet une première quantification de cette évolution, car il est défini comme le temps nécessaire à un système pour revenir à sa position d'équilibre. On choisit donc de s'intéresser aux temps de relaxation de la température à la surface de la pièce, mais aussi à ceux du temps de vol, donnant un aperçu du refroidissement moyen de la pièce.

3.2.1 Estimation des temps caractéristiques de refroidissement

Afin d'évaluer ces temps caractéristiques de refroidissement à partir des mesures de caméra thermique et temps de vol, la formule suivante est utilisée :

$$\tau = \frac{f(x) - f(x_0)}{f'(x_0)}. \quad (3.4)$$

Cette formule permet de s'affranchir du besoin de faire des hypothèses sur la forme du signal, mais nécessite de calculer les tangentes à la fin de chaque phase de fusion. Pour ce faire, la formule de Taylor est appliquée entre les points $x_0 - h$ et $x_0 + h$:

$$f'(x_0) = -\frac{1}{2h}f(x_0 - h) + \frac{1}{2h}f(x_0 + h) \quad (3.5)$$

avec h la période d'échantillonnage. Le point $x_0 - h$ représente donc le premier point de chaque cycle de refroidissement.

Avant de pouvoir mettre en pratique ce calcul, il est nécessaire d'interpoler le signal de caméra thermique sur une grille régulière en temps, afin d'avoir une période d'échantillonnage de ce signal constante entre les points utilisés pour le calcul de la tangente. En effet, la période d'échantillonnage de ce signal correspondant à la période d'acquisition des images de caméra thermique au cours du procédé de moyenne 0.1 s, cette période peut varier de 10% durant toute l'acquisition. Pour une estimation précise des tangentes, une interpolation linéaire est effectuée, sur une grille de temps comportant un pas de temps régulier de $h = 0.1$ s. Il convient ensuite de sélectionner avec précision les phases de refroidissement, depuis l'arrêt du laser jusqu'à la reprise du laser pour la couche suivante. Ces phases sont représentées en noir sur la figure 3.11a. On sélectionne ensuite les trois premiers instants de chaque cycle de refroidissement, permettant de calculer les tangentes associées. Les temps caractéristiques de refroidissement sont ensuite calculés à partir de l'amplitude de variation de température de chaque phase, correspondant à la différence entre le premier point $f(x_0 - h)$ et le dernier point du cycle sélectionné en noir.

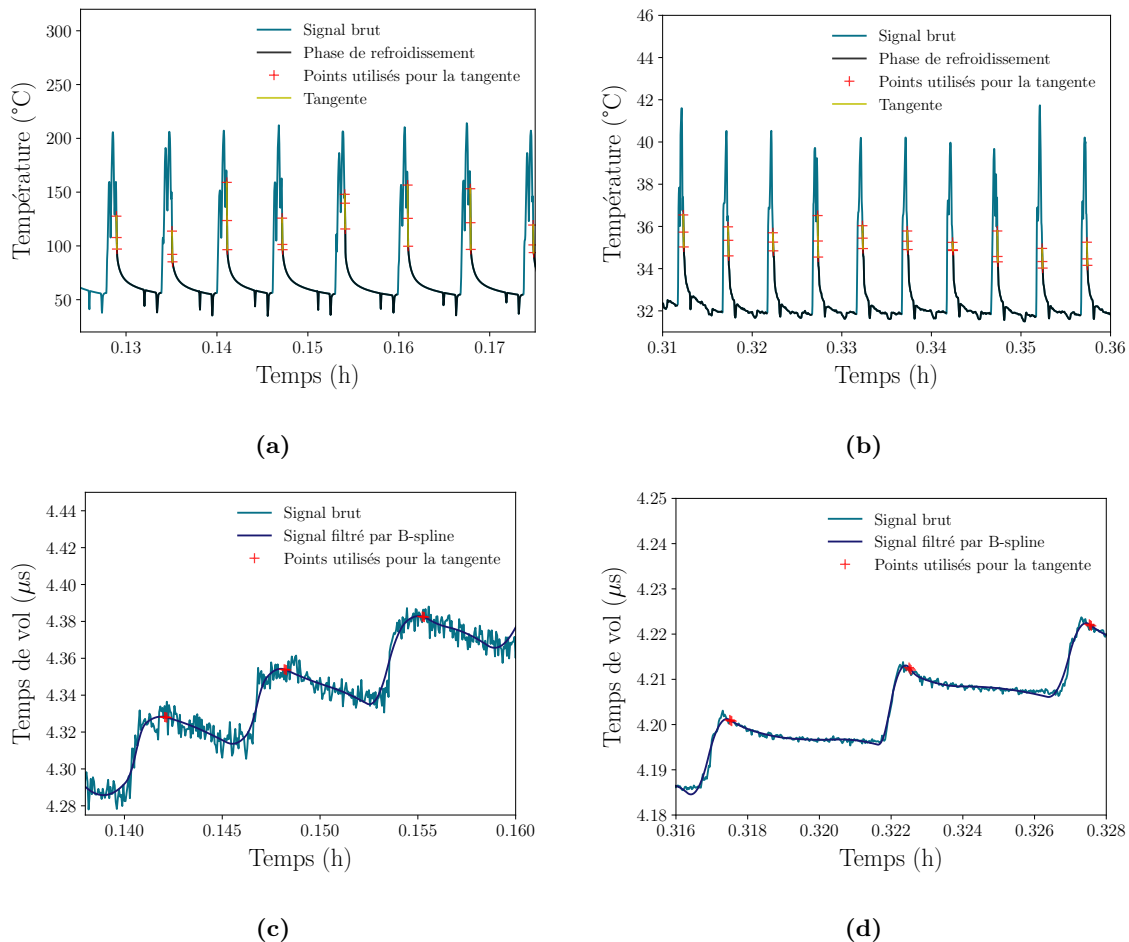


Figure 3.11 – Calcul des tangentes à partir des signaux de caméra thermique du (a) procédé 1A et du (b) procédé 2, ainsi qu'à partir des signaux de temps de vol du (c) procédé 1A et du (d) procédé 2.

De manière similaire, les mêmes calculs sont adaptés aux mesures de temps de vol. Avant

cela, les signaux de temps de vol des trois fabrications sont filtrés à partir de B-splines de degré 2, pour les débruiter au mieux, en particulier pour les procédés 1A et 1B qui sont très bruités. Le signal est interpolé sur la même grille de temps, avec un pas de temps de $h = 0.1$ s. Les phases de décroissance sont ensuite identifiées, après l'arrêt du laser de chaque couche de fabrication, et les trois premiers instants de chaque cycle sont sélectionnés. Les tangentes sont ensuite calculées à l'aide de la formule 3.5, ainsi que les temps de relaxation associés. La figure 3.11d illustre le traitement réalisé pour la fabrication du cylindre 2.

3.2.2 Analyse des temps caractéristiques de refroidissement

La figure 3.12 montre l'évolution des temps de relaxation en fonction du nombre de couches déposées, pour les constructions des trois cylindres. Dans l'optique de corrélérer les cinétiques de refroidissement avec l'énergie apportée par le laser à chaque couche, cette quantité est tracée en vert sur chacune des figures. L'énergie apportée sur un cycle, qui est a priori différente de celle absorbée par le matériau en fonction, peut s'exprimer en fonction de P_{laser} la puissance du laser et Δt la durée mesurée de chaque cycle de fusion, par la relation $E = P_{laser} \cdot \Delta t$.

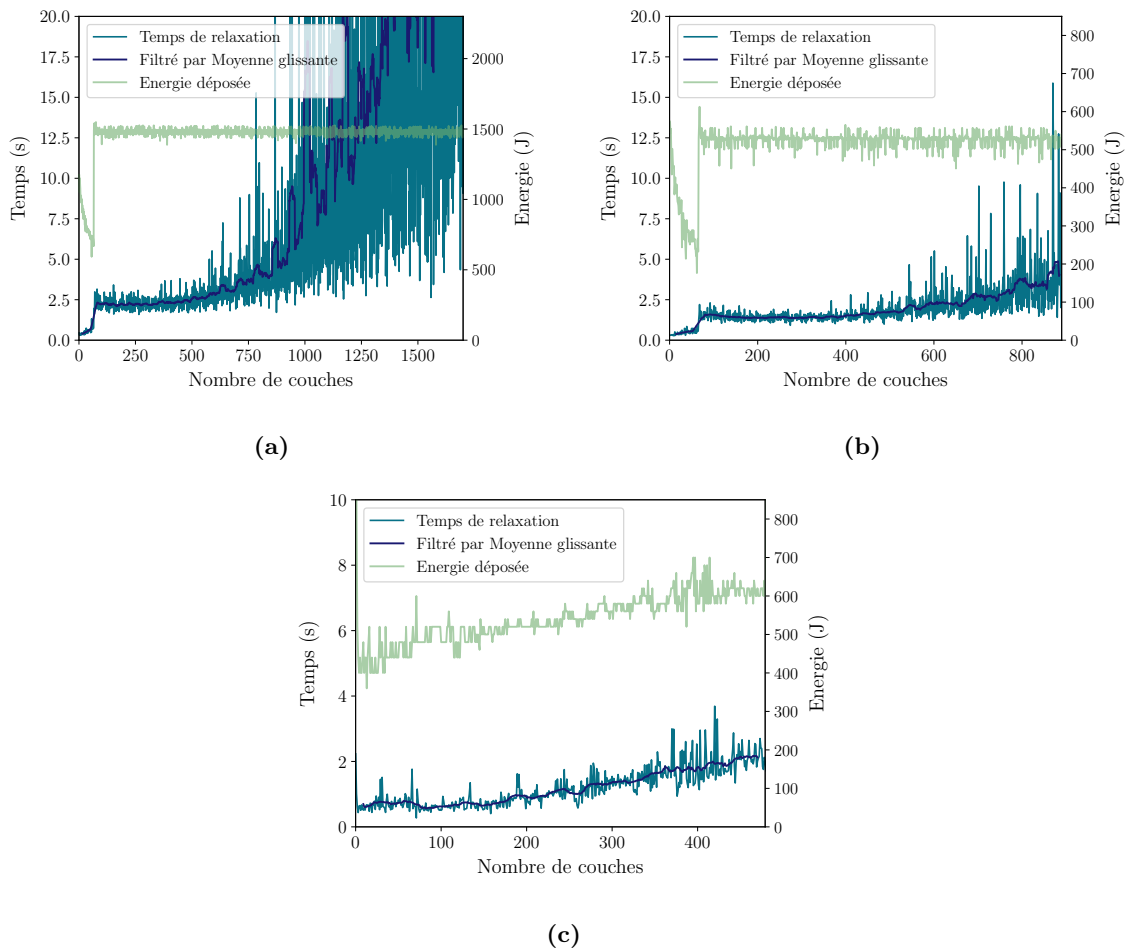


Figure 3.12 – Temps caractéristiques de refroidissement extraits des données de caméra thermique des fabrications des (a) cylindre 1A, (b) cylindre 1B et (c) cylindre 2, mis en relation avec l'énergie apportée par le laser à chaque couche.

Les temps de relaxation associés à la fabrication 1A sont présentés à la figure 3.12a. En début de fabrication, le temps caractéristique de refroidissement augmente progressivement de 0.3 s à 0.9 s, durant la fusion des 65 premières couches déposées. Ce temps s'allonge brusquement pour atteindre la valeur de 2.25 s, et se stabilise jusqu'aux environs de la 500ème couche. A partir de là, le temps caractéristique de refroidissement augmente progressivement puis de manière beaucoup plus rapide jusqu'à la fin de la fabrication. Durant cette période, l'énergie déposée par le laser à partir de la 65ème couche est constante, autour de la valeur 1500 J, jusqu'à la fin du procédé. En supposant que l'énergie absorbée par le cylindre, moins importante que celle déposée par le laser du fait des phénomènes d'absorptivité, est relativement constante pendant cette même durée, l'allongement progressif du temps de relaxation traduit donc une nette accumulation de chaleur à la surface de la pièce, qui commence dès la 500ème couche. En effet, comme observé sur la figure 3.1a, les températures à la surface de l'échantillon 1A en chaque fin de cycle de refroidissement augmentent progressivement, signe que la température à la surface du cylindre ne refroidit pas complètement à la fin d'un cycle de lasage, avant que le cycle suivant de lasage apporte une nouvelle quantité de chaleur. Une accumulation de phases de lasage dans ces conditions peut générer une élévation progressive de la température moyenne de la surface du cylindre tout au long de la fabrication, qui s'évacue de moins en moins bien au fur et à mesure de la construction du cylindre, entraînant ainsi une cinétique de refroidissement plus lente et un temps caractéristique de relaxation plus élevé à chaque cycle de fabrication. En observant les courbes en amont, on observe que l'allongement soudain du temps de relaxation au niveau de la 65ème couche est corrélé avec une augmentation ponctuelle de l'énergie déposée par le laser. Cette augmentation ponctuelle de temps de relaxation correspond à un événement important, et sera étudiée plus en détails dans la suite de ces analyses. Concernant le début de fabrication, on observe que l'énergie déposée décroît progressivement, de 1100 J à 700 J, alors que le temps de relaxation de chaque couche augmente. Ces observations semblent contradictoires, car il serait naturel que le système ait besoin de plus de temps pour revenir à son état d'équilibre lorsqu'il a été soumis à un apport de chaleur plus important. Dans le cas présent, cet allongement du temps de relaxation pourrait traduire une accumulation de chaleur à la surface de la pièce au cours de la fusion des premières couches, du fait d'une mauvaise conduction à travers le matériau poreux de la jupe.

Observons maintenant les temps de relaxation calculés pendant la construction du cylindre 1B. Ces temps semblent évoluer de manière relativement similaire à ceux de la fabrication précédente. Cependant, les temps de relaxation semblent plus courts pour cette construction. En effet, durant les 65 premières couches, ce temps augmente progressivement de 0.3 s à 0.6 s. On observe ensuite une brusque augmentation de ce temps, également à la fusion de la 65ème couche, jusqu'à atteindre la valeur de 1.5 s. Il se stabilise ensuite jusqu'à la 500ème couche, à partir de laquelle il augmente légèrement et atteint 4 s en fin de fabrication, au dépôt de la 870ème couche, alors qu'il atteint 5 s pendant le procédé du cylindre 1A à ce stade. Ces valeurs relativement proches peuvent être associées à un apport de chaleur moins important à chaque cycle de fabrication, puisque l'énergie apportée par le laser est près de trois fois moins importante que dans le cas de la fabrication 1A. L'accumulation des phases de lasage permet une élévation de température moins importante à la surface du cylindre, qui est mieux évacuée via les différents phénomènes de refroidissement de la pièce, notamment par pompage thermique par le plateau, les deux pièces étant élaborées dans des conditions expérimentales très similaires.

Les temps de relaxation mesurés à la surface du cylindre 2 présentent une évolution différente, d'après la figure 3.12c. Durant la fusion des premières couches, ces temps restent relativement stables autour de 0.6 s, jusqu'à la 150ème couche. Cette valeur est du même ordre de grandeur que celles observées au début des fabrications précédentes, mais présente moins de variations. Le temps de relaxation augmente progressivement à partir de la 150ème couche jusqu'à la fin de la fabrication, jusqu'à atteindre 2.15 s au dépôt de la 480ème couche. Cette valeur apparaît plus élevée que le temps de relaxation associée à la fabrication 1B, qui est de 1.5 s, mais plus faible que celle associée à la fabrication 1A, à savoir 2.25 s.

Cette croissance du temps de relaxation dans le cylindre 2 au cours de la fabrication est cohérente avec l'évolution de l'énergie déposée par le laser à chaque couche, qui augmente lentement dès le début du procédé de 400 J à 600 J. En effet, comme le montre la figure 3.12c, la durée des pulses laser n'est pas constante, ce qui n'est a priori explicable par la programmation de la machine.

Il est important de rappeler que pour cette fabrication, les temps de fusion ont été calculés à partir des données enregistrées par la caméra thermique, et sont moins précis que ceux mesurés par photodiode. Cependant, cette augmentation des temps de relaxation, qui pourrait être moins importante que celle mesurée ici, pourrait être également due à une légère dérive, ou accumulation de chaleur, à partir de la 150ème couche. Les différences restent néanmoins modestes. Le temps caractéristique de refroidissement à la surface de la pièce ne semble donc pas être au premier ordre affecté par la différence de matériau utilisé, et en particulier par la différence de diffusivité.

Concernant les temps caractéristiques de refroidissement calculés à partir des temps de vol, les mesures de temps de vol acquises au cours des constructions 1A et 1B n'ont malheureusement pu être exploitées avec la méthode présentée précédemment, car elles sont très bruitées. L'application du filtre a permis de calculer des temps de relaxation à chaque couche, mais qui restent en pratique inexploitable, malgré l'adaptation de la méthode à plus de points. Cependant, à première vue, les tendances du temps de vol pendant les phases de refroidissement des cylindres 1A et 1B laissent supposer que le temps de relaxation est supérieur à la durée de chaque phase de refroidissement, puisque le temps de vol ne semble pas se stabiliser à la fin de chacune de ces phases, comme c'est le cas pour le temps de vol mesuré au cours de la fabrication 2.

Pour le cylindre 2, les résultats de temps caractéristiques de refroidissement calculés à partir des temps de vol sont également très bruités mais exploitables. Ceux-ci sont présentés à la figure 3.13, et comparés aux temps de relaxation calculés à partir des mesures de caméra thermique. L'application d'une moyenne glissante permet d'observer une tendance. D'une manière générale, ces temps de relaxation sont plus élevés que ceux mesurés à partir de la caméra thermique : ils évoluent entre 3 s et 8 s en moyenne, alors que les temps associés à la température à la surface varient entre 0.6 s et 2.15 s. Le temps de vol a donc besoin de plus de temps pour revenir à sa position d'équilibre que la température à la surface de la pièce après chaque apport de chaleur, ce qui est cohérent puisque l'onde élastique parcourt le volume complet de la pièce, qui prend plus de temps à refroidir entièrement que la zone de surface observée par la caméra thermique. Les deux temps de relaxations ont une évolution similaire à partir de la 150ème couche, avec une croissance lente jusqu'à la fin du procédé.

Les mesures de temps de relaxation à partir des temps de vol étant moins sensibles à la perte de précision des instants de fusion, cette augmentation est probablement due à une légère accumulation de chaleur, qui est observable sur les deux courbes. Cependant, une évolution différente est observée en début de fabrication. En effet, le temps de relaxation calculé à partir des temps de vol décroît de 8 s à 3.5 s jusqu'au dépôt de la 110ème couche, ce qui n'est pas le cas des temps de refroidissement calculés à partir de la température à la surface. En connaissant l'évolution de l'énergie déposée par le laser, qui augmente légèrement tout au long du procédé, cette diminution en début de fabrication traduit un transfert de chaleur important dans le volume de la pièce en début de construction, qui n'est pas visible par la température enregistrée par caméra thermique.

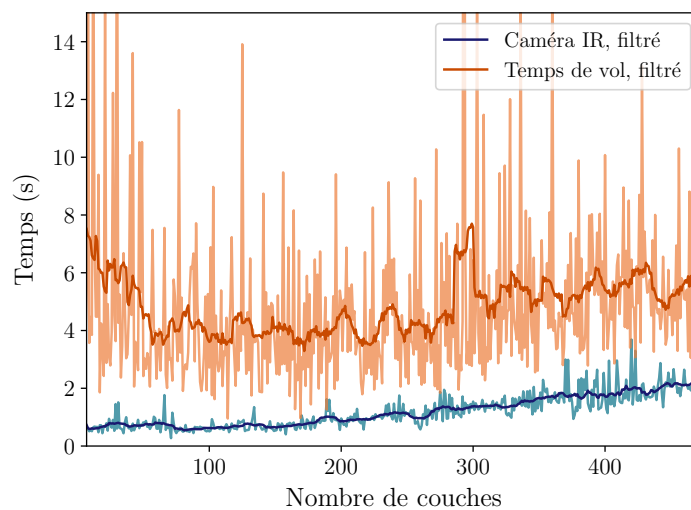


Figure 3.13 – Comparaison des temps de relaxation de la température à la surface de la pièce et du temps de vol, de la fabrication du cylindre 2.

Dans la suite de cette analyse, nous nous intéressons à l'augmentation soudaine d'énergie déposée par le laser au dépôt de la 65ème couche des fabrications 1A et 1B.

3.2.3 Mise en évidence d'une sensibilité du temps de vol face à une modification de l'apport de chaleur

Dans ce paragraphe, l'attention est portée sur la discontinuité du temps de relaxation du champ de température au niveau de la surface chauffée, qui se produit en début de procédé. Comme observé précédemment, l'énergie déposée par le laser est doublée lors de la fusion de la 66ème couche de poudre, par rapport à la couche précédente.

Rappelons que ce brusque apport de chaleur coïncide avec la fin de la fabrication du support type "jupe" pour chacune des fabrications 1A et 1B. Comme cela a été mentionné dans le premier chapitre, ces supports ont été construits avec des paramètres de fabrication différents, à savoir une plus faible puissance laser de 240 W, au lieu d'une puissance de 253 W utilisée pour construire le cylindre, mais surtout une vitesse de balayage du laser beaucoup plus importante de 2000 mm.s^{-1} , au lieu d'une vitesse de 900 mm.s^{-1} . Une telle vitesse de

balayage induit donc un cycle de fusion plus court que pour le cylindre. C'est ce qui est illustré par la figure 3.14 : l'énergie apportée à chaque couche est plus importante après la 65ème couche en raison du cycle de lasage plus long. Par ailleurs, on remarque que l'énergie diminue progressivement, du fait de la décroissance similaire du temps de balayage de la surface par le laser. Cette décroissance est due à la décroissance progressive de la surface à fusionner, qui est de diamètre plus grand en début de fabrication que le diamètre du futur cylindre, comme cela a été montré sur la figure 2.2. Finalement, la 65ème couche correspond à la dernière couche du support, et la 66ème à la première couche du cylindre.

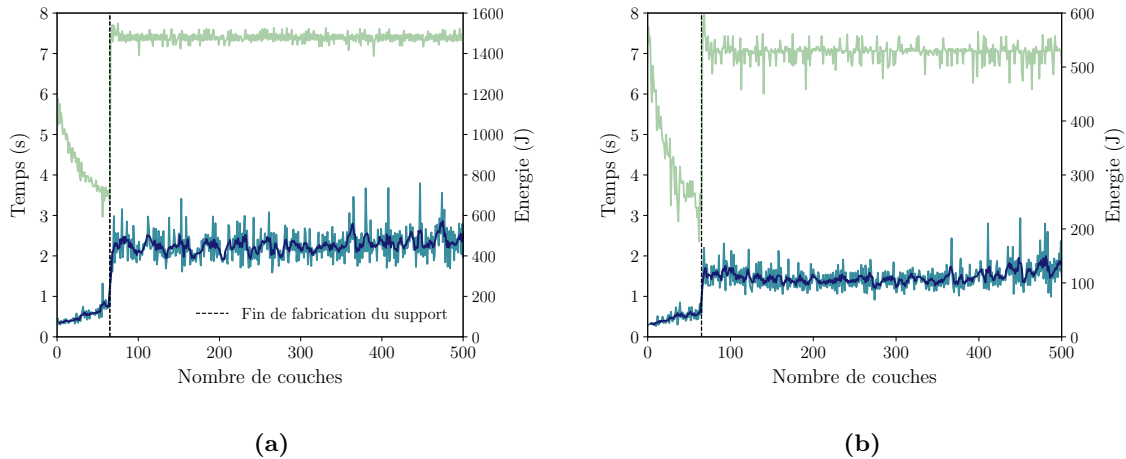


Figure 3.14 – Temps caractéristiques de refroidissement des mesures caméra thermique de la (a) fabrication 1A et de la (b) fabrication 1B. Les temps caractéristiques sont mis en relation avec l'énergie apportée par le laser à chaque couche pour chacun des procédés.

Ce changement de paramètres de fabrication est visible dans les différentes données acquises pendant l'élaboration des pièces 1A et 1B. En effet, la figure 3.15 montre la température moyenne à la surface du cylindre 1A, les températures sous plateau ainsi que le temps de vol à l'échelle de temps de quelques couches, autour de la 65ème couche. Sur ces trois figures, on peut nettement observer que les cycles de fusion durent plus longtemps dès la fin de la construction du support de la pièce 1A. A partir de ce moment, la température à la surface a besoin de plus de temps pour revenir à sa température d'équilibre, ce qui se traduit par un allongement des temps caractéristiques de refroidissement, comme déjà observé sur la figure 3.14a. De plus, on remarque que la température atteinte en fin du 66ème cycle de refroidissement n'est pas revenue à sa valeur initiale avant la phase de fusion, signe d'un apport de chaleur plus important à ce cycle de fabrication. Les cycles suivants montrent un même comportement, confirmant ainsi que l'évacuation de la chaleur est moins efficace à chaque phase de refroidissement, et traduisant l'allure à long terme observée sur la figure 3.1a. L'apport de chaleur soudainement plus élevé est également observable par l'augmentation des températures sous plateau dès la fin du 66ème cycle de fusion, comme le montre la figure 3.15b.

Un effet particulièrement intéressant à noter est que les temps de vol sont aussi affectés par cette modification de paramètres de fabrication. La figure 3.15c montre que le temps de vol diminue plus rapidement dès la 66ème phase de refroidissement, laissant supposer que les temps de relaxation du champ de température dans le volume de la pièce 1A devraient être plus courts après la fin de fabrication du support qu'avant. Cependant l'amplitude de l'augmentation des temps de vol pendant les phases de lasage est également plus importante,

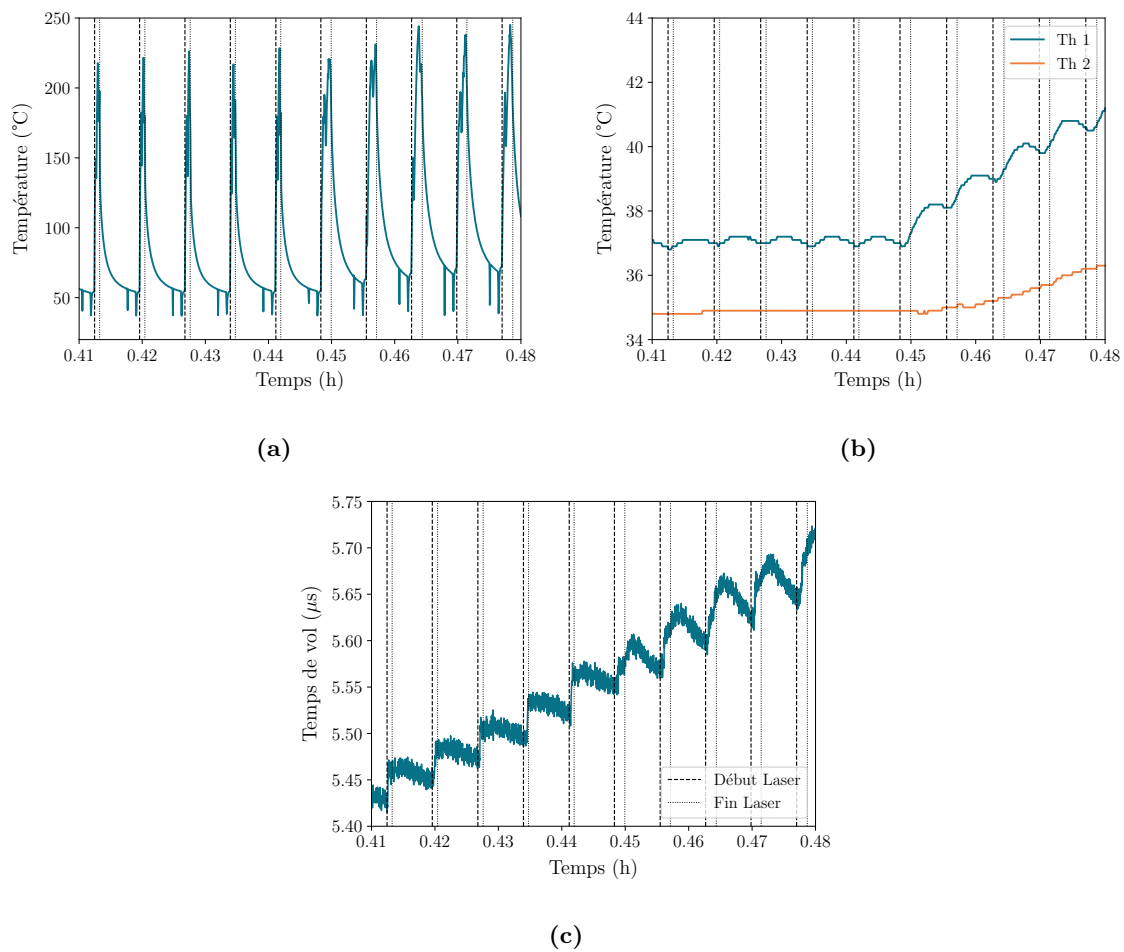


Figure 3.15 – Données acquises pendant la fin de la fabrication de la jupe, et le début de la fabrication du cylindre 1A par : (a) caméra thermique, (b) thermocouples et (c) temps de vol.

et le fait que le temps de vol ne se stabilise pas au cours des phases de refroidissement ne permet pas conclure sur la variation des temps caractéristiques. Il est également à noter que le temps de vol n'atteint pas forcément son maximum pendant les cycles de fusion, comme cela a été observé sur les figures 3.8c, 3.9c et 3.10c. Cette particularité pourrait être liée à la méthode de calcul de temps de vol peut également en être la cause, puisque le temps de vol est estimé à partir de la vitesse de groupe de l'onde. Si l'onde est déphasée ou atténuée, comme cela a été noté sur la figure 2.11, la vitesse de groupe de l'onde ne correspond plus à sa vitesse de phase, ce qui peut introduire un biais dans le calcul du temps de vol. A ce stade de l'étude, nous avons considéré que cet effet est négligeable, bien qu'il soit possible qu'il ait un impact mineur sur l'estimation du temps de vol de l'onde.

Cette augmentation ponctuelle d'apport de chaleur s'est également produit pendant la fabrication du cylindre 1B, puisqu'un support similaire a été construit à sa base. L'observation des données enregistrées pendant l'élaboration de la pièce 1B montre des évolutions très similaires des différentes températures et temps de vol lors de la fusion de la 66ème couche.

Concernant les phases de refroidissement de l'échantillon, rappelons que l'étude des temps de relaxation calculés à partir des temps de vol n'a pas été possible, les mesures étant trop

bruitées. A la place de cette grandeur, on peut s'intéresser à la différence $\Delta t_v(n_{cycle})$ entre les valeurs maximale et minimale entre le début et la fin de chaque cycle de fusion t_{cycle} , nommée amplitude des temps de vol par couche, calculée selon la relation :

$$\Delta t_v(n_{cycle}) = \max(t_v|_{t_{cycle}}) - \min(t_v|_{t_{cycle}}). \quad (3.6)$$

Cette amplitude est tracée en fonction de la couche observée sur la figure 3.16. Pour une épaisseur de couche de $60 \mu\text{m}$, la variation de temps de vol associée uniquement à la solidification d'une couche de poudre après cycle de fusion est de $0.02 \mu\text{s}$. Cette valeur peut être plus faible pendant les 10 premières couches de fabrication, car l'épaisseur de couche solidifiée peut être plus faible que $60 \mu\text{m}$, en raison de la compacité du lit de poudre [10]. Cependant, les variations de temps de vol au cours d'une couche sont relativement constantes autour de $0.02 \mu\text{s}$ dans le cas des deux fabrications. L'amplitude du temps de vol est affectée par la variation de paramètre de fabrication : elle augmente brusquement dès la 65ème couche, elle double quasiment sa valeur dans les deux cas, et reprend sa valeur initiale uniquement à partir de la 180ème couche pour le cylindre 1A, et à partir de la 220ème couche pour le 1B. L'augmentation du temps de vol au cours d'un cycle de fusion varie en fonction la quantité de chaleur apportée à ce cycle, en plus de l'augmentation du temps de vol liée à la solidification de la couche déposée.

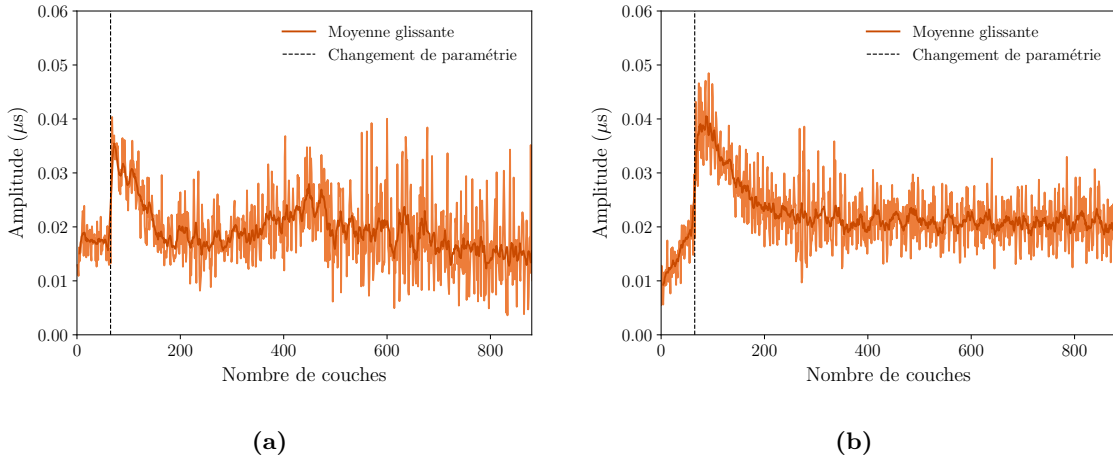


Figure 3.16 – Amplitudes de variations du temps de vol à chaque cycle de fabrication de la (a) fabrication 1A et (b) fabrication 1B.

Ainsi, le temps de vol évolue différemment selon la quantité de chaleur apportée par le laser à chaque couche. Ces résultats montrent un potentiel certain pour la caractérisation du procédé : il est possible de mesurer un temps de vol en machine afin de repérer des potentiels modifications de paramètres de fabrication, ou de défauts de procédés, type manque de fusion, ou régime de *keyhole*, qui pourraient se traduire par une quantité d'énergie qui varie d'une couche à l'autre. Avec un contrôle du temps de vol en temps réel, une boucle de rétro-action peut être envisagée à long terme, afin de repérer un défaut de procédé et de modifier les paramètres de fabrication, afin de corriger le potentiel défaut généré.

A plus court terme, cette dernière étude montre que le dispositif expérimental mis en place est capable d'enregistrer des temps de vol sensibles à des variations de température en machine, mais aussi qu'il est possible de quantifier ces variations en fonction de l'évolution

du champ de température dans un procédé LPBF. Avec des signaux ultrasonores moins bruités, les temps de relaxation associés au champ de température dans le volume de la pièce pourraient être mesurés, fournissant une information que la caméra thermique et des thermocouples ne pourraient observer.

Conclusion

Les analyses mesures de températures et de temps de vol acquises pendant l'élaboration des pièces par procédé LPBF réalisées au chapitre 1 mettent en évidence deux échelles de temps pour différents mécanismes d'apport de chaleur et de refroidissement de la pièce. Les températures enregistrées par caméra thermique et thermocouples expriment des phénomènes d'accumulation de chaleur par la succession de phases de lasage qui s'équilibrent avec une évacuation de la chaleur, notamment par le plateau de fabrication, à l'échelle de temps de la pièce complète. Le temps de vol semble présenter une faible variation en fonction de l'évolution du champ de température à l'échelle de la fabrication entière. Il varie néanmoins au cours d'une couche, présentant des augmentations lors des phases de fusion et des décroissances lors des phases de refroidissement, signe d'une sensibilité certaine à la variation de température de la pièce.

L'étude des temps caractéristiques de refroidissement de caméra thermique associée à l'énergie apportée par le laser à chaque couche permet d'observer ce phénomène d'accumulation de chaleur à la surface de la pièce, mais également un apport de chaleur ponctuellement plus important, en raison de la modification de paramètres nécessaires pour fabriquer les supports des pièces 1A et 1B. L'analyse du temps caractéristique de refroidissement du temps de vol de l'échantillon 2 montre que celui-ci est plus sensible à aux transferts de chaleur dans l'ensemble de la pièce, et pas seulement au refroidissement de surface observé par caméra thermique. Enfin, les amplitudes de variation des temps de vol à chaque phase de refroidissement sont corrélées à l'apport de chaleur, et permettent également de détecter la modification de paramètres dans le cas des procédés 1A et 1B.

Ainsi, ces analyses ont prouvé la sensibilité du temps de vol d'une onde ultrasonore face au champ de température du procédé LPBF, confirmant le potentiel d'une méthode de caractérisation par mesure de temps de vol. Dans cette optique, il est nécessaire de quantifier les variations ultrasonores causées par l'évolution du champ de température durant l'élaboration des pièces étudiées. Le chapitre suivant présente donc le développement d'un modèle thermique et ultrasonore du procédé LPBF. Les paramètres cruciaux pour la simulation des trois fabrications sont identifiés, et optimisés en comparant les résultats numériques aux mesures expérimentales. L'analyse des champs de températures calculés avec ce modèle permet une première estimation de l'évolution des champs de températures en machine LPBF.

Chapitre 4

Caractérisation du temps de vol à partir du champ de température

Sommaire

Introduction	94
4.1 Modélisation thermique et ultrasonore du procédé LPBF	94
4.1.1 Modélisation thermique	94
4.1.2 Modélisation du temps de vol d'une onde élastique dans un procédé LPBF	98
4.2 Optimisation des paramètres du modèle	102
4.2.1 Identification des paramètres fondamentaux pour la modélisation du procédé LPBF	102
4.2.2 Définition d'une métrique pour les différences entre simulations et mesures expérimentales	106
4.2.3 Minimisation des erreurs	112
4.3 Analyse des champs de température transitoires	119
4.3.1 Etude des températures en surface et sous le plateau	119
4.3.2 Evolution du temps de vol à l'échelle de la fabrication complète	122
4.3.3 Evolution des champs de températures simulés	125
4.4 Etude quantitative des cycles de fabrication	127
4.4.1 Analyse des temps caractéristiques de refroidissement par caméra thermique	127
4.4.2 Vers un monitoring du procédé LPBF par mesure de temps de vol	129
Conclusion	130

Introduction

Afin de déterminer les champs de température associés aux fabrications 1A, 1B et 2, et ainsi vérifier la cohérence des analyses des données expérimentales réalisées au chapitre précédent, un modèle thermique et ultrasonore est développé, basé sur la littérature. Une étude paramétrique permet de déterminer les paramètres modèles qui décrivent le mieux ces configurations. Des simulations de champs de températures sont finalement calculées pour ces paramètres, et permettent de proposer une vision cohérente des mécanismes de transferts de chaleur dans ne pièce élaborée par procédé LPBF.

4.1 Modélisation thermique et ultrasonore du procédé LPBF

Dans un premier temps, un modèle de diffusion de chaleur permettant de réaliser de simulations de champ de température dans une pièce cylindrique au cours du procédé LPBF est établi. L'objectif est de rendre compte des fluctuations de température sur un cycle de fusion-solidification, ainsi que sur plusieurs cycles. Comme discuté au chapitre 1, il est légitime de penser que les phénomènes de changements d'état de la matière, qui sont très localisés et quasi instantanés, ne sont pas accessibles par une méthode de mesure du temps de vol. Un modèle thermique à l'échelle du plateau et de la pièce en cours de fabrication est donc mis en œuvre. A cette échelle, il est donc nécessaire d'utiliser des paramètres effectifs pour décrire les mécanismes de transfert de chaleur impliqués.

4.1.1 Modélisation thermique

Dimensionnement

La configuration géométrique du procédé LPBF est modélisée par la définition des domaines d'une pièce cylindrique et du plateau de fabrication. Pour les modéliser, les dimensions réelles des pièces fabriquées ainsi que celles des plateaux associés aux différents processus 1A, 1B et 2, sont utilisées. A chaque domaine, des propriétés thermiques ont été associées. Les masse volumique, capacité thermiques massique et conductivité thermique ρ_p , c_p^p et k_p sont associées aux plateaux, alors que ρ_c , c_p^c et k_c sont associées aux cylindres. Les propriétés associées aux cylindres sont données dans le chapitre 2. Le plateau utilisé pour les procédés 1A et 1B a une conductivité thermique k_p fournie par le constructeur de $k_p = 35 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$. Les densité et capacité thermique massiques ont été déterminées en moyennant les données fournies par d'autres constructeurs, pour le même alliage. Concernant le plateau en aluminium utilisé pour élaborer l'échantillon 2, aucune information n'a été donnée par le constructeur, même la dénomination exacte de l'alliage utilisé. Dans ce contexte, les mêmes propriétés thermiques utilisées pour le cylindre 2 ont été choisies ici, permettant de rendre compte d'une conductivité et d'une diffusivité thermique élevées, caractéristiques de la plupart des alliages d'aluminium. La dépendance en température des propriétés thermiques n'est pas prise en compte, bien qu'elle le soit pour la plupart des modèles thermiques du procédé LPBF, par manque de données précises. Les valeurs des propriétés thermiques et les rayons de chaque cylindres utilisés pour la modélisation des trois procédés sont regroupés dans le tableau 4.1.

Dans un souci de réduction des temps de calcul, la poudre située au-dessus du plateau et autour de la pièce n'est pas modélisée. Étant donné la faible conductivité thermique de la poudre par rapport à celle de la pièce et du plateau, les transferts thermiques dans la

Paramètres	Procédé 1A	Procédé 1B	Procédé 2
r_c (mm)	12.5	7.5	10
k_c (W.m ⁻¹ .K ⁻¹)	9.8	9.8	153
k_p (W.m ⁻¹ .K ⁻¹)	35	35	153
ρ_c (kg.m ⁻³)	8440	8440	2660
ρ_p (kg.m ⁻³)	7800	7800	2660
c_p^c (J.kg ⁻¹ .K ⁻¹)	410	410	927
c_p^p (J.kg ⁻¹ .K ⁻¹)	450	450	927

Table 4.1 – Propriétés thermiques et dimensions du modèle

direction radiale de la pièce peuvent être considérés comme négligeables. Plus précisément, des mesures de conductivité thermique effective d'une poudre d'inconel 625 effectuées par Wei *et al.* permettent d'observer que la conductivité ne dépasse pas la valeur de 0.3 W.m⁻¹.K⁻¹, en fonction de la pression environnante et de la température [37, 126]. De même, Liu *et al.* estiment la conductivité thermique effective de poudre de deux alliages aluminium Al-Si-Mg et Al-Mn-Sc en fonction de la taille des particules, et montrent que la valeur mesurée ne dépasse pas 0.19 W.m⁻¹.K⁻¹ à 25°C et 0.9 W.m⁻¹.K⁻¹ à 500°C [127]. De plus, ces valeurs varient peu en fonction de la température, et sont donc très faibles pendant tout le procédé LPBF. La figure 4.1 récapitule la géométrie choisie pour résoudre l'équation de diffusion de la chaleur dans les conditions des trois fabrications réalisées aux chapitres précédents. Un point à noter est que pour cette modélisation thermique, nous ne tenons pas compte de la géométrie des jupes présentes lors des fabrications 1A et 1B.

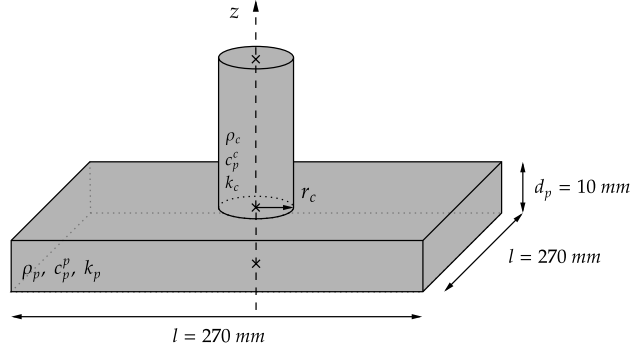


Figure 4.1 – Géométrie du système utilisé pour la résolution de l'équation de diffusion de la chaleur.

Equation de diffusion de la chaleur et conditions aux limites

On s'intéresse maintenant à résoudre l'équation de diffusion de la chaleur par conduction :

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = k \nabla^2 T + Q, \quad (4.1)$$

où ρ , c_p et k représentent les propriétés thermiques associées au matériau considéré. Q est un terme source volumique, et représente l'apport de chaleur par le laser. Comme mentionné au chapitre 1, il est légitime de considérer que les chaleurs latentes de fusion et solidification se compensent à cette échelle de modélisation [54]. Les différents changement d'état ne sont

donc pas pris en compte.

De même, à cette échelle de modélisation, l'apport de chaleur est considéré comme uniforme sur toute la surface du cylindre, pendant toute la durée d'un cycle de lasage. La densité de puissance Q apparaissant dans l'équation ci-dessus peut s'exprimer par le produit de α le coefficient d'absorption du laser par la puissance nominale du laser P_{laser} rapportée à la surface du cylindre et à une épaisseur de couche solidifiée, comme le traduit l'équation :

$$Q = \frac{\alpha \cdot P_{laser}}{V_{élément}}. \quad (4.2)$$

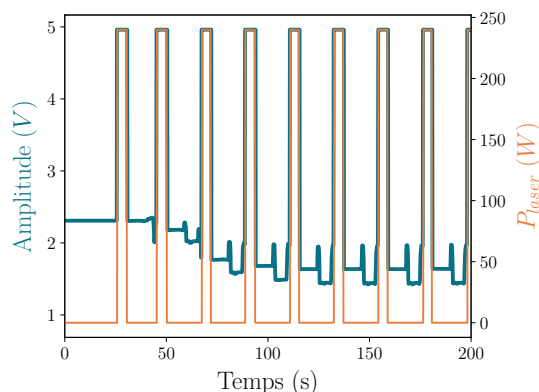


Figure 4.2 – Evolution de la puissance laser P_{laser} , et donc de la puissance volumique Q , dans le temps en fonction du signal enregistré par la photodiode au cours du procédé 1A.

Les valeurs de puissances expérimentales qui ont permis d'élaborer les trois échantillons sont utilisées pour la modélisation des trois procédés, à savoir $P_{laser} = 240$ W pour les fabrications 1A et 1B, et $P_{laser} = 200$ W pour le procédé 2. Concernant les fabrications 1A et 1B, les puissances laser plus importantes pour la construction des jupes ne sont pas prises en compte. La densité de puissance Q étant uniforme, la stratégie de lasage ne fait donc pas partie des paramètres de ce modèle. Le coefficient α représente alors une quantité de chaleur effective absorbée par le matériau. Cette chaleur est constante pendant toute la durée d'un cycle de fusion-solidification, et nulle pendant les phases de refroidissement. L'évolution temporelle de la puissance volumique Q est calculée à partir des temps de lasage mesurés expérimentalement. La figure 4.2 présente cette évolution, définie à partir du signal de la photodiode pour le procédé 1A.

Dans le cadre de ce travail, notre choix a été de ne pas modéliser en détail les phénomènes de transport de chaleur associés à la convection, le rayonnement et d'éventuels effets thermiques associés à l'évaporation de la matière à la surface de la pièce, et sous le plateau de fabrication. A l'échelle de notre modélisation, nous représentons ces transferts en utilisant des coefficients d'échange empiriques selon la relation :

$$q = -h(T - T_{\infty}), \quad (4.3)$$

avec h représente le coefficient d'échange thermique, et T_{∞} la température à l'infini du système, qui dans ce cas correspond à la température des parois de la chambre de fabrication. La dérive de cette température de parois au cours de la fabrication n'est pas prise en compte,

dans la pratique T_∞ est la température ambiante. La condition de d'échange global à la surface du cylindre est caractérisée par le coefficient h_c , et la condition sous le plateau est caractérisée par un coefficient h_p . Des conditions adiabatiques sont appliquées aux autres surfaces du système, à savoir les bords latéraux du cylindre, la surface supérieure du plateau, ainsi que ses bords latéraux. La figure 4.3 récapitule les hypothèses choisies pour cette modélisation du procédé LPBF.

Ces équations traduisent ainsi l'évolution du champ thermique dans une pièce cylindrique en procédé LPBF, mais à une hauteur de cylindre donnée. Un aspect essentiel de la modélisation du procédé est la croissance de la pièce, qui modifie la distribution de température à chaque nouveau cycle de fusion-solidification.

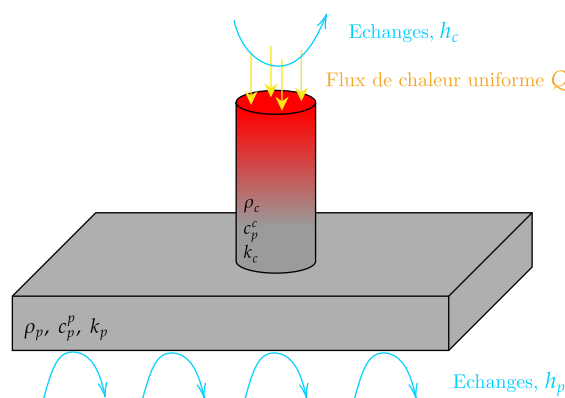


Figure 4.3 – Modélisation thermique du procédé LPBF.

Modélisation des dépôts de poudre

Comme nous avons pu le voir dans le chapitre 1, l'ajout de matière au cours du processus de fabrication additive peut se modéliser de deux manières différentes. Une de ces méthodes, appelée la méthode des éléments silencieux, consiste à générer le maillage de toutes les couches considérées et d'associer aux éléments correspondant à des couches pas encore déposées des propriétés thermiques fortement diminuées en les multipliant par un facteur d'échelle. L'activation de ces éléments est réalisée en annulant l'application de ce facteur d'échelle. Dans la seconde méthode, dite des éléments inactifs, ceux-ci ne sont pas pris en compte dans la résolution de l'équation 4.1, mais il est nécessaire de recalculer le maillage à chaque ajout de matière. Cette dernière méthode est choisie pour modéliser la croissance de la pièce. Elle a l'avantage de pouvoir appliquer une condition de convection à la surface de la pièce, qui s'écrit comme une condition au bord du domaine, opération plus complexe à mettre en œuvre dans le cas de la méthode des éléments silencieux, où la surface de la pièce n'est pas un bord du domaine en cours de processus.

Le dépôt d'une nouvelle couche de poudre est modélisé par extrusion de la couche précédente. La température des éléments nouvellement générés correspond à la température ambiante, comme l'a suggéré Michaleris pour ne pas introduire d'erreurs dans l'accumulation de chaleur pour la modélisation d'un grand nombre de couches [67]. Cette extrusion se produit à l'instant précédent les phases où le laser est actif, et où le flux thermique est

apporté à ces nouveaux éléments. Les différents changements d'état de la matière n'étant pas modélisés, les propriétés thermiques du cylindre dense, du tableau 4.1, sont associées aux éléments activés.

Sélection du logiciel

Pour résoudre les équations du problème et simuler le champ de température, notre choix s'est porté sur l'utilisation du logiciel de calcul Cast3M, code éléments finis initialement développé par le CEA pour la thermomécanique, mais dont le champ a été étendu à la résolution de problèmes thermiques [128]. Pour cela, un maillage du système présenté à la figure 4.1 est réalisé, à partir d'éléments prismatiques, avec une base triangulaire dans le plan (xy) . Le plateau de fabrication est maillé à partir de 4 éléments dans la hauteur (Oz) , et chaque couche de la pièce est maillée par 1 élément dans cette même direction, comme le montre la figure 4.4. De par la géométrie du problème, la configuration est nécessairement tridimensionnelle.

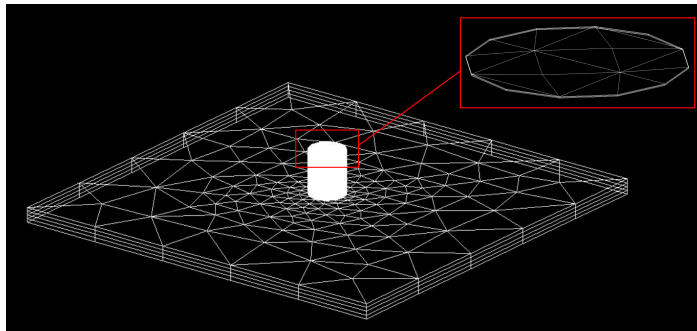


Figure 4.4 – Maillage effectué à l'aide de Cast3M pour le plateau de fabrication et le cylindre. Inset : Maillage des trois dernières couches du cylindre.

Les conditions adiabatiques et d'échange 4.3 sont appliquées aux bords souhaités, et l'équation 4.1 est résolue dans cette géométrie évolutive dans le temps. Des simulations de champ de température sont ainsi réalisées sur un nombre de couches défini à l'avance. A partir de ces simulations, le temps de vol de l'onde se propageant dans le plateau et le cylindre peut être modélisé en prenant en donnée d'entrée l'évolution du champ de température dans le temps.

4.1.2 Modélisation du temps de vol d'une onde élastique dans un procédé LPBF

Modèle analytique

Comme nous l'avons vu au chapitre 1, la plupart des techniques de thermométrie par ultrasons s'intéresse à calculer un temps de vol par l'équation 1.10, dans un milieu unidimensionnel. Ihara *et al.* proposent d'approcher cette intégrale par une somme à l'aide de la formule des trapèzes. Une approche similaire est proposé dans cette section.

Au cours des phases de refroidissement de l'échantillon, l'impulsion ultrasonore effectuée le trajet illustré par la figure 4.5. A une hauteur de pièce fixée, ce pulse est émis par le transducteur piézoélectrique et se propage à travers le couplant, le plateau puis l'échantillon

fabriqué. Nous ferons l'hypothèse que l'interface entre plateau et cylindre est parfaite d'un point de vue de la propagation de l'onde, et que la transmission de l'onde à cette interface soit totale. Cette représentation suppose également qu'il n'y a pas de rupture d'impédance à l'interface entre chaque couche solidifiée de l'échantillon. Une fois arrivée à l'extrémité libre du cylindre, l'onde est réfléchiée, et se repropage en sens inverse à travers le cylindre, le plateau et le couplant. Comme on le comprend dans cette description, en lien avec le fait mentionné au chapitre 2, il est nécessaire de prendre en compte le passage de l'onde dans le couplant et le temps de trajet associé, contrairement à des méthodes de calcul du temps de vol qui reposent sur l'utilisation de plusieurs échos classiquement mis en œuvre dans les techniques ultrasonores.

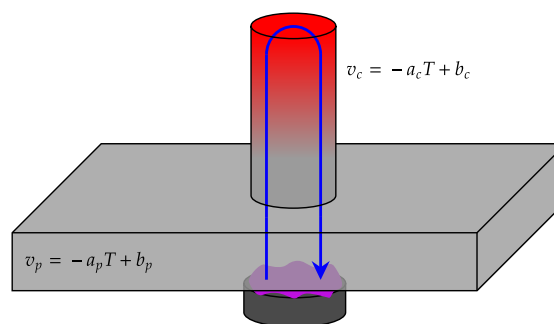


Figure 4.5 – Modélisation du trajet de l'onde effectué lors d'une mesure en pulse-echo au cours du procédé LPBF.

La validité de la modélisation du problème de thermométrie par ultrasons via l'équation 1.10 nécessite entre autres l'hypothèse d'un front d'onde plan pendant la propagation dans le milieu 1D. Même en supposant que la vitesse ultrasonore ne dépende que de la température, le problème thermique étant tridimensionnel, il n'est pas évident a priori que cette hypothèse soit valide, en particulier en début de fabrication où la présence du plateau va induire des flux de chaleur latéraux. Cependant, lorsque le cylindre est assez haut, l'hypothèse de front d'onde plan devient plus solide, puisque nous avons supposé que la chaleur était appliquée uniformément sur toute la surface lasée et que les échanges avec la poudre pouvaient être négligés.

D'un point de vue ultrasonore, l'atténuation, et plus largement la déformation, de l'onde au cours de sa propagation est négligée. Sous cette hypothèse, les variations du front d'onde sont ainsi considérées les mêmes en tout point dans le plan xy . Par ailleurs, les variations de vitesse en fonction des contraintes résiduelles et de la microstructure de la pièce ne sont donc pas prises en compte.

Ces hypothèses peuvent être relativement fortes, en particulier la supposition d'un front d'onde plan, mais une modélisation physique plus fine nécessiterait une étude approfondie de la propagation de l'onde dans ce système, qui n'a pas été réalisée dans ce travail et qui pourrait tout à fait être envisagée pour la suite de cette étude. Dans ces conditions, le temps de vol t_{v_2} mesuré en cours de fabrication peut s'écrire selon l'équation :

$$t_{v_2} = 2 \frac{d_c}{v_c} + 2 \int_0^{d_p} \frac{dz}{v_p(z,T)} + 2 \int_{d_p}^{d_p+d_{cyl}} \frac{dz}{v_{cyl}(z,T)}, \quad (4.4)$$

où (d_c, v_c) , (d_p, v_p) et (d_{cyl}, v_{cyl}) représentent respectivement les épaisseurs que parcourt l'onde et sa vitesse dans le couplant, le plateau et le cylindre, le plan $z = 0$ correspondant à la base inférieure du plateau.

Il est important de noter que cette équation nécessite de supposer que les propriétés du couplant constantes pendant toute la durée du procédé. Son épaisseur d_c ainsi que la vitesse de l'onde dans le couplant v_c sont considérées constantes, et donc les variations de vitesse par une fluctuation de température sont négligées pour le couplant. Cette hypothèse est relativement forte mais en l'absence de caractérisation des propriétés du couplant, nous considérerons qu'elle est légitime en première approximation.

En cohérence avec les résultats de l'étude bibliographique, les vitesses de l'onde dans le plateau v_p et dans l'échantillon en cours de fabrication v_{cyl} sont donc supposées varier uniquement en fonction de la température de leur milieu respectif, et peuvent s'écrire sous la forme de l'équation :

$$v_i(z, T(t, z)) = -a_i \cdot T(t, z) + b_i, \quad (4.5)$$

où l'indice i est relatif au milieu de propagation, plateau ou cylindre.

Comme évoqué ci-dessus, l'hypothèse d'invariance en (x, y) de la vitesse de l'onde dans le plateau est discutable, dans la mesure où la diffusion de la chaleur dans les directions latérales est serait en principe à prendre en compte, mais pour rester en cohérence avec le caractère 1D du modèle ultrasonore, nous utiliserons en pratique les valeurs de températures selon l'axe z au centre du cylindre et du plateau, qui sont extraites à chaque instant des simulations de Cast3M, pour calculer les vitesses associées.

Dans le cas des cylindres en inconel, la fabrication des supports type jupe induit la formation de porosités dans les 65 premières couches. Cela se traduit par une vitesse effective de l'onde v_s plus faible durant la fabrication de $d_s = 65 \cdot e = 3.9$ mm de hauteur, comme nous avons pu le voir au paragraphe 3.1. Ce phénomène peut être représenté par le trajet de l'onde à travers un milieu de plus, aux propriétés effectives différentes. Sous les mêmes hypothèses pour décrire le système par l'équation 4.4, le temps de vol t_{v_1} mesuré au cours des procédés 1A et 1B peut s'écrire selon l'équation :

$$t_{v_1} = 2 \frac{d_e}{v_e} + 2 \int_0^{d_p} \frac{dz}{v_p(z,T)} + 2 \int_{d_p}^{d_p+d_s} \frac{dz}{v_s(z,T)} + 2 \int_{d_p+d_s}^{d_p+d_s+d_c} \frac{dz}{v_c(z,T)}, \quad (4.6)$$

où d_s représente l'épaisseur de la jupe traversée par l'onde à la vitesse effective v_s .

Ces équations permettent de traduire la propagation de l'onde dans les procédés LPBF étudiés, mais pour une hauteur d'échantillon fixe, donc pendant les phases de refroidissement où aucun apport de matière ne se produit. Dans le cas d'un processus de fabrication additive, le temps de vol de l'onde est affecté par la croissance de la pièce. De même que pour le problème thermique, il est donc nécessaire de prendre également cet aspect en compte pour modéliser au mieux l'évolution du temps de vol au cours du procédé.

Dépôts de poudre

Pendant les cycles de fusion-solidification, l'interaction entre l'onde et le bain de fusion est négligée. Le bain de fusion étant de très faibles dimensions face à la surface chauffée complète, de l'ordre de $100 \mu m$ face à 1 cm , et se solidifiant très rapidement, on suppose que l'onde n'interagit que très localement avec le métal liquide, et que la diminution de la vitesse de l'onde localement ne peut être captée par le transducteur.

Une hypothèse importante pour modéliser l'ajout de matière est la forte rupture d'impédance entre la couche précédente solidifiée, et la poudre nouvellement déposée. En effet, en machine LPBF, le dépôt de poudre se produit avant la période de lasage, qui est repérable sur les données enregistrées par la caméra thermique, mais qui n'est pas perçu par l'onde, car aucune signature caractéristique, périodique à chaque couche, n'est observée sur le temps de vol mesuré en machine. On suppose donc que le pulse ultrasonore est totalement réfléchi par l'interface entre la couche précédente solidifiée, et la poudre nouvellement étalée. Le dépôt d'une couche de poudre, et sa solidification ne peuvent donc se modéliser de la même manière que pour le modèle thermique, à savoir l'étalement de la poudre en un instant et sa solidification complète l'instant d'après.

Ainsi, pendant les phases de lasage, en négligeant les effets associés au passage en phase liquide de la poudre, la solidification progressive peut être modélisée selon la figure 4.6. A l'instant t compris entre t_{ini} l'instant de début d'un cycle de lasage et t_{end} l'instant de fin du cycle, une partie de la couche de poudre est solidifiée, tandis que l'autre n'est pas encore fondue. La proportion de couche solidifiée s'étend au fur et à mesure que le procédé progresse, en raison de la stratégie de lasage, réduisant ainsi la quantité de particules de poudre à fusionner. A partir de l'instant $t = t_{end}$, la couche de poudre est devenue entièrement solide.

Puisque nous avons fait l'hypothèse d'une réflexion totale de l'onde à l'interface entre matériau dense et particules de poudre, une partie de l'onde incidente est réfléchi par cette interface, mais une autre partie se réfléchit à l'interface entre matériau nouvellement solidifié et l'air, parcourant ainsi une distance e supplémentaire. La progression du procédé permet de rendre plus importante l'amplitude de l'onde réfléchi à cette interface, réduisant ainsi l'amplitude de l'onde réfléchi à l'interface matériau dense-poudre. Cette modélisation peut s'assimiler à un problème de propagation d'onde qui rencontre une marche d'escalier [129, 130], pour lequel les auteurs ont montré que la transmission partielle de l'onde à travers l'obstacle dépend la hauteur de la marche.

Puisque ce phénomène affecte l'onde, il a donc également un effet sur le temps de vol. Dans le cas de la fabrication 2 sans jupe, nous proposons d'écrire le temps de vol selon la relation :

$$\forall t \in [t_{ini}, t_{end}], \quad t_v(t) = t_v + 2\gamma(t) \int_{d_p+d_s+d_c}^{d_p+d_s+d_c+e} \frac{dz}{v_c(z,T)}, \quad (4.7)$$

ce qui revient à ajouter à l'équation 4.4 un terme d'intégration selon la direction z sur l'épaisseur de couche e , pondérée par une fonction γ . Cette fonction est définie sur chaque intervalle $[t_{ini}; t_{end}]$, et prend ses valeurs dans l'intervalle $[0; 1]$. Elle traduit la progression de la solidification de la poudre déposée au cours d'un cycle de lasage. La quantité de matière solidifiée variant en première approximation linéairement avec le temps d'activation du laser, la fonction γ est donc supposée linéaire.

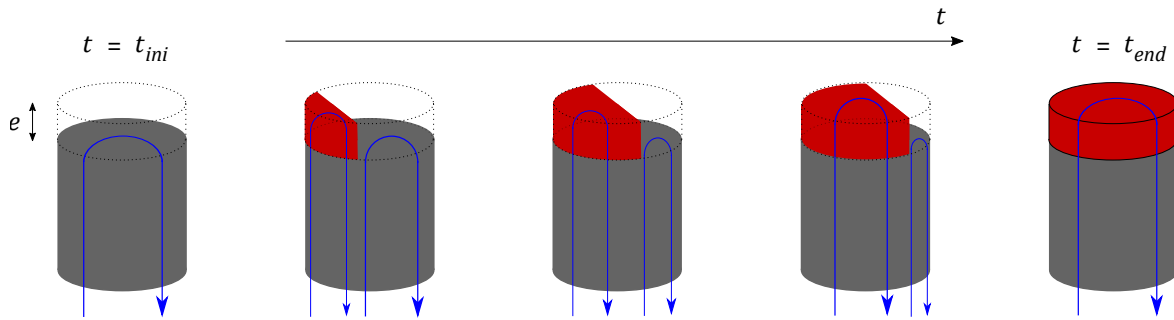


Figure 4.6 – Modélisation ultrasonore de la croissance de la pièce, pendant un cycle de fusion-solidification.

Cette modélisation permet ainsi de simuler l'évolution du temps de vol au cours d'un procédé LPBF. Cependant, pour pouvoir réaliser des simulations relativement proches des fabrications 1A, 1B et 2, certains paramètres sont encore inconnus et difficile à estimer expérimentalement. Pour cette raison, une étude paramétrique est réalisée dans la section suivante, afin de déterminer les valeurs des paramètres fondamentaux qui minimisent l'erreur entre modèle numérique et données expérimentales.

4.2 Optimisation des paramètres du modèle

4.2.1 Identification des paramètres fondamentaux pour la modélisation du procédé LPBF

Sélection d'une gamme de paramètres thermiques à examiner

Dans un processus de fabrication additive, l'évolution du champ de température dépend au premier ordre du terme source donnée par l'équation 4.2. Si la puissance laser est un paramètre a priori connu par l'utilisateur de la machine LPBF, l'absorptivité effective α du matériau est plus complexe à déterminer. Comme nous l'avons vu au chapitre 1, ce paramètre dépend du matériau et de nombreuses conditions, comme la température et son état de surface, que ce soit sous forme de particules de poudre ou de métal liquide. Si certains travaux de modélisation à l'échelle du bain s'intéressent à l'étude quantitative de l'absorptivité laser d'un lit de poudre [43, 131], les modèles thermiques à l'échelle de la couche ou de la pièce utilisent généralement une absorptivité effective au cours d'un cycle de fusion-solidification, qu'il convient d'estimer.

Pour des laser Nd-YAG de longueur d'onde de l'ordre de $1 \mu m$, type de laser utilisé par les deux machines de fabrication décrites dans le chapitre 1, plusieurs gammes de valeurs sont retenues en fonction du matériau étudié. Dans le cas des alliages d'inconel, la plupart des auteurs définissent un modèle thermique à partir d'une absorptivité effective comprise entre 0.3 et 0.7 pour l'inconel 718. Promoppatum *et al.* proposent deux modèles thermiques différents, et comparent les dimensions du bain de fusion pour déterminer la valeur de α qui correspond le mieux à leurs données expérimentales [31]. Ils trouvent $\alpha = 0.4$ et $\alpha = 0.5$ en fonction du modèle étudié. Sainte-Catherine *et al.* ont mesuré expérimentalement l'absorptivité effective d'une plaque d'inconel 718 entre 0.3 et 0.55 [132]. Des valeurs similaires sont reportées par Tolochko *et al.*, et Li *et al.* [59, 133]. Concernant l'alliage 625, Montgomery *et al.* estiment une absorptivité moyenne de 0.51 à 0.57 [134].

L'absorptivité effective des alliages d'aluminium est d'une manière générale plus faible. De nombreuses études se concentrent sur l'alliage AlSi10Mg, avec des valeurs reportées pour ce matériau qui vont de 0.15 à 0.35 [131, 135, 136]. Dans le cas de l'aluminium AlSi7Mg0.6, Mauduit *et al.* proposent un modèle basé sur l'évolution linéaire de α en fonction de la température [137].

Les autres paramètres fondamentaux à déterminer pour le problème thermique tel que nous l'avons modélisé sont les coefficients d'échanges thermiques h_c et h_p , associés à des conditions d'échanges respectivement au-dessus de la pièce et sous le plateau de fabrication. Ceux-ci sont tout aussi importants que l'absorptivité effective α , puisqu'ils gouvernent le refroidissement de la pièce en cours de fabrication. La plupart des modèles thermiques à l'échelle de la pièce complète s'intéressent à l'échange à la surface du bain de fusion, et fixent des valeurs de h_c entre 10 et 25 $\text{W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ [55, 58, 60, 70, 71, 138]. Gouge *et al.* ont étudié l'effet de convection naturelle et forcée, à partir de valeurs fixées respectivement à $h_c = 9 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ et $h_c = 65 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ [139]. Li *et al.* décrivent une valeur de coefficient d'échange sous le plateau $h_p = 25 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ [60].

Dans le cadre de ce travail, une étude paramétrique a été menée, consistant à définir les valeurs optimales de ces paramètres pour la mise au point des modèles thermique et ultrasonore associés aux procédés 1A, 1B et 2. La suite de cette étude se restreindra donc aux valeurs données par le tableau 4.2. Une gamme de valeurs assez large a été choisie pour chacun des paramètres. En particulier pour le coefficient h_p où peu de valeurs ont été trouvées dans la littérature, des valeurs relativement faibles ont été choisies, pour rendre compte du mécanisme de refroidissement par convection naturelle, alors que des valeurs plus élevées ont été choisies pour le coefficient h_c , afin de rendre compte des effets de convection forcée, induit par un flux d'argon à la surface de la pièce, du rayonnement et de l'évaporation. Ces valeurs pourront par la suite être testées dans le modèle thermique développé précédemment, dont les simulations résultantes seront comparées aux mesures de température expérimentales. Pour réaliser cette étape, la modélisation du temps de vol selon l'équation 4.4 nécessite quelques paramètres supplémentaires, avant de pouvoir comparer données simulées et expérimentales.

Paramètres	α	h_c ($\text{W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$)	h_p ($\text{W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$)
Inconel 625	0.3-0.7	10-30	5-20
AlSi7Mg0.6	0.1-0.5	10-30	5-20

Table 4.2 – Gammes de valeurs utilisées pour l'étude paramétrique du modèle thermique

Détermination des paramètres dominants pour la simulation du temps de vol

Pour calculer le temps de vol, modélisé selon les relations 4.4 et 4.6, certains paramètres sont essentiels et pourtant mal connus. C'est notamment le cas des coefficients a et b des lois empiriques 4.5 associés à chaque milieu de propagation, ainsi que des valeurs d'épaisseur de couplant et de vitesse de l'onde associée.

Comme précédemment évoqué, les propriétés du couplant sont choisies constantes pendant toute la durée de l'élaboration d'une pièce en machine LPBF. Le calcul de la vitesse de l'onde et l'épaisseur du film couplant est basé sur les expériences réalisées sur le plateau avant

le début de fabrication, où le temps de vol peut être mesuré à partir du temps d'arrivée d'un seul écho, ou de deux échos successifs dans le plateau de fabrication, comme vu au chapitre 2. Ces valeurs ont été adaptées pour que les temps de vol simulés représentent au mieux les temps de vol expérimentaux. Cette procédure permet de modéliser la valeur du temps de vol à $t = 0$ s.

Les paramètres déterminants pour la modélisation du temps de vol telle qu'elle a été posée sont les coefficients des relations linéaires 4.5, pour le plateau, l'échantillon, mais aussi pour la jupe dans le cas des procédés 1A et 1B. Concernant les coefficients liés à la relation entre vitesse de l'onde et température dans l'échantillon, les mesures réalisées en enceinte climatique en annexe A ont permis d'estimer ces valeurs à partir de différentes méthodes de calcul de temps de vol. Si les relations empiriques sont liées essentiellement aux propriétés du matériau, les coefficients varient légèrement en fonction de la méthode d'analyse des signaux choisie. Les coefficients a_{cyl} et b_{cyl} mesurés à partir de la méthode d'estimation du temps de vol par maximum de l'enveloppe du signal sont utilisés en cohérence avec le choix fait pour les mesures en machine pour modéliser la dépendance en température de la vitesse de l'onde dans l'échantillon.

Quant à la vitesse de l'onde élastique dans le plateau de fabrication, la relation 4.5 n'a pas pu être estimée de la même façon que les échantillons, les coefficients a_p et b_p sont donc a priori inconnus. Cependant, une hypothèse peut être réalisée sur le coefficient b_p , puisqu'il correspond à la vitesse de l'onde à $T = 0^\circ\text{C}$. Or, les vitesses longitudinales dans les deux plateaux sont déterminées au chapitre 2, à température ambiante. N'ayant aucune information sur le coefficient a_p , celui-ci sera fixé à la même valeur que le coefficient du cylindre $a_p = a_{cyl}$. Ainsi, le coefficient b_p est estimé à partir de la relation 4.5, à partir de la vitesse mesurée dans le plateau à la température $T = 20^\circ\text{C}$.

Dans le cas des échantillons 1A et 1B, des hypothèses supplémentaires sont nécessaires pour le trajet de l'onde à travers les jupes à la base de ces échantillons. En effet, des vitesses de l'onde plus faibles dans cette région ont été mises en évidence dans le chapitre 3, se traduisant par différents coefficients a_s et b_s . Aucune information n'a pu être extraite à partir des mesures de vitesses en enceinte climatique sur les différents échantillons, car une grande partie des jupes est restée fixée au plateau après extraction des pièces. Pour cette raison, la valeur de vitesse à température ambiante est estimée à partir de la régression linéaire réalisée au chapitre 3. De même que pour le plateau, le coefficient a_s est fixé à la même valeur que celui de l'échantillon $a_s = a_{cyl}$.

Dans le cadre de ces hypothèses, les temps de vol associés aux procédés 1A et 1B sont calculés, et présentés aux figures 4.7a et 4.7b. Ces temps de vol sont calculés à partir d'une simulation de champ de température réalisée pour des paramètres $\alpha = 0.5$, $h_c = 10 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$, et $h_p = 10 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ choisis dans la moyenne des gammes déterminées à la section précédente. L'évolution du champ de température sous ces conditions a été suivie tout au long du dépôt de 200 couches, pour s'assurer que les coefficients a_{cyl} et b_{cyl} permettent de modéliser correctement le temps de vol, au-delà des couches composant la jupe, pour laquelle la relation 4.5 est plus incertaine. La confrontation des temps de vols simulés à ceux mesurés au cours des procédés 1A et 1B sur la figure 4.8 permet d'observer un bon accord tout au long du procédé, mais également à l'échelle de quelques couches.

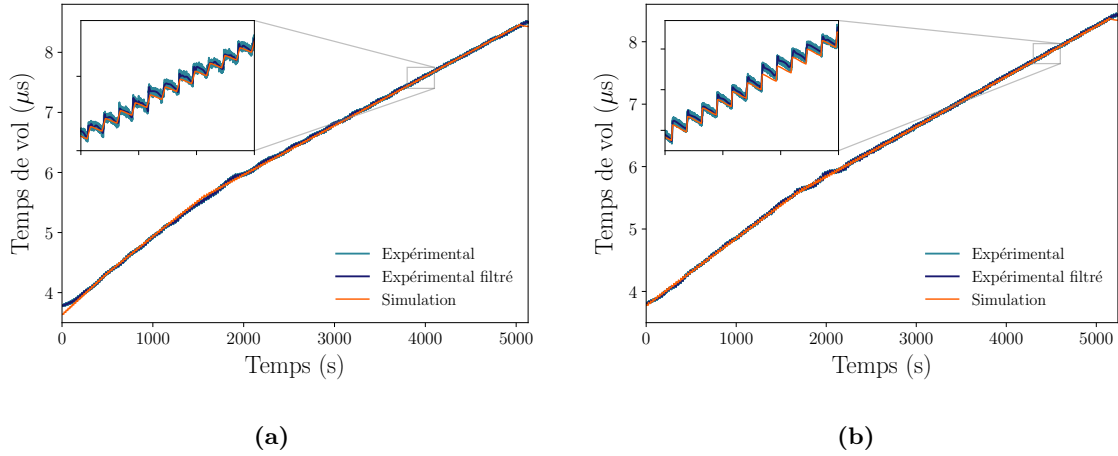


Figure 4.7 – Modélisation du temps de vol à partir d’une simulation réalisée avec $\alpha = 0.5$, $h_c = 10 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ et $h_p = 10 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$: (a) Comparaison des temps de vol mesuré au cours du procédé 1A et simulé sur 200 couches, et (b) Comparaison des temps de vol mesuré au cours du procédé 1B et simulé.

Dans le cas de l’échantillon 2, le temps de vol est calculée à partir d’un champ de température simulé à partir des paramètres $\alpha = 0.2$, $h_c = 10 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$, et $h_p = 10 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$. La prise en compte de la valeur b_{cyl} mesurée en enceinte climatique ne permet pas de retrouver l’évolution à long terme du temps de vol. Comme le montre la figure 4.8a, le temps de vol calculé augmente de manière plus importante que le temps de vol mesuré en machine. En fixant le paramètre b_{cyl} aux valeurs mesurées en enceinte climatique à partir des autres méthodes d’estimation de temps de vol, soit $b_{cyl} = 5285 \text{ m.s}^{-1}$, très peu de variations sont observées pour le temps de vol simulé, ce qui ne permet également pas de retrouver la tendance à long terme observée expérimentalement.

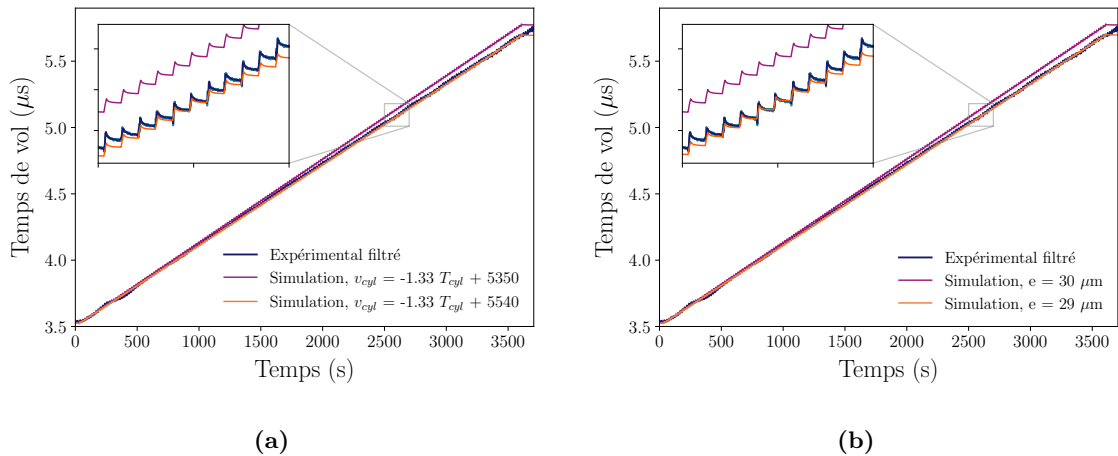


Figure 4.8 – Modélisation du temps de vol dans les conditions de la fabrication 2 à partir d’une simulation réalisée avec $\alpha = 0.2$, $h_c = 10 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ et $h_p = 10 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$: (a) Comparaison des temps de vol mesurés et simulés sur 200 couches, pour deux valeurs de b_{cyl} , et (b) Comparaison des temps de vol simulés avec la relation $v_{cyl} = -1.33 \cdot T_{cyl} + 5350$ pour deux valeurs d’épaisseur de couches e .

Pour obtenir un accord relativement satisfaisant entre simulation et mesure, il est nécessaire de faire varier ce paramètre jusqu'à la valeur $b_{cyl} = 5540 \text{ m.s}^{-1}$, vitesse significativement plus importante que celle estimée en enceinte climatique. Si cet écart significatif peut être dû à une erreur systématique des mesures de vitesses en enceinte par les trois méthodes, une épaisseur de couche différente peut également en être la cause. En effet, la figure 4.8b montre qu'en modélisant le dépôt de couches d'une épaisseur de $29 \mu\text{m}$ au lieu de $30 \mu\text{m}$, comme programmé par l'utilisateur de la machine, on retrouve la tendance à long terme du temps de vol mesuré, en considérant la valeur de $b_{cyl} = 5350 \text{ m.s}^{-1}$ estimée en enceinte climatique. D'après les utilisateurs de la machine Farsoon, il apparaît qu'une variation d'épaisseur de l'ordre de 3% n'est pas à exclure. Pour la suite du manuscrit, la valeur $b_{cyl} = 5540 \text{ m.s}^{-1}$ est utilisée pour modéliser la dépendance en température de la vitesse de l'onde dans l'échantillon 2.

Il est important de noter que cette modélisation a permis d'observer l'effet de la valeur du coefficient b_{cyl} , qui agit sur la tendance linéaire du temps de vol à long terme, comme le met en évidence la figure 4.8a. Quant à lui, le coefficient a_{cyl} semble majoritairement intervenir au cours d'un cycle de fabrication. Ces observations sont cohérentes avec les variations de temps de vol mises en évidence au chapitre 3, qui dépendent principalement de la vitesse de l'onde à température ambiante, ainsi que de l'épaisseur de couche déposée, à long terme, et des variations de température sur un cycle de procédé. Ainsi, le tableau 4.3 récapitule les différents paramètres utilisés pour la modélisation du temps de vol associés aux trois procédés.

Paramètres		Procédé 1A	Procédé 1B	Procédé 2
Δt_v lié au couplant (μs)		0.272	0.406	0.406
Echantillon	a_{cyl} ($\text{m.s}^{-1}\text{°C}^{-1}$)	0.5	0.7	1.33
	b_{cyl} (m.s^{-1})	5740	5850	5540
Plateau	a_p ($\text{m.s}^{-1}\text{°C}^{-1}$)	0.5	0.7	1.33
	b_p (m.s^{-1})	6010	6015	6525
Jupe	a_s ($\text{m.s}^{-1}\text{°C}^{-1}$)	0.5	0.7	/
	b_s (m.s^{-1})	3990	4350	/

Table 4.3 – Paramètres sélectionnés pour la modélisation du temps de vol pour les fabrications 1A, 1B et 2.

4.2.2 Définition d'une métrique pour les différences entre simulations et mesures expérimentales

Afin de pouvoir s'assurer que les modèles thermiques et ultrasonores permettent de représenter les résultats de temps de vol expérimentaux en machine LPBF, il convient de définir une métrique pour la différence entre ces deux grandeurs. Deux types de métriques sont proposées en fonction de l'échelle de recalage utilisée, globale ou couche par couche. L'objectif est de déterminer les effets des coefficients α , h_c et h_p en définissant une erreur par deux procédures de recalage différentes. Au-delà de la mesure ultrasonore, la procédure d'optimisation mise en œuvre par la suite va également s'appuyer sur les données issues des signaux de la caméra infrarouge et du thermocouple le plus proche de la position du cylindre sous plateau de fabrication.

Recalage à l'échelle globale

Dans un premier temps, il est nécessaire de définir une métrique pour la différence entre données simulées et mesurées avec un recalage unique pour toute la fabrication. Dans cette optique, une fois fixé l'intervalle temporel, défini par un nombre de couches choisi Nc , de la procédure d'optimisation, les valeurs moyennes des différentes données simulées et mesurées leurs sont respectivement retranchées. Dans la mesure où la trajectoire du laser à la surface de la pièce n'est pas modélisée, la confrontation de la simulation à la mesure est réalisée au cours de chaque phase de refroidissement. Pour cela, un masque est appliqué aux données expérimentales et simulées au cours des cycles de lasage. La valeur absolue de la différence entre simulation et mesure est calculée à chaque instant. La moyenne $\Delta\bar{f}$ de cette valeur absolue sur l'intervalle correspondant à chacune des couches est ensuite extraite, comme le traduit l'équation :

$$\begin{aligned}\Delta\bar{f} &= \frac{1}{Nc} \sum_{i=1}^{Nc} \frac{1}{t_f^i - t_0^i} \sum_{t=t_0^i}^{t_f^i} \left| (f_{exp}(t) - \overline{f_{exp}}) - (f_{sim}(t) - \overline{f_{sim}}) \right| \\ &= \frac{1}{Nc} \sum_{i=1}^{Nc} \Delta f^{abs}(i),\end{aligned}\tag{4.8}$$

où $f_{exp}(t)$ et $f_{sim}(t)$ représentent respectivement les données mesurées et les données simulées, qu'elles correspondent à la température moyennée à la surface T_s ou aux temps de vol t_v , de moyenne à chaque instant de simulation $\overline{f_{exp}}$ et $\overline{f_{sim}}$. Le terme $f_{exp}(t) - \overline{f_{exp}}$ représente ainsi les données mesurées expérimentalement recalées par leur valeur moyenne sur la simulation de Nc cycles de fabrication, et $f_{sim}(t) - \overline{f_{sim}}$ représente la même grandeur à partir des données simulées. Ces grandeurs sont comparées à chaque phase de refroidissement d'instant initial t_0^i et de fin t_f^i , la moyenne de la différence sur chaque phase de refroidissement $t_f^i - t_0^i$ permet d'obtenir une valeur d'erreur entre données simulées et mesurées $\Delta f^{abs}(i)$ au cours de chaque couche i . Une autre moyenne de cette grandeur sur les Nc couches considérées donne une valeur d'erreur entre les données simulées et mesurées. Pour illustrer ces opérations, un champ de température est simulé dans les conditions de la fabrication 1B à partir de valeurs moyennes des coefficients thermiques : $\alpha = 0.5$, $h_c = 10 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$, et $h_p = 10 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$.

Cette procédure est appliquée aux données acquises par caméra thermique, où comme évoqué précédemment l'acquisition représente une température moyennée à la surface du cylindre. L'évolution temporelle extraite du champ de température calculé par Cast3M est comparée avec les données de caméra thermique. La figure 4.9a illustre le recalage de ce signal en fonction de leur valeur moyenne sur l'intervalle d'optimisation de 200 couches, ainsi que le masque appliqué aux cycles de lasage. L'erreur absolue en chaque point d'une phase de refroidissement est calculée, et la valeur moyenne sur cette phase est extraite, comme le présente la figure 4.9c. La valeur moyenne définie par la relation 4.9 sur toutes les couches sera par la suite utilisée.

Le même traitement est effectué sur les temps de vol simulés et mesurés. Le temps de vol calculé à partir du champ de température obtenu à l'aide de Cast3M est comparé au temps de vol expérimental, filtré par B-spline comme évoqué au chapitre 2.

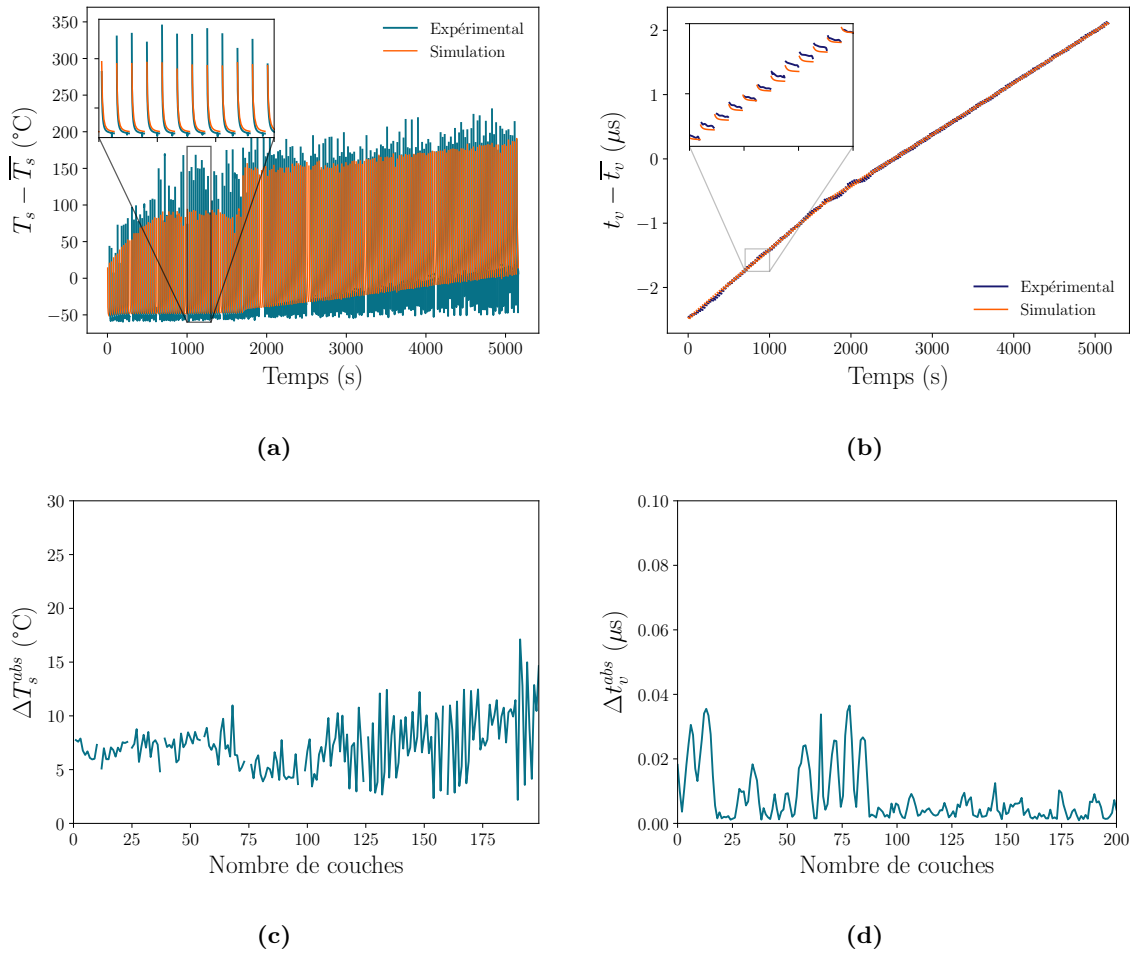


Figure 4.9 – Comparaison des données de caméra thermique et temps de vol avec une simulation du procédé 1B, réalisée avec $\alpha = 0.5$, $h_c = 10 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ et $h_p = 10 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$. Recalage à partir des valeurs moyennes, et extraction des données sur chaque cycle de refroidissement à partir de la (a) Température à la surface du cylindre, Inset : Zoom sur quelques couches en début de procédé et du (b) Temps de vol, Inset : Zoom sur quelques couches en début de procédé. Erreur absolue moyenne sur chaque cycle de refroidissement de la (c) Température à la surface de l'échantillon, et du (d) Temps de vol.

De la même façon, la figure 4.9b présente le recalage par valeur moyenne et le masque des temps de vol mesuré et simulé sur 200 couches, et la figure 4.9d l'erreur absolue moyenne à chaque cycle de refroidissement.

Concernant les données du thermocouple étudié, celles-ci ne sont pas masquées, contrairement aux mesures de caméra thermique et temps de vol, car la cinétique de diffusion de la chaleur ne permet pas d'identifier clairement les phases de lasage et de refroidissement. L'évolution de la température déduite des simulations au point le plus proche de la position du thermocouple mesurée en machine est comparée avec celle de la température enregistrée par thermocouple. Comme précédemment, celles-ci sont recalées par rapport à leur valeur moyenne respectives, calculées sur le temps total de simulation, soit 200 couches, comme le présente la figure 4.10a. L'erreur entre ces deux grandeurs est calculée à chaque instant de simulation, étape illustrée par la figure 4.10b. La valeur moyenne ΔTh sur toute la simulation est ensuite calculée selon la relation :

$$\begin{aligned}\Delta Th &= \frac{1}{T} \sum_{t=0}^T \left| (Th_{exp}(t) - \overline{Th_{exp}}) - (Th_{sim}(t) - \overline{Th_{sim}}) \right| \\ &= \frac{1}{T} \sum_{t=0}^T \Delta Th^{abs}(t),\end{aligned}\tag{4.9}$$

où Th_{exp} et Th_{sim} représentent les températures sous plateau mesurée et simulée, de valeurs moyennes $\overline{Th_{exp}}$ et $\overline{Th_{sim}}$. Le terme $Th_{exp}(t) - \overline{Th_{exp}}$ représente la température enregistrée par thermocouple 1 non masquée pendant les phases de lasage, contrairement aux données de caméra thermique et temps de vol, recalée par rapport à sa valeur moyenne calculée sur le temps total de simulation T . L'erreur entre simulation et mesure $\Delta Th^{abs}(t)$ à chaque instant t de simulation est illustrée à la figure 4.10b.

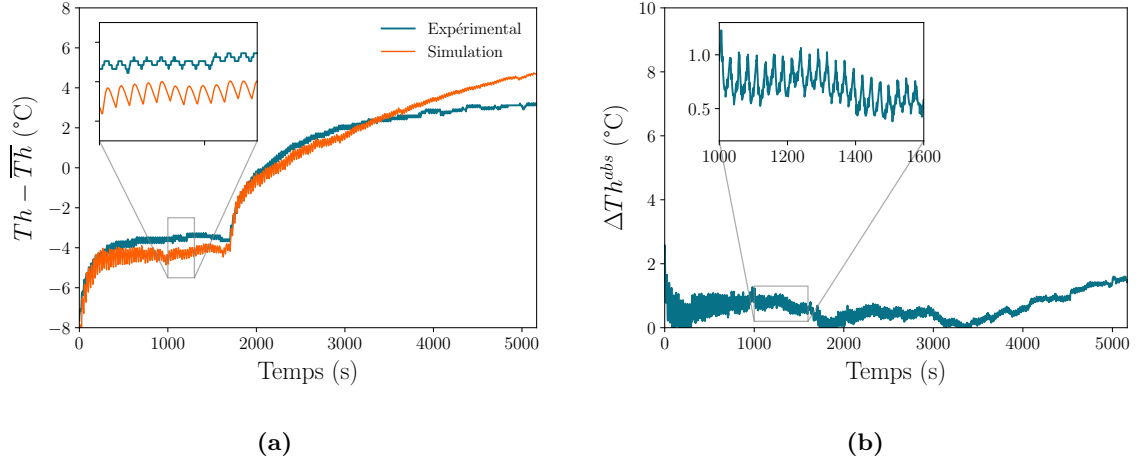


Figure 4.10 – Comparaison des données du thermocouple étudié avec une simulation du procédé 1B, réalisée avec $\alpha = 0.5$, $h_c = 10 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ et $h_p = 10 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$. (a) Recalage des données par leur valeur moyenne et (b) Erreur absolue à chaque instant.

Recalage à l'échelle de chaque cycle de lasage

De même que pour la procédure décrite au paragraphe précédent, les températures à la surface de l'échantillon et temps de vol mesurés et simulés sont masqués durant les étapes de lasage, et comparés pendant les cycles de refroidissement. Cependant, dans ce cas, au lieu de prendre une moyenne globale sur toute la durée de simulation, les données sont cette fois recalées sur chacun de ces cycles, en retranchant leur dernière valeur respective atteinte avant le prochain cycle de lasage. Les figures 4.11a et 4.11b illustrent cette opération, réalisée respectivement sur la température à la surface de la pièce, et le temps de vol. Les températures et temps de vol simulés sont calculés pour la fabrication 1B de la même façon que précédemment, à partir d'une simulation du champ de température pour $\alpha = 0.5$, $h_c = 10 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ et $h_p = 10 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$.

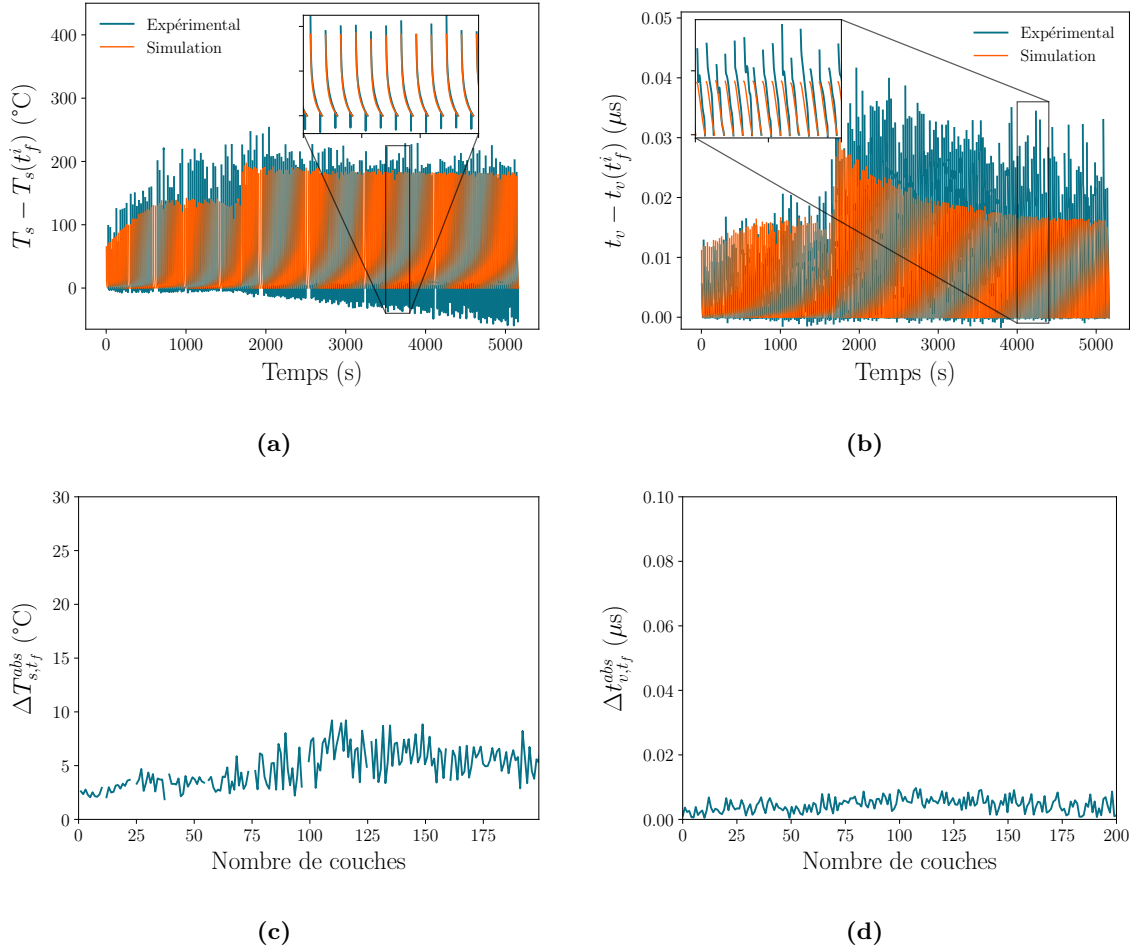


Figure 4.11 – Comparaison des données de caméra thermique et temps de vol avec une simulation du procédé 2, réalisée avec $\alpha = 0.5$, $h_c = 10 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ et $h_p = 10 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$. Recalage à partir de la dernière valeur atteinte, et extraction des données sur chaque cycle de refroidissement à partir de la (a) Température à la surface du cylindre, Inset : Zoom sur quelques couches en début de procédé et du (b) Temps de vol, Inset : Zoom sur quelques couches en début de procédé. Erreur absolue moyenne sur chaque cycle de refroidissement de la (c) Température à la surface de l'échantillon, et du (d) Temps de vol.

La valeur absolue de la différence entre mesure et simulation est calculée sur chaque cycle de refroidissement. La moyenne de cette erreur est calculée sur chaque cycle de refroidissement, comme le présentent les figures 4.11c et 4.11d. La valeur moyenne Δf de cette erreur sur le nombre de couches considérées est définie par l'équation :

$$\begin{aligned} \Delta f_{t_f} &= \frac{1}{N_c} \sum_{i=1}^{N_c} \frac{1}{t_f^i - t_0^i} \sum_{t=t_0^i}^{t_f^i} \left| (f_{exp}(t) - f_{exp}(t = t_f^i)) - (f_{sim}(t) - f_{sim}(t = t_f^i)) \right| \\ &= \frac{1}{N_c} \sum_{i=1}^{N_c} \Delta f_{t_f}^{abs}(i), \end{aligned} \quad (4.10)$$

où $f_{exp}(t)$ et $f_{sim}(t)$ représentent respectivement les données mesurées et les données simulées, de caméra thermique ou de temps de vol, uniquement sur les intervalles de temps de

refroidissement définis entre les instants. Le terme $f_{exp}(t) - f_{exp}(t = t_f^i)$ correspond ainsi au recalage des données expérimentales sur l'intervalle de temps de refroidissement $t \in [t_0^i, t_f^i]$ par sa dernière valeur atteinte avant le début du cycle de fusion suivant $f_{exp}(t = t_f^i)$. La moyenne de la différence sur chacune de ces phases de refroidissement permet de calculer une valeur d'erreur entre données simulées et mesurées $\Delta f_{t_f}^{abs}(i)$ au cours d'une couche, illustrée par les figures 4.11c et 4.11d. Une moyenne de cette grandeur sur les N_c couches considérées donne une valeur d'erreur entre les données simulées et mesurées Δf_{t_f} .

La température sous plateau est également traitée de manière différente, pour évaluer les variations de température au cours d'une couche complète. En effet, comme évoqué précédemment, celle-ci ne présente pas des dynamiques de refroidissement caractéristiques, ce qui est dû à la diffusion de chaleur entre son dépôt au sommet du cylindre jusqu'à la face inférieure du plateau. L'opération précédente ne peut donc s'appliquer pour la comparaison avec les données de thermocouple. Dans ce cas-là, les variations de températures à chaque cycle de fabrication Δt_n , comprenant la phase de lasage et la phase de refroidissement de la pièce, sont calculées pour les données expérimentales et simulées, et comparées entre elles.

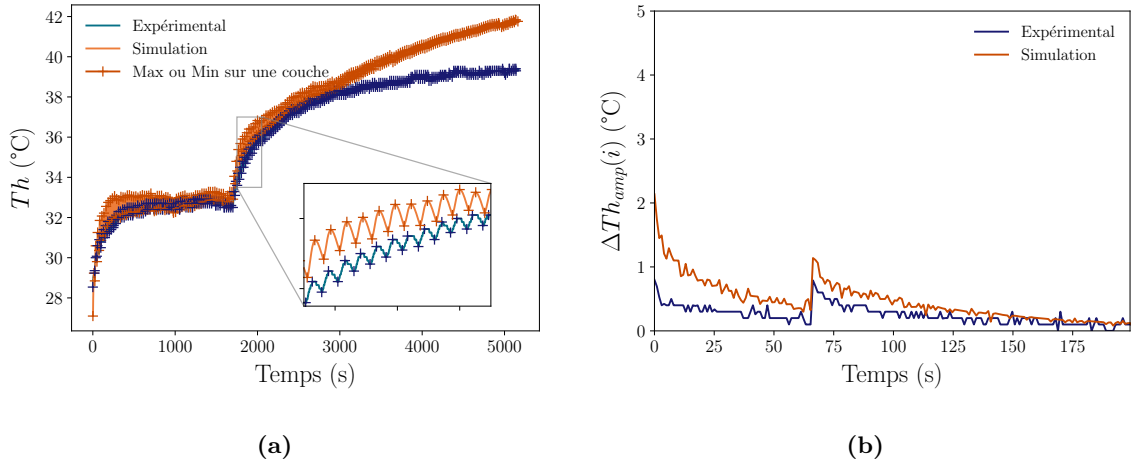


Figure 4.12 – Comparaison des données du thermocouple étudié avec une simulation du procédé 1B, réalisée avec $\alpha = 0.5$, $h_c = 10 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ et $h_p = 10 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$. (a) Extraction de la valeur maximale et minimale sur chaque couche et (b) Différence entre ces valeurs pour chaque couche.

Pour cela, les valeurs maximales et minimales sont calculées sur chaque cycle de fabrication, comme le montre la figure 4.12a. Celles-ci sont ensuite comparées, sur la figure 4.12b. La valeur absolue de la différence entre ces deux valeurs à chaque couche est calculée, afin d'utiliser par la suite la valeur moyenne ΔTh_{amp} sur le temps total de simulation, donnée par la relation :

$$\begin{aligned} \Delta Th_{amp} &= \frac{1}{N_c} \sum_{n=1}^{N_c-1} \left| \left(\max_{t \in [t_f^i, t_f^{i+1}]} Th_{exp} - \min_{t \in [t_f^i, t_f^{i+1}]} Th_{exp} \right) - \left(\max_{t \in [t_f^i, t_f^{i+1}]} Th_{sim} - \min_{t \in [t_f^i, t_f^{i+1}]} Th_{sim} \right) \right| \\ &= \frac{1}{N_c} \sum_{i=1}^{N_c} \Delta Th_{amp}(i), \end{aligned} \quad (4.11)$$

où $Th_{exp}|_{\Delta t_n}$ et $Th_{sim}|_{\Delta t_n}$ représentent les températures sous plateau mesurée et simulée sur l'intervalle de temps $[t_f^i, t_f^{i+1}]$ du i -ème cycle de fabrication. Le terme $\max_{t \in [t_f^i, t_f^{i+1}]} Th_{exp} - \min_{t \in [t_f^i, t_f^{i+1}]} Th_{exp}$ représente ainsi la variation de température mesurée à la i -ème couche, illustrée par la figure 4.12b. Il est cependant important de noter que ces variations sont très sensibles à la position choisie dans Cast3M pour extraire la température, censée correspondre à celle mesurée par thermocouple.

4.2.3 Minimisation des erreurs

Une fois les différentes métriques définies sur les trois types de données expérimentales, l'objectif est de déterminer les paramètres thermiques α , h_c et h_p qui permettent de minimiser les erreurs entre résultats expérimentaux et de simulation pour chacun des procédés 1A, 1B et 2. Pour cela, de nombreuses simulations sont réalisées pour différentes valeurs de ces coefficients, choisies dans les gammes établies au tableau 4.2. Chacune des erreurs précédemment définie est alors calculée pour chaque information extraite d'une simulation. Les points d'erreur minimale permettent d'estimer les meilleures valeurs des paramètres thermiques, et de déterminer le champ de température modélisant chacune des fabrications, sous les hypothèses des modèles thermique et ultrasonore choisis.

Dans cette optique, des simulations du dépôt de 200 couches sont réalisées, afin de disposer d'un temps de simulation adéquat pour le calcul des erreurs à long terme, tout en limitant le temps de calcul. Les gammes de paramètres du tableau 4.2 sont discrétisées, de manière à disposer de 21 valeurs de α , 3 valeurs de h_c et 4 valeurs de h_p , pour chacun des trois procédés 1A, 1B et 2. L'évolution de ces erreurs est analysée dans cette section, dans le cas du procédé 1B, puis dans le cas du procédé 2.

Détermination des paramètres thermiques optimaux pour la modélisation des procédés avec inconel

Les différences entre simulations et mesures avec le recalage global sur 200 couches de simulation durant l'élaboration de l'échantillon 1B sont données aux figures 4.13a, 4.13b et 4.13c, qui présentent respectivement les évolutions en fonction des paramètres α , h_c et h_p des erreurs à long terme de la température à la surface de l'échantillon, de la température sous plateau et du temps de vol. Ces figures permettent d'observer dans un premier temps que les trois erreurs considérées fluctuent sur des plages de valeurs relativement faibles. En effet, une différence entre temps de vol simulé et mesuré en machine maximale de $0.01 \mu s$ est observée sur les gammes de paramètres thermiques choisies, ce qui est relativement faible par rapport aux temps de vol mesurés en machine, autour de $5 \mu s$ pour cette hauteur de cylindre fabriquée. De même, les différences de température calculée et mesurée sous plateau présentées à la figure 4.13b ne dépassent pas $3^\circ C$. Des écarts plus importants sont reportés pour la température à la surface de l'échantillon, comme le montre la figure 4.13a, où la différence en température peut atteindre $20^\circ C$. Cependant, au vu des fortes températures enregistrées en machine au niveau de la surface chauffée, ces écarts ne sont pas si importants en relatif. Il est tout de même important de noter que ces erreurs sont calculées à partir de simulations sur 200 couches, et qu'en considérant un temps de fabrication plus long, ces erreurs pourraient devenir plus importantes.

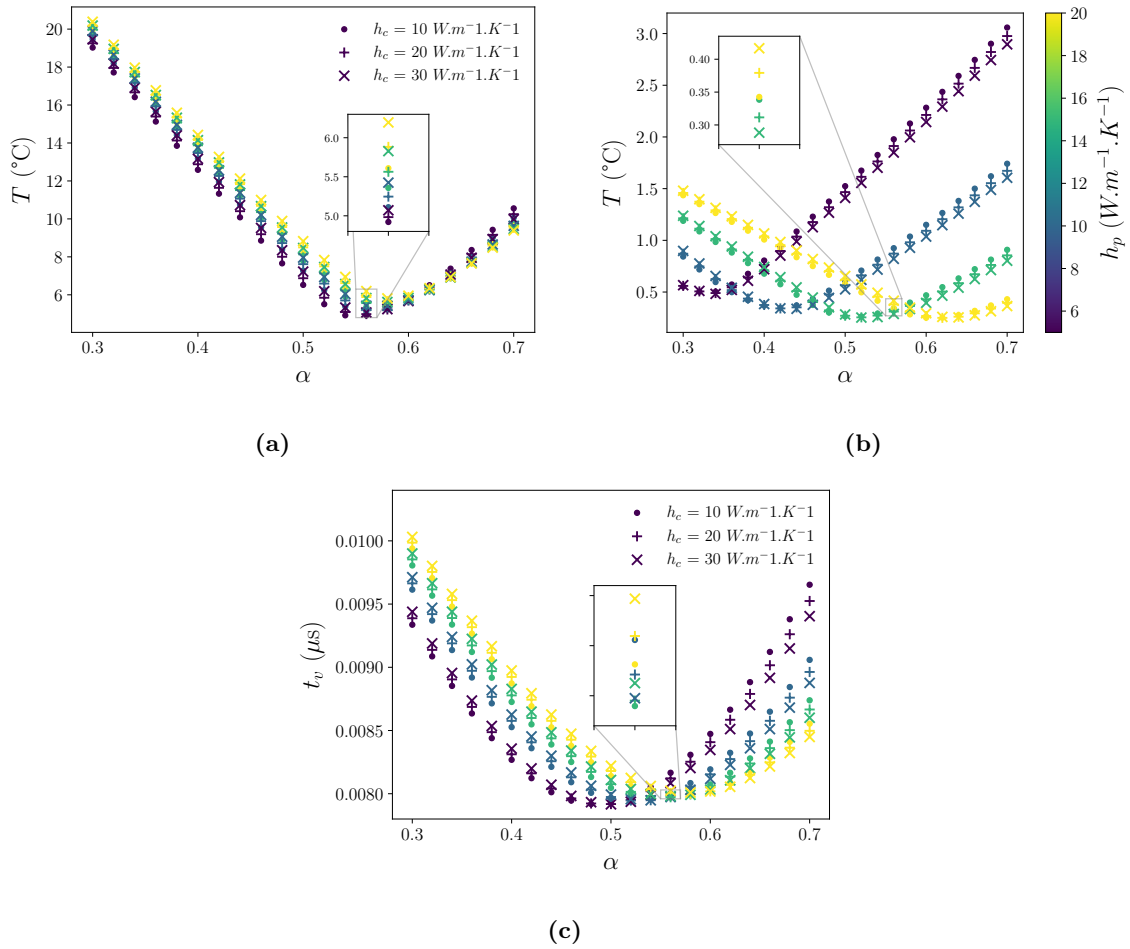


Figure 4.13 – Evolutions des erreurs à long terme en fonction des paramètres thermiques α , h_c , et h_p , des (a) Température à la surface de l'échantillon, (b) Température à l'emplacement du thermocouple Th 1 et (c) Temps de vol, du procédé 1B.

Ces figures mettent également en évidence que ces erreurs varient essentiellement en fonction des paramètres α et h_p , h_p ayant un effet spécialement marqué sur la température sous le plateau. Pour une valeur fixée de h_p , les trois erreurs à long terme présentent des évolutions similaires selon α , avec dans chaque cas un minimum unique. De façon a priori contre-intuitive, les échanges thermiques réalisés à la surface de la pièce avec l'air ambiant semblent avoir un effet plus limité, puisque des variations de $20 W.m^{-2}.K^{-1}$ du coefficient d'échange h_c induisent des écarts de l'ordre du degré sur la stabilisation à long terme de la température à la surface de la pièce, et des variations de température sous plateau encore plus faibles, d'après les figures 4.13a et 4.13b zoomées.

Chacune de ces erreurs est minimale pour un couple de paramètres (α, h_p) . En particulier, pour des valeurs de h_p comprises entre 10 et 20 $W.m^{-2}.K^{-1}$, les données simulées se rapprochent des mesures expérimentales pour des coefficients α entre 0.5 et 0.6, en particulier pour les températures à la surface, et temps de vol. La température sous plateau semble être plus sensible à l'effet du coefficient h_p , ce qui est cohérent puisque celui-ci agit sous le plateau, et se rapproche de la température mesurée par thermocouple pour des valeurs de α qui s'étendent de 0.4 à 0.65 en fonction de la valeur de h_p .

Les erreurs entre les différentes données simulées et mesurées, calculées avec un recalage sur chaque cycle de refroidissement, sont moins importantes que celles estimées sur la tendance des données à long terme. Les figures 4.14a, 4.14 et 4.14c présentent respectivement les erreurs avec cette procédure de recalage local des températures à la surface de la pièce 1B, des températures sous plateau et des temps de vol.

Ces figures montrent que les comparaisons des données simulées et mesurées par rapport à chaque cycle de fabrication sont moins sensibles à l'influence d'un échange thermique avec l'air extérieur par la face inférieure du plateau. En effet, les évolutions de ces différentes erreurs suivent globalement la même tendance en fonction de α quelque soit la valeur du coefficient h_p . Il semblerait même que les températures à la surface de la pièce ainsi que le temps de vol soient plus sensibles à un refroidissement de la pièce à sa surface, comme le montrent les figures 4.14a et 4.14c zoomées. Cette sensibilité reste cependant très limitée, puisque l'erreur varie de moins de 0.1°C à la surface de la pièce. La température sous plateau semble au contraire être plus influencée par h_p , même si elle est principalement régie par la quantité de chaleur apportée par α . Ainsi, le coefficient α joue un rôle majeur sur les phases de refroidissement des températures à la surface de la pièce et des temps de vol, ainsi que sur les variations de température enregistrées sous plateau au cours de la fabrication d'une couche.

Ces erreurs évoluent cependant d'une manière significativement différente que leurs homologues à long terme en fonction de α . Si la différence entre température simulée et mesurée à la surface de la pièce est minimale pour une valeur de $\alpha = 0.56$, il semblerait que les différences de températures sous plateau et de temps de vol ne présentent pas de minimas sur une large gamme de $\alpha \in [0.3, 0.7]$ comme observé avec la procédure de recalage à l'échelle globale. La différence entre temps de vol simulé et mesuré en machine avec recalage à chaque cycle ne semble pas être minimale sur l'intervalle de α considéré. Ce résultat peut être dû aux hypothèses choisies précédemment pour la modélisation du temps de vol. En effet, des valeurs de coefficients a_p et a_s , déterminants pour l'évolution de la vitesse en fonction de la température, respectivement dans le plateau et la jupe de la pièce 1B, ont été fixées égales à celle du coefficient $a_{cyl} = 0.7$ associé à l'échantillon 1B. Or, le plateau étant en acier et non en inconel, il est possible que ce coefficient soit de valeur différente. De même, aucune propriété matériau de la jupe n'étant connue, il est très possible que a_s soit aussi différent de $a_{cyl} = 0.7$. L'effet de la température sur le temps de vol étant plus marqué à l'échelle d'un cycle de fabrication qu'à l'échelle de la fabrication complète, comme il a été mis en évidence au chapitre 3, il est donc possible que l'erreur du temps de vol avec recalage à chaque cycle soit plus sensible à ces incertitudes que l'erreur avec recalage global précédemment analysée. De plus, la comparaison des temps de vol simulés avec les temps de vol expérimentaux, qui restent relativement bruités même après application du filtre comme le montre les figures 4.7b et 4.9b, est donc peu fiable. Concernant la différence de variations la température sous plateau au cours d'un cycle de fabrication, celle-ci semble être minimisée pour $\alpha = 0.3$, ce qui est significativement plus faible par rapport aux valeurs de α minimisant l'erreur avec recalage global de ces données. Des variations plus ou moins importantes de température sous plateau peuvent être dues à une incertitude quant à la position du thermocouple sous le plateau qui n'a pas été déterminée avec précision pour les procédés 1A et 1B, qui a un impact non négligeable sur ce mécanisme.

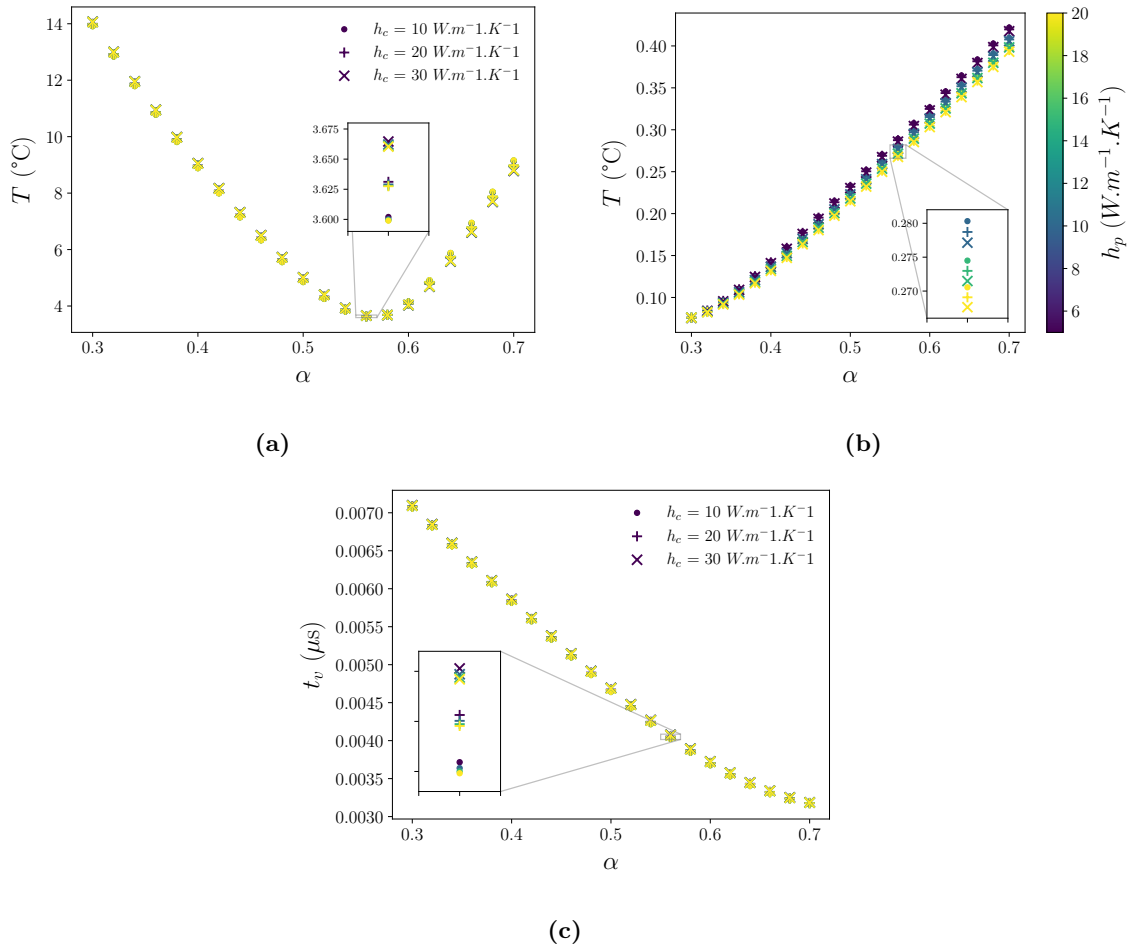


Figure 4.14 – Evolutions des erreurs sur chaque phase de refroidissement en fonction des paramètres thermiques α , h_c , et h_p , des (a) Température à la surface de l'échantillon, (b) Température à l'emplacement du thermocouple Th 1 et (c) Temps de vol, du procédé 1B.

Pour ces raisons, l'étude de ces deux dernières erreurs n'est pas approfondie, et les valeurs de α les minimisant ne seront pas considérées dans la suite de ce manuscrit. Malgré la disparité des différentes valeurs de α minimisant l'erreur à long terme des températures simulée et mesurée sous plateau, présentées à la figure 4.13b, une simulation du champ de température au cours du procédé 1B à partir des coefficients $\alpha = 0.56$, $h_p = 15 W.m^{-2}.K^{-1}$ et $h_c = 10 W.m^{-2}.K^{-1}$ semble se rapprocher au mieux des conditions expérimentales, et sera étudiée plus en détails dans la troisième partie de cette section. Avant cela, des valeurs optimales de ces coefficients thermiques pour les procédés 1A et 2 sont déterminées de manière similaire.

Concernant l'élaboration de l'échantillon 1A, des évolutions très similaires sont reportées pour chacune des erreurs calculées, que ce soit à long terme ou à l'échelle d'un cycle de fabrication. Ces résultats sont présentés en annexe B, pour éviter une surcharge d'analyses. Une simulation du procédé 1A à partir des paramètres $\alpha = 0.62$, $h_p = 20 W.m^{-2}.K^{-1}$ et $h_c = 10 W.m^{-2}.K^{-1}$ est choisie pour être analysée dans la suite de cette étude. Il est intéressant de noter que ces valeurs sont relativement proches de celles estimées pour le procédé 1B, ce qui est cohérent avec l'étude du même matériau et de la même machine

LPBF. La comparaison des mesures réalisées au cours du procédé 2 avec une simulation de ce procédé présente cependant des particularités qu'il est intéressant d'étudier.

Cas de l'aluminium

De même que pour le procédé 1B, l'évolution des erreurs avec recalage à l'échelle de la fabrication et à l'échelle de chaque cycle de refroidissement est étudiée en fonction des paramètres α , h_c et h_p . Dans un premier temps, les erreurs des tendances observées sur 200 couches des températures à la surface de la pièce, sous le plateau et des temps de vol, mesurés et simulés, sont présentées respectivement sur les figures 4.15a, 4.15b et 4.15c.

Ces erreurs sont relativement faibles quel que soient les paramètres thermiques α , h_c et h_p choisis dans la gamme de température considérée du tableau 4.2. Les erreurs par rapport aux données de caméra thermique et de temps de vol ont des valeurs maximales respectives de 6°C et 7.5 ns, tandis qu'une différence de température sous plateau peut atteindre presque 9°C.

De manière assez similaire aux erreurs avec recalage global des données du procédé 1B, les coefficients α et h_p semblent être les paramètres les plus influents sur l'évolution moyenne de températures à la surface de l'échantillon, sous le plateau et du temps de vol. L'impact d'un refroidissement à la surface de la pièce reste également restreint, avec des variations de moins de 0.1°C à la surface de la pièce et sous le plateau induites par une augmentation du coefficient d'échange h_c de 20 W.m⁻².K⁻¹. Dans le cas de l'erreur par rapport à la température du thermocouple, et par rapport au temps de vol mesuré en machine, celles-ci peuvent être minimisées pour un couple (α, h_p) donné. En effet, pour un coefficient d'échange $h_p \in [10, 20]$ W.m⁻².K⁻¹, les différences entre températures sous plateau et temps de vol sont minimales pour un coefficient $\alpha \in [0.16, 0.25]$. Cependant, contrairement au procédé 1B, l'erreur avec recalage global de température à la surface de la pièce, présentée à la figure 4.15a semble présenter un minimum en dehors de la gamme de paramètres (α, h_p) choisis pour l'aluminium. Ce résultat peut être dû à la comparaison de la simulation au signal expérimental de caméra thermique qui, dans le cas de cette fabrication, ne présente pas de signe d'accumulation de chaleur, ni de stabilisation de la température d'après la figure 3.4a, contrairement aux températures à la surface des pièces 1A et 1B présentées aux figures 3.1a et 3.2a. La singularité de cette allure peut être causée par des modifications des conditions de mesures en machine, notamment par la présence de la lentille de germanium, qui pourrait filtrer certaines longueurs d'ondes émises par le faisceau laser, et donc conduire à un biais de température à la surface de la pièce. Une émissivité de la caméra thermique réglée arbitrairement sur la valeur élevée 1 conduit également à estimer des valeurs plus basses et des variations moins importantes de températures à cet endroit. L'erreur entre température simulée et mesurée à la surface de l'échantillon n'est ainsi pas minimisée pour des valeurs de α , h_c et h_p rencontrées habituellement pour de l'aluminium. Cependant, cette erreur varie entre 1 et 2.5°C pour $h_p \in [10, 20]$ et $\alpha \in [0.16, 0.25]$, ce qui reste relativement faible.

Ces observations sont cohérentes avec l'évolution des erreurs entre simulation et mesure calculées avec recalage à chaque cycle de fabrication, présentées aux figures 4.16a, 4.16b et 4.16c. A cette échelle, les effets des refroidissements par échange sous le plateau et sur la pièce sont très limités face à l'effet du paramètre α , ce qui est semblable aux procédés 1A et

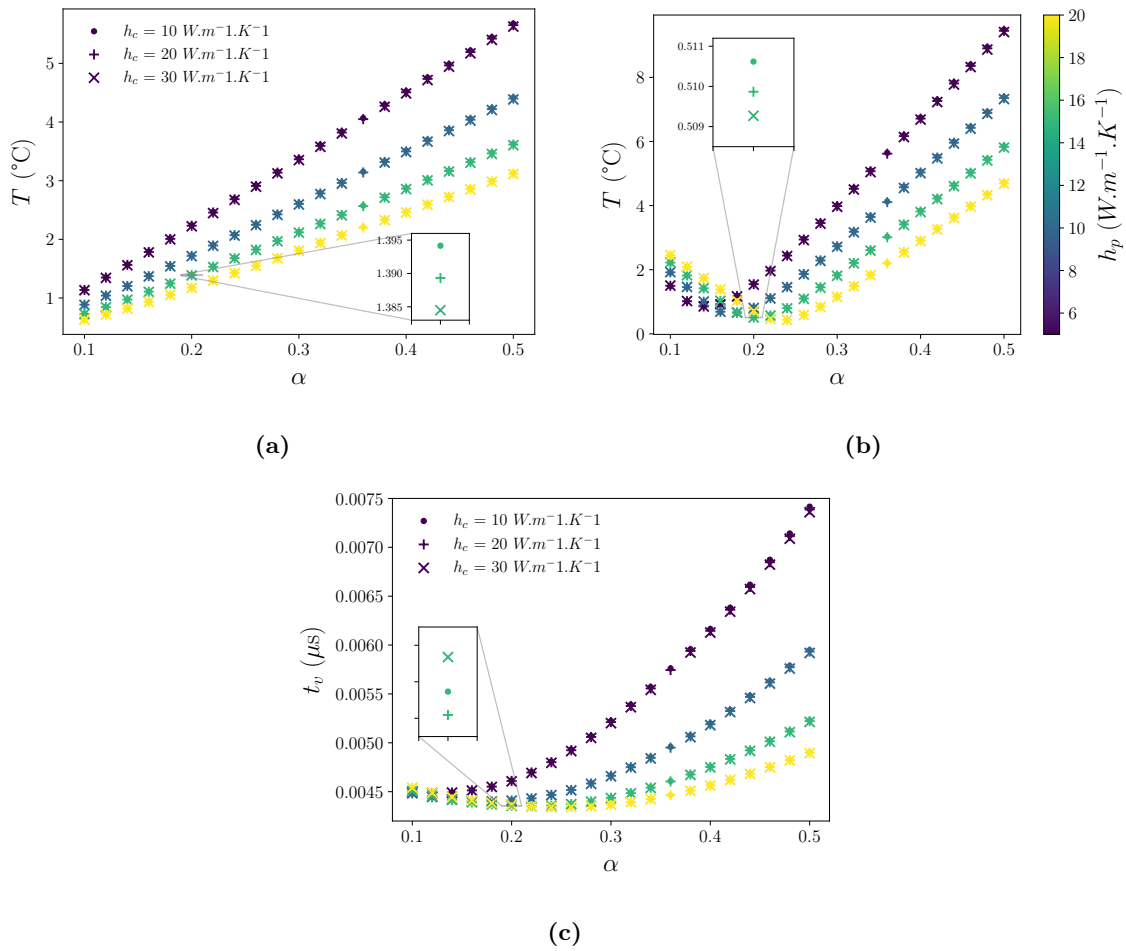


Figure 4.15 – Evolutions des erreurs à long terme en fonction des paramètres thermiques α , h_c , et h_p , des (a) Température à la surface de l'échantillon, (b) Température à l'emplacement du thermocouple Th 1 et (c) Temps de vol, du procédé 2.

1B. Un échange thermique avec l'atmosphère au-dessus de l'échantillon en cours de fabrication semble plus influencer la température moyenne à cet endroit, ainsi que le temps de vol, contrairement à la température sous plateau, où un échange avec l'air sous le plateau semble plus important, d'après les trois figures zoomées. Des variations de ces paramètres induisent néanmoins des fluctuations de température sur pièce et sous plateau de moins de 0.01°C , ce qui est tout à fait négligeable devant l'effet du paramètre α , qui peut générer des variations maximales de 2.25°C à la surface de la pièce, 0.7°C sous plateau et 2 ns de temps de vol sur chaque cycle de fabrication.

L'évolution de ces erreurs selon le paramètre α diffère néanmoins de celles observées au cours des procédés 1A et 1B. En effet, les différences avec recalage sur chaque cycle de fusion-refroidissement des temps de vol et températures sous plateau simulés et mesurés présentent des minima pour une même valeur $\alpha = 0.18$, contrairement aux fabrications 1A et 1B, qui n'étaient pas minimisées sur la gamme choisie pour une seule valeur du paramètre α . La minimisation entre temps de vol simulé et expérimental dans ce cas est possiblement due dans ce cas au fait que le matériau du plateau de fabrication soit relativement proche de celui utilisé pour construire l'échantillon 2. En effet, dans ces conditions, il est possible que

le coefficient a_p associée à la relation empirique entre vitesse de l'onde dans le plateau et sa température soit assez proche de celui mesuré sur la pièce 2, puisque ces deux milieux sont majoritairement composés d'aluminium. De plus, l'incertitude liée à la propagation de l'onde dans la jupe n'est pas présente dans la modélisation du temps de vol ici, car aucun support n'a été élaboré en machine pour cette fabrication. La meilleure qualité des signaux de temps de vol mesurés au cours de ce procédé permet également une comparaison plus fiable avec le temps de vol simulé. Une meilleure estimation de l'emplacement du thermocouple Th 1 permet également une confrontation entre températures simulée et mesurée sous plateau plus robuste.

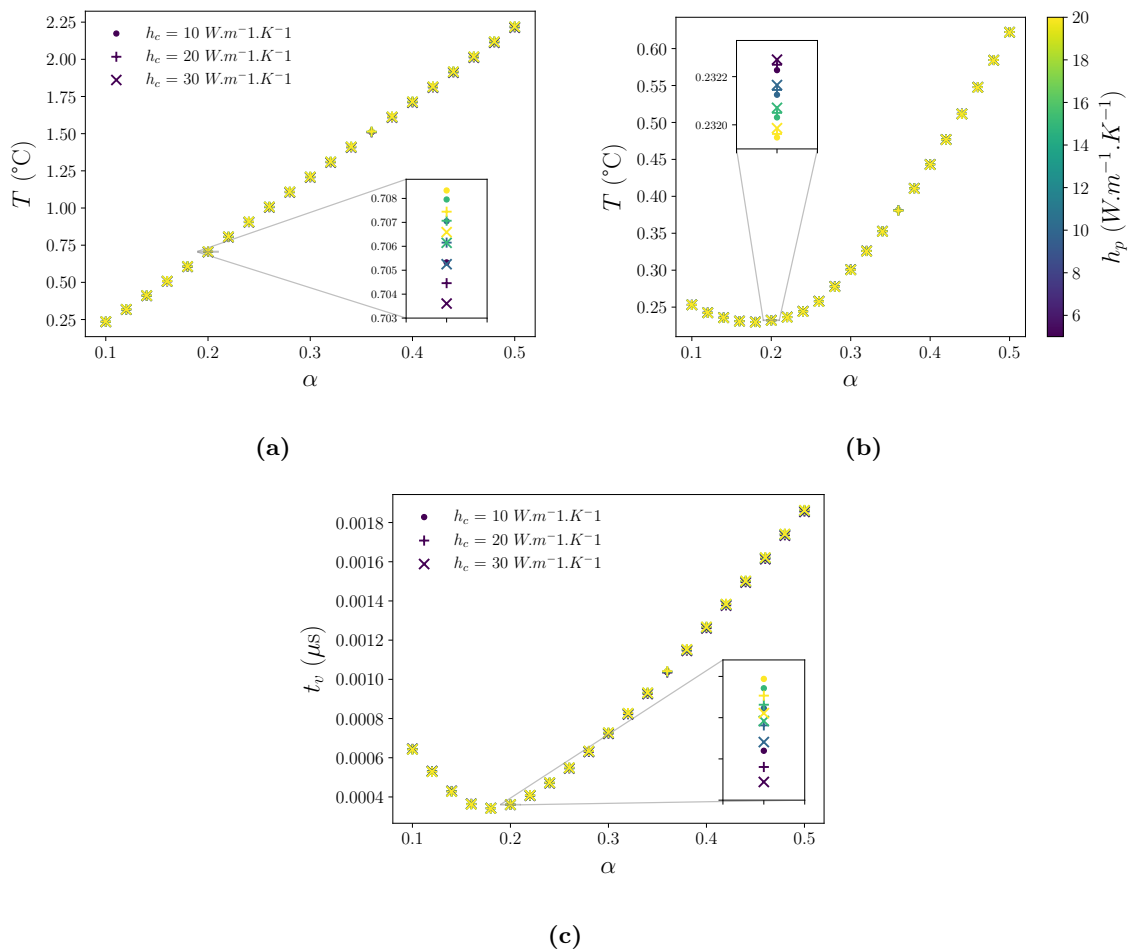


Figure 4.16 – Evolutions des erreurs sur chaque phase de refroidissement en fonction des paramètres thermiques α , h_c , et h_p , des (a) Température à la surface de l'échantillon, (b) Température à l'emplacement du thermocouple Th 1 et (c) Temps de vol, du procédé 2.

Ces erreurs sont minimisées ici pour une valeur de $\alpha = 0.18$ tout à fait cohérentes avec celles minimisant les erreurs avec recalage global. Cependant, de même que pour son homologue à long terme, l'erreur à l'échelle d'un cycle de fabrication par rapport au signal de caméra thermique de la figure 4.16a, n'est pas minimisée dans la gamme de valeurs considérées pour le paramètre α . Les mêmes raisons évoquées sont tout à fait envisageables pour la confrontation de la simulation avec les mesures de caméra thermique à cette échelle, qui n'est donc pas prise en compte dans le cas du procédé 2 dans la suite de cette étude.

Au vu des valeurs minimisant l'écart entre simulation et mesure expérimentale, une étude d'une simulation du procédé 2 calculée à partir des paramètres $\alpha = 0.18$, $h_c = 20 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ et $h_p = 15 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ sera approfondie dans la suite de ce manuscrit.

4.3 Analyse des champs de température transitoires

Les paramètres thermiques qui minimisent les erreurs précédemment définies entre données simulées et données mesurées ont été déterminés pour chacun des différents procédés. Ils permettent de modéliser les fabrications des pièces 1A, 1B et 2 au plus près de leurs conditions expérimentales, dans le cadre des hypothèses choisies pour les modèles thermique et ultrasonore. Cette section s'intéresse à la confrontation des résultats de ces modèles aux données expérimentales, de température et de temps de vol. Les champs de température calculés à partir des paramètres déterminés sont étudiés, et représentent une première estimation des champs de température en machine LPBF.

4.3.1 Etude des températures en surface et sous le plateau

Dans un premier temps, les températures calculées à la surface de la pièce et sous le plateau à partir des paramètres thermiques déterminés dans la section précédente sont comparées aux mesures de caméra thermique et de thermocouple, pour chacun des procédés. Cette confrontation est d'abord réalisée pour la fabrication de l'échantillon 1A, aux figures 4.17.

La figure 4.17a montre que la température moyenne calculée à la surface du cylindre évolue de manière globalement similaire à celle enregistrée par la caméra thermique. Les deux lignes de base sont proches, même si celle de la température simulée sous-estime les valeurs mesurées par la caméra thermique et que sa dynamique soit légèrement plus marquée. Les zooms sur quelques couches permettent d'observer que la simulation permet de rendre compte de la dynamique de décroissance de température au cours des cycles de refroidissement. La simulation permet en particulier de retrouver un refroidissement plus rapide lors des phases de construction de la jupe.

Dans le cas de la température calculée sous plateau, une différence significative entre simulation et mesure par thermocouple est visible à la figure 4.17b. En effet, si la dynamique de cette température est très similaire à celle observée en machine, un écart moyen sensiblement constant de 10°C est apparent pendant toute la durée du dépôt des 200 couches. Au vu des allures à long terme très similaires des deux courbes, ainsi que des variations de températures à chaque cycle de fabrication qui, cet écart pourrait être dû à une différence de localisation à 5 mm près du thermocouple simulé, au vu des gradients thermiques latéraux calculés sous le plateau. Par ailleurs, comme il a été précédemment mentionné, les thermocouples de type K sont de bons outils de mesure de variations de températures, mais une mesure de température absolue nécessiterait une étape de calibration, qui n'a pas été réalisée dans cette étude. L'écart entre température simulée et mesurée pourrait également être dû à une connaissance limitée des propriétés thermiques ρ , c_p et k .

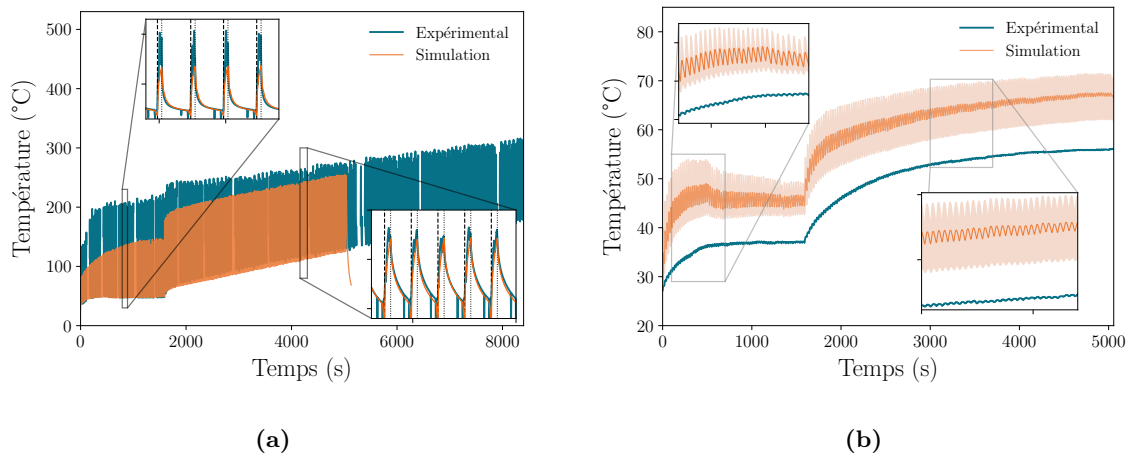


Figure 4.17 – Evolutions des (a) Températures à la surface de l'échantillon et (b) Températures sous plateau simulés et mesurés au cours de 200 cycles de fabrication du procédé 1A. Le calcul de la température pour le thermocouple a été réalisé avec des positions correspondant à ± 5 mm du placement réel pour estimer la sensibilité au positionnement.

On observe de plus sur la figure 4.17b une augmentation plus importante de la température calculée sous plateau au cours de la fusion et solidification des premières couches, avant de se stabiliser à partir de 700 s. Cette hausse pourrait être causée par la valeur du coefficient d'absorption effectif α , qui semble être plus faible expérimentalement au cours des premières couches. Néanmoins, la température simulée sous plateau a une évolution très similaire à celle mesurée en machine tout au long du dépôt des 200 couches de poudre.

La comparaison des données thermiques simulées pour le procédé 1B avec les données mesurées montrent des effets très similaires. La figure 4.18a présente l'évolution de la température calculée à la surface de la pièce 1B avec celle du signal de caméra thermique. Tout comme le cas du procédé 1A, il y a un accord satisfaisant entre ces deux évolutions. Les lignes de base sont similaires tout au long du temps de simulation. Les figures zoomées présentent des dynamiques de refroidissement très analogues, avec une cinétique de refroidissement plus marquée au début du procédé de fabrication. La figure 4.18b montre également une évolution temporelle très similaire des deux températures sous plateau. Leurs tendances sont assez proches, avec la hausse des températures dès la fin de construction de la jupe. On peut noter un écart moyen de 1°C entre température simulée et mesurée par thermocouple, ce qui est beaucoup moins important que celui observé précédemment sur la figure 4.17b. Ce plus faible écart est probablement dû à un positionnement du thermocouple plus cohérent entre simulation et expérience. Il est intéressant de noter que la température simulée au cours des premières couches augmente légèrement plus rapidement en début de procédé que son homologue mesurée, comme cela a pu être observé pour le procédé 1A. Il se pourrait donc que le coefficient α soit plus faible au cours des premiers cycles de fabrication, pour une raison non identifiée.

La simulation du champ de température au cours du procédé 2 permet de calculer des températures à la surface de la pièce et sous plateau relativement cohérentes avec les mesures de caméra thermique et thermocouple, comme le montrent les figures 4.19. Les valeurs sont proches en valeur absolue, avec une dynamique légèrement plus marquée pour les données

simulées. La température simulée décroît fortement au cours des premiers cycles de fabrications, et augmente lentement jusqu'à montrer des premiers signes de stabilisation en fin de simulation, tout comme la température mesurée par thermocouple. En revanche, celle-ci est légèrement plus élevée entre 100 et 1600 s de procédé, soit entre la 5ème et la 90ème couche. De plus, elle semble présenter plus de variations au cours de plusieurs cycles de fabrications, contrairement à la courbe de température simulée, comme nous avons pu le constater au chapitre 3. Ces fluctuations pourraient être dues à des faibles variations du coefficient α . En effet, nous avons supposé jusqu'ici que ce coefficient était constant pendant tout le procédé. Or, représentant une valeur moyenne et effective du coefficient d'absorption du laser par le matériau, qui varie selon de nombreux paramètres, il est possible que ce coefficient α soit légèrement différent d'une couche à l'autre, ce qui pourrait générer ce type de fluctuations dans le champ de température complet. Cependant ces différences entre température simulée et mesurée sont de l'ordre de 1°C , ce qui reste très faible. Il est également important de noter que les amplitudes de variations de température au cours d'un cycle de fabrication sont très proches de celles mesurées par thermocouples, ce qui n'était pas le cas pour les fabrications 1A et 1B.

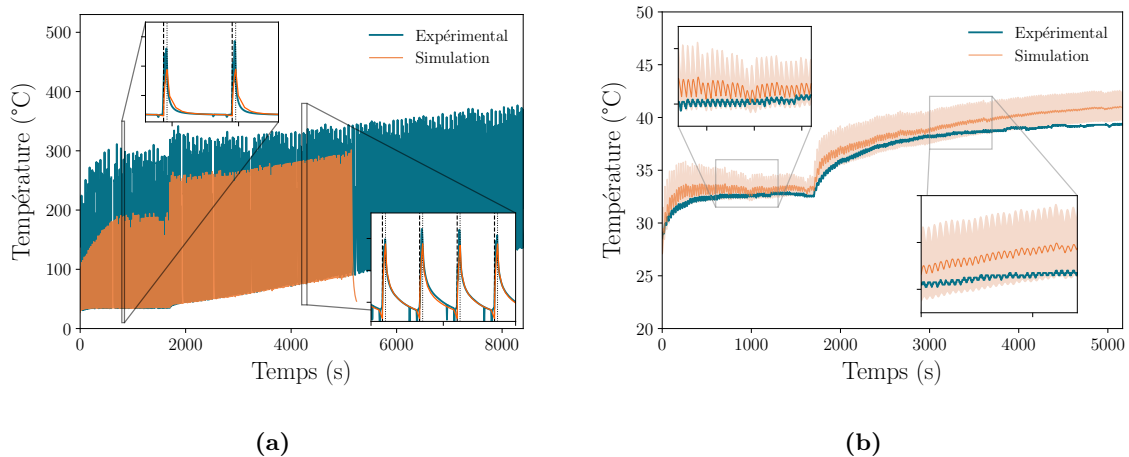


Figure 4.18 – Evolutions des (a) Températures à la surface de l'échantillon et (b) Températures sous plateau simulés et mesurés au cours de 200 cycles de fabrication, avec une incertitude sur la position du thermocouple de ± 5 mm, du procédé 1B.

Si la température calculée à la surface de la pièce est proche de celle enregistrée par caméra thermique, elle présente une dynamique légèrement différente, et ne présente pas de signe de stabilisation en fin de simulation, contrairement à celle mesurée par caméra thermique. De plus, les dynamiques de refroidissement semblent être en bon accord en début de procédé, mais au cours du procédé la température calculée décroît moins rapidement et atteint des valeurs plus importantes en fin de chaque cycle de refroidissement comparé à ce qui est observé sur les données de caméra. Comme il a déjà été mentionné précédemment, l'effet des paramètres de la caméra thermique et de la lentille de germanium sur les températures moyennes en surface de pièce n'a pas été quantifié, mais les dynamiques de signal ne devraient pas en dépendre. Il est cependant intéressant de noter que les températures simulées et mesurées sont du même ordre de grandeur tout au long du dépôt des 200 couches.

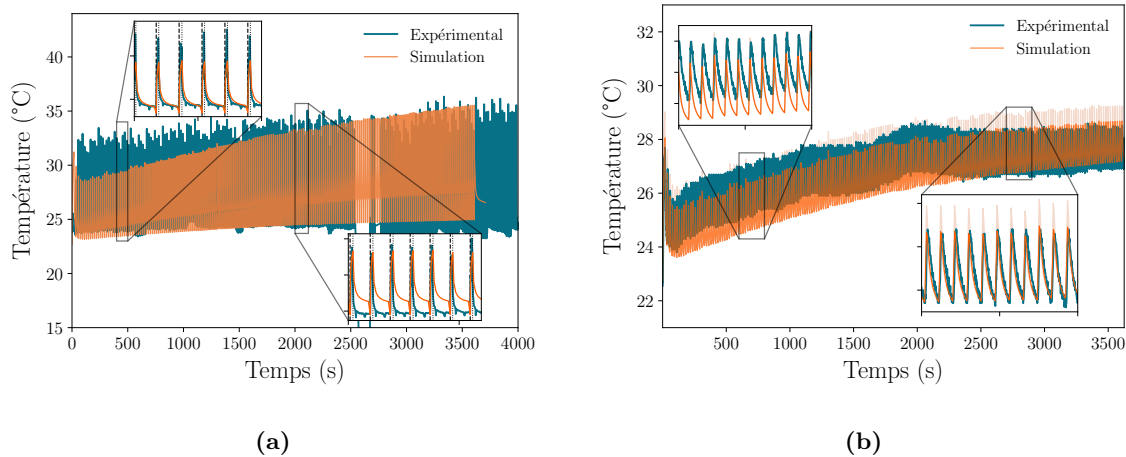


Figure 4.19 – Evolutions des (a) Températures à la surface de l'échantillon et (b) Températures sous plateau simulés et mesurés au cours de 200 cycles de fabrication, avec une incertitude sur la position du thermocouple de ± 5 mm, du procédé 2.

4.3.2 Evolution du temps de vol à l'échelle de la fabrication complète

Les temps de vol simulés pour chaque procédé sont présentés à la figure 4.21, qui montrent que les résultats des simulations sont cohérents, que ce soit à long terme ou à court terme, avec les temps de vol mesurés expérimentalement dans le cas de chaque fabrication.

La figure 4.20a montre que le temps de vol simulé prend bien en compte l'allure linéaire des différentes pentes en fonction de la fabrication de la jupe ou du cylindre 1A. Les figures en inset présentent les évolutions à l'échelle de quelques couches en début et en fin de procédé simulé. Si celles-ci sont relativement en accord avec le temps de vol mesuré, en début de procédé le temps de vol calculé ne semble pas décroître de manière aussi importante que le temps de vol mesuré en machine à chaque phase de refroidissement de la pièce. En fin de simulation, on observe un raidissement des dynamiques de refroidissement du temps de vol simulé, ce qui semble en accord avec les mesures expérimentales de caméra IR et de thermocouple des figures 4.17a et 4.17b. Cependant, le temps de vol mesuré semble présenter sur certains cycles de refroidissement une stabilisation, voire un maximum au cours d'une phase de refroidissement. Cet effet n'étant pas présent sur les temps de vol simulés, il ne peut être dû uniquement aux variations de température au cours d'un cycle de fabrication. Cet effet pourrait être lié à la méthode de mesure du temps de vol. En effet, comme évoqué précédemment, l'enveloppe par transformée de Hilbert est peut-être sensible aux effets d'atténuation et au déphasage du signal liés aux trajets de plus en plus lointains dans la matière de l'onde ultrasonore. Cependant, au vu du faible rapport signal à bruit du temps de vol mesuré en machine, aucune analyse n'a été approfondie.

Le temps de vol simulé au cours du procédé 1B suit un comportement assez semblable. Son allure à long terme est en accord satisfaisant avec le temps de vol mesuré en machine, ainsi que ses tendances au cours d'un cycle de fabrication. Le temps de vol décroît plus rapidement que celui calculé au cours du procédé 1A, ce qui est cohérent avec un apport de chaleur plus faible à chaque couche au cours de cette fabrication. Par rapport à la phase de fabrication de la jupe, l'amplitude des variations et les pentes de refroidissement simulées augmentent dans la phase de construction du cylindre, tout comme le temps de vol mesuré en

machine. Par rapport à l'échantillon 1A, l'accord simulation-expérience est plus satisfaisant, puisqu'il ne semble pas avoir d'effet d'augmentation du temps de vol mesuré après les phases de lasage, ce qui peut être dû à des signaux enregistrés peut-être moins atténués du fait de la plus faible hauteur de l'échantillon 1B.

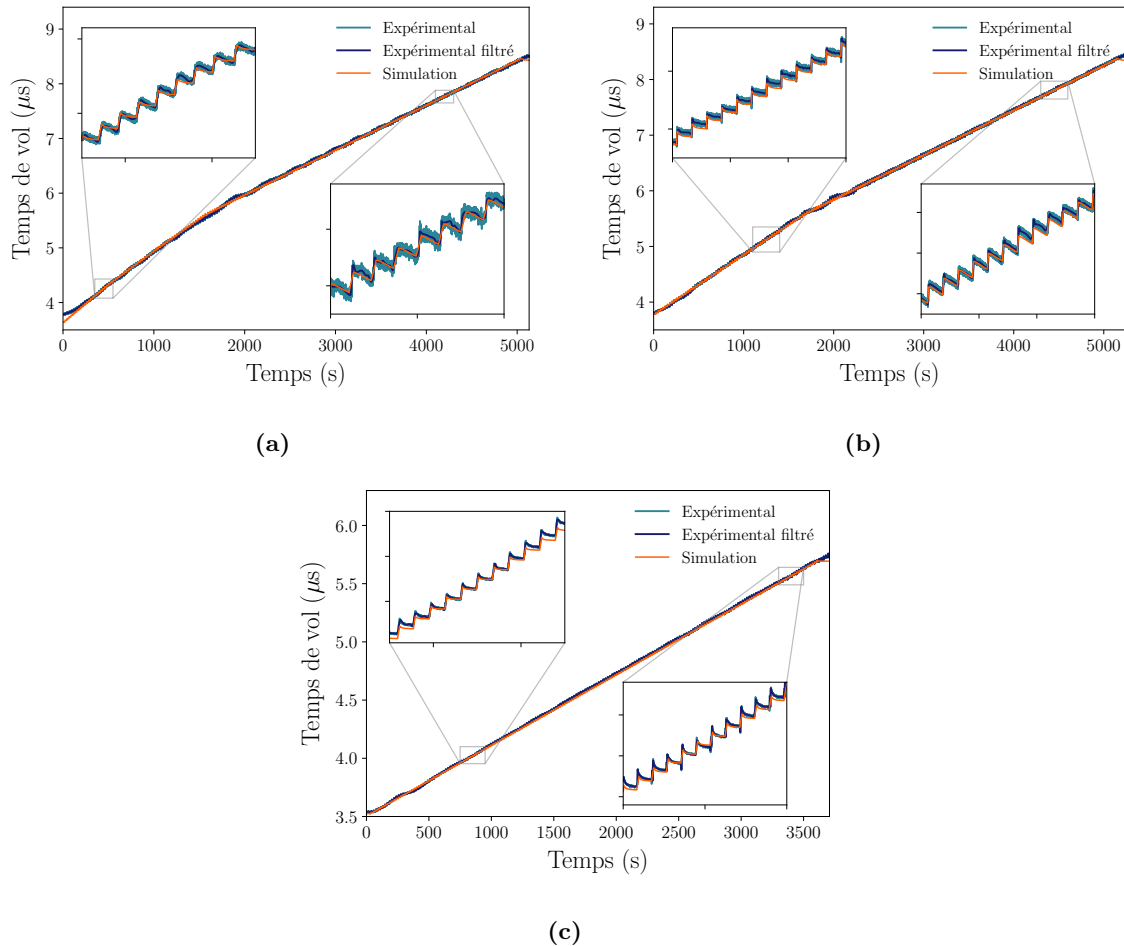


Figure 4.20 – Evolutions des temps de vol simulés au cours de la fabrication de (a) l'échantillon 1A, (b) l'échantillon 1B et (c) l'échantillon 2.

Le temps de vol simulé au cours du procédé 2 est présenté à la figure 4.20c. Contrairement aux observations dans le cas des échantillons 1A et 1B, aucun raidissement des pentes de refroidissement n'est observé, ce qui est cohérent avec les données de caméra thermiques et thermocouples. L'augmentation des variations du temps de vol à chaque phase de lasage en fin de simulation par rapport au début de procédé semble être liée à une évacuation de la chaleur moins importante en fin de procédé. Au cours de ce procédé, le temps de vol simulé est en bon accord avec le temps de vol mesuré en machine, d'autant plus que ce signal est de bien meilleure qualité, avec un rapport signal à bruit plus important que pour les procédés 1A et 1B.

Il est important de souligner le besoin de prendre en compte une vitesse différente pour l'onde élastique en fonction de la porosité du milieu qu'elle traverse. Des faibles valeurs de vitesse ont été estimées à partir d'un fit linéaire du temps de vol en fonction du temps de

fabrication lors du passage de l'onde dans des sections à porosités, comme c'est le cas pour les jupes des pièces 1A et 1B. Au vu de l'accord satisfaisant entre temps de vol simulé et mesuré, ces valeurs permettent de rendre compte de l'évolution du temps de vol en machine. Si ces valeurs sont particulièrement faibles, elles sont cependant cohérentes avec le trajet de l'onde dans un milieu effectif poreux, comme le met en évidence la faible valeur de vitesse dans l'échantillon 2, qui présente des porosités réparties de manière homogène dans toute la pièce. Ainsi, au-delà du potentiel de l'étude du temps de vol pour estimer le champ de température dans une pièce en cours d'élaboration, celle-ci pourrait également permettre de détecter des potentiels défauts de fabrication en cours de processus, rejoignant l'étude de Rieder *et al.* [4]. Un écart dans la valeur de vitesse pourrait également indiquer une variation d'épaisseur de couche déposée, comme l'a souligné la figure 4.8b. Cette éventualité pourrait d'ailleurs expliquer les fluctuations du temps de vol mesuré autour de celui simulé, comme c'est le cas pour le début de fabrication de la pièce 2, illustré par la figure 4.20c.

Pour évaluer la robustesse des résultats obtenus, Il est intéressant de faire varier le coefficient α , autour des valeurs optimales obtenues par la procédure d'optimisation au paragraphe précédent. Les figures 4.21a, 4.21b et 4.21c présentent respectivement les évolutions du temps de vol simulés au cours des procédés 1A, 1B et 2 obtenus pour différents coefficients α . Concernant les fabrications 1A et 1B, la variation de α de 0.4 à 0.8 influe peu sur l'allure du temps de vol simulé à long terme, qui ne semble pas être modifiée à cette échelle. Ce résultat peut sembler a priori paradoxal puisque la quantité de chaleur injectée dans le matériau est doublée quand α passe de 0.4 à 0.8, ce qui conduit nécessairement à une augmentation de température. Cependant, cette augmentation a aussi pour conséquences de faire croître les pertes thermiques, et donc de limiter l'effet de la variation de α sur un cycle de fabrication. De plus, rappelons que l'ajout de matière est le principal mécanisme qui influence le temps de vol à cette échelle, une augmentation de température n'aura donc que peu d'effet à cette échelle. La situation est différente en observant le temps de vol simulé à l'échelle de quelques couches, où α a peu d'effet en tout début de procédé, contrairement en fin de simulation, avec un temps de vol qui fluctue de manière plus importante. Une valeur importante de α conservée jusqu'à ce stade de fabrication génère une augmentation de l'amplitude de variation du temps de vol au cours d'un cycle de lasage, ainsi qu'un raidissement des phases de refroidissement. Au contraire, une valeur plus faible de α entraîne une augmentation plus faible de l'amplitude de variation du temps de vol à chaque phase de lasage, ainsi qu'une plus faible pente de refroidissement.

La figure 4.21c présente une évolution similaire pour l'effet de variation du coefficient α dans l'intervalle $[0.1, 0.4]$ sur le temps de vol simulé au cours du procédé 2. En observant le temps de vol à l'échelle de la simulation complète, ces fluctuations de α n'ont pas d'effet visible, ce qu'on peut comme au paragraphe précédent attribuer à une variation limitée des vitesses ultrasonores en fonction de la température. Cependant, des effets significatifs sont mis en évidence lorsque l'analyse est réalisée à l'échelle de quelques cycles de fabrication. Avec une valeur importante de α , le temps de vol augmente de manière plus importante au cours d'une phase de lasage, et décroît toujours d'une manière relativement exponentielle mais plus rapidement jusqu'à atteindre une valeur plus haute que celle atteinte par le temps de vol calculé pour une valeur idéale de $\alpha = 0.18$. Similairement, une valeur plus faible de α génère une augmentation moins importante du temps de vol au cours d'un cycle de lasage, et décroît au cours du refroidissement de la pièce jusqu'à une valeur légèrement plus faible.

Un faible écart en début de procédé s'accumule ainsi sur plusieurs couches, et entraîne des fluctuations plus importantes en fin de simulation, et plus importantes encore pour la suite du procédé. Il est intéressant de noter qu'en fin de simulation, une valeur haute du coefficient α ne génère pas de raidissement des dynamiques de refroidissement du temps de vol. Nous interprétons ce résultat par l'effet de pompage thermique du plateau, qui permet d'évacuer la chaleur même après la solidification de 200 couches de matière.

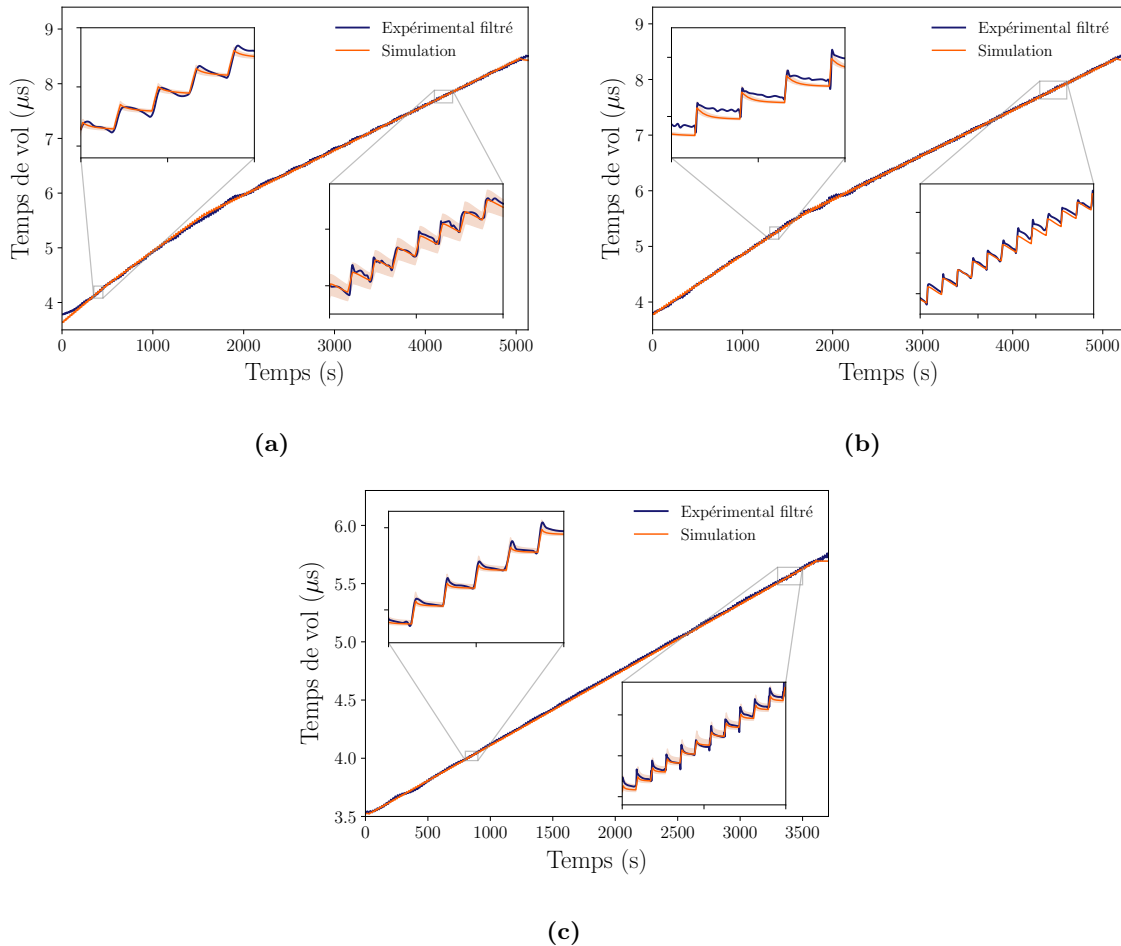


Figure 4.21 – Evolutions des temps de vol simulés en fonction du coefficient d'absorption effective α du (a) procédé 1A et (b) 1B, avec $\alpha \in [0.4, 0.8]$ et (c) du processus 2, avec $\alpha \in [0.1, 0.4]$.

Au vu du bon accord entre les différentes données simulées et mesurées, nous pouvons considérer que les différents champs de températures calculés représentent relativement bien les champs de températures des pièces fabriquées, sous les hypothèses du modèle défini. Dans cette optique, ces champs peuvent maintenant être analysés.

4.3.3 Evolution des champs de températures simulés

Les figures 4.22 et 4.23 présentent une vue en coupe de l'évolution du champ de température simulé dans les conditions du procédé 1B et 2 à différents instants de la phase de lasage et de la phase de refroidissement du 200ème cycle de fabrication. Les champs de température dans le cas des deux procédés ont une évolution similaire dans le temps : la chaleur est dépo-

sée de manière uniforme à la surface du cylindre, se diffuse, relativement rapidement, le long du cylindre jusqu'à atteindre le plateau où elle est transportée dans toutes les directions. Comme nous avons pu le voir précédemment, les températures à la surface de la pièce, ainsi que les températures sous plateau sont plus élevées pour le procédé 1B que pour le procédé 2, résultat d'une conductivité thermique et d'une capacité calorifique des pièces et du plateau différentes.

Le champ de température au cours du 200ème cycle de lasage de la fabrication 1B de la figure 4.22 montre que la température moyenne maximale atteinte à la surface de la pièce est de 300°C. Une quantité de chaleur importante est déposée à la surface de la pièce 1B, qui est de plus de diffusivité thermique faible, donc la température locale augmente drastiquement au cours d'une phase de lasage. La répétition de phases de lasage entraîne une accumulation de chaleur à cette surface, puis dans la pièce en raison de des faibles transferts thermiques.

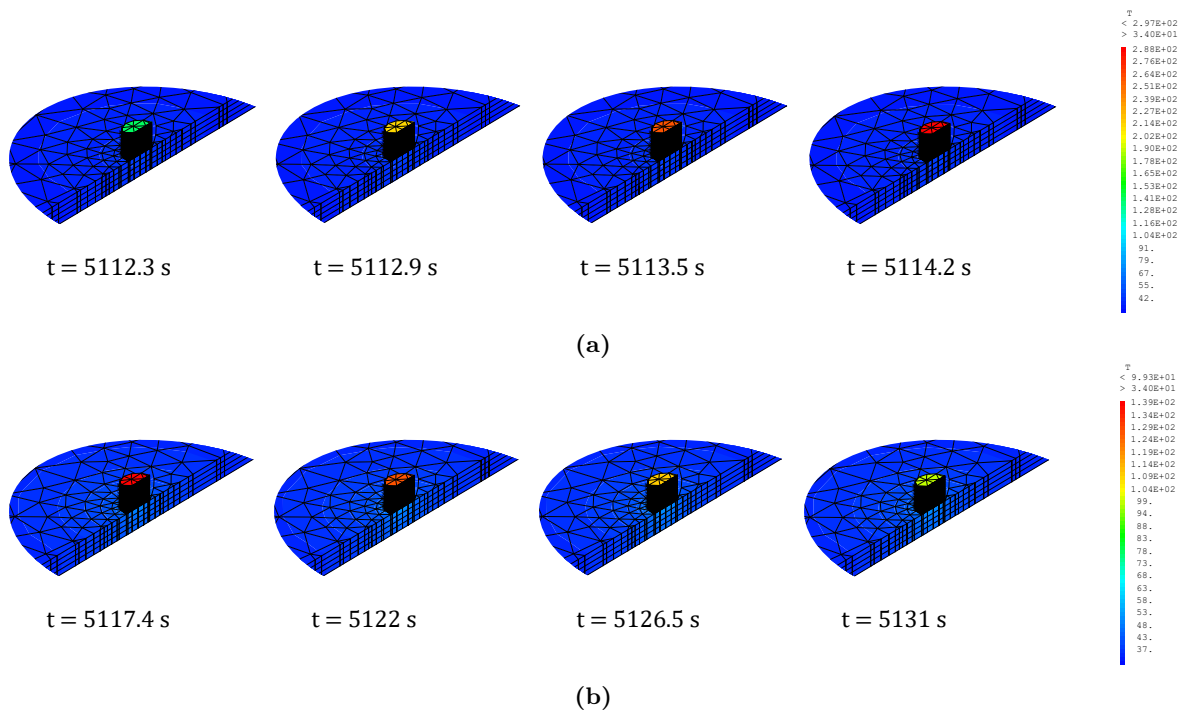


Figure 4.22 — Evolution du champ de température du procédé 1B (a) au cours du 200ème cycle de lasage et (b) du cycle de refroidissement qui en suit.

La figure 4.23 présente le champ de température à différents instants du 200ème cycle de fabrication de la pièce 2. Il est intéressant de noter que celle-ci est moins haute, en raison de l'épaisseur de couche déposée à chaque cycle de fabrication, soit 30 μm qui est deux fois moins importante que celle utilisée pour élaborer les pièces 1A et 1B, soit 60 μm . Une quantité de chaleur moins importante que pour le procédé 1B est absorbée par le matériau à chaque cycle de lasage, principalement du fait d'un coefficient d'absorption effectif α moins élevé. De plus, la haute diffusivité thermique permet à la chaleur de se diffuser plus rapidement dans la pièce et de ne pas s'accumuler à la surface, élevant ainsi peu la température à ce niveau.

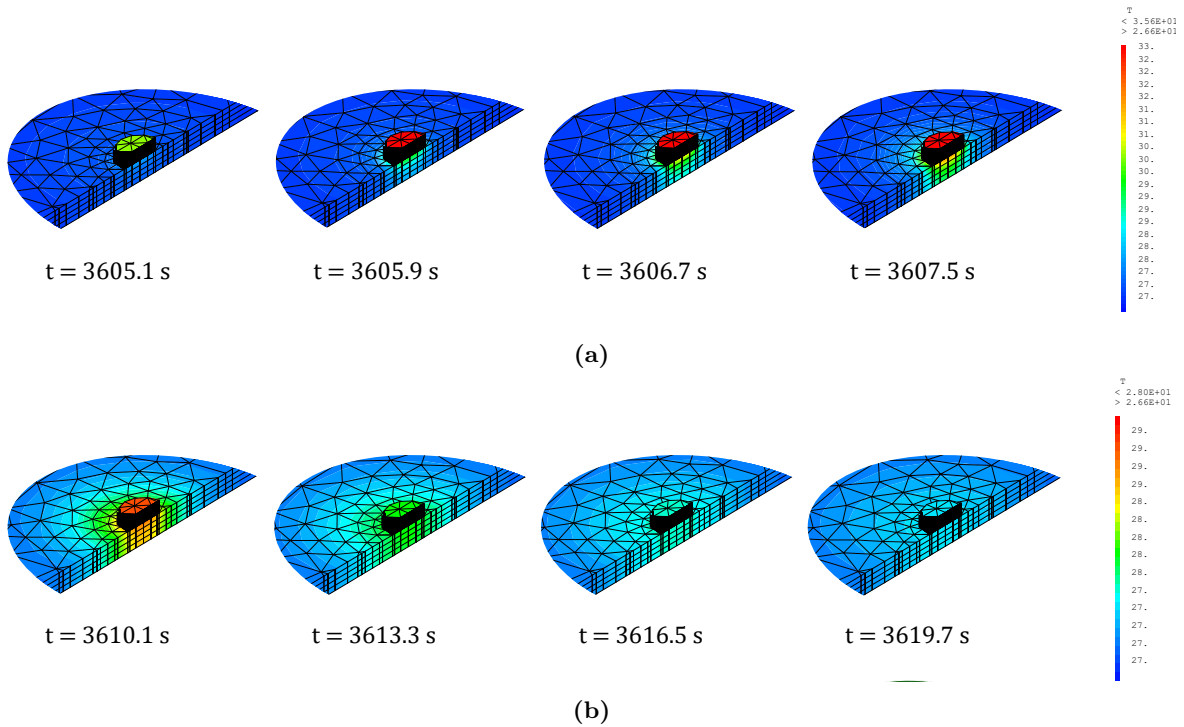


Figure 4.23 – Evolution du champ de température du procédé 2 (a) au cours du 200ème cycle de lasage et (b) du cycle de refroidissement qui en suit.

4.4 Etude quantitative des cycles de fabrication

L'étude des températures acquises par caméra thermique ainsi que les temps de vol mesurés au cours des procédés 1A et 1B a permis de mettre en évidence au chapitre 3 la détection d'une modification des paramètres de fabrication au passage de la jupe. Cette section s'intéresse à valider ces analyses, et donc le potentiel d'application au suivi des paramètres machine, dans un contexte d'amélioration de la reproductibilité des procédés LPBF.

4.4.1 Analyse des temps caractéristiques de refroidissement par caméra thermique

Comme cela a été étudié précédemment, les temps caractéristiques de refroidissement fournissent une information essentielle sur la quantité de chaleur apportée à une pièce, et sur sa capacité à l'absorber et la stocker. Il est donc intéressant de comparer les temps caractéristiques de refroidissement du signal de caméra thermique par le traitement du chapitre 3 à ceux extraits par le même traitement de la température moyenne à la surface des différentes pièces fabriquées. Dans un premier temps, les temps caractéristiques obtenus par simulation du procédé 1A sont présentés à la figure 4.24a. Ces temps sont plus élevés que ceux mesurés par caméra thermique à chaque cycle de refroidissement de la pièce, entre 2 et 4 s, contre 0.2 à 2.2 s. Cet écart pourrait être dû à la non prise en compte de la stratégie de lasage. En effet, au cours des trois procédés étudiés, le laser balaye la surface de la pièce par bandes, entre lesquelles s'écoule un court laps de temps de refroidissement. La chaleur déposée devrait donc moins s'accumuler à cette surface que le suppose le modèle, et devrait donc refroidir plus rapidement à la fin du dernier passage du laser. Cependant, les dynamiques de temps caractéristiques de refroidissement calculé et mesuré sont qualitativement similaires, avec une

augmentation progressive jusqu'au 65ème cycle de fabrication, où la construction proprement dite de la pièce 1A débute. A cet endroit, une discontinuité est observable sur les données simulées, mais significativement plus modeste qu'expérimentalement. Un autre point de divergence est la légère décroissance en tout début de procédé, durant les 10 premières couches des données simulées, qui n'apparaît pas sur le temps caractéristique de caméra thermique. Ce détail est cohérent avec les augmentations plus importantes de température sous plateau observées précédemment, qui supposeraient un coefficient α plus faible au cours des premiers cycles de fabrications pour les procédés 1A et 1B. A partir du 65ème cycle de refroidissement, le temps caractéristique augmente progressivement.

La figure 4.24b présente une évolution assez similaire du temps caractéristique de la température simulée à la surface de la pièce au cours du procédé 1B. Celui-ci est globalement plus élevé que le temps caractéristique estimé à partir du signal de caméra thermique. Pendant la fabrication de la jupe, le temps caractéristique augmente légèrement, tout comme son homologue expérimental, mais présente une décroissance au cours des 10 premières phases de refroidissement, de la même manière que pour le procédé 1A. Une faible discontinuité est observée entre la jupe et le cylindre, puis les temps caractéristiques obtenus par simulation continuent à augmenter très faiblement, alors que celui calculé à partir du signal de caméra thermique semble rester constant, voire légèrement décroître. Il est cependant intéressant d'observer que le temps caractéristique de refroidissement de température simulée pour le procédé 1B est plus faible à chaque phase de refroidissement que celui estimé pour le procédé 1A, ce qui est cohérent avec ceux extraits de la caméra thermique. La pièce 1B se refroidit donc plus rapidement que la pièce 1A, qui reçoit une quantité plus importante de chaleur à chaque cycle de fabrication.

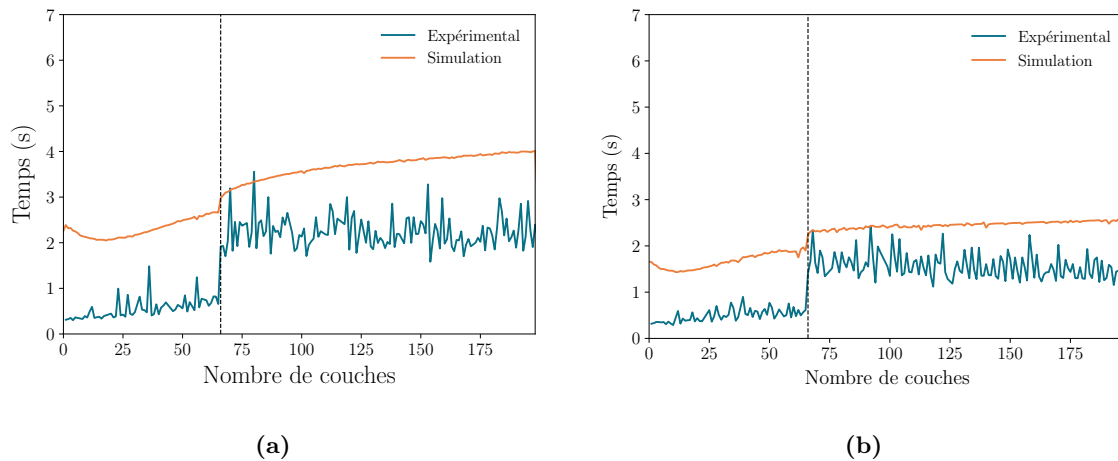


Figure 4.24 – Comparaison des temps caractéristiques de refroidissement de la température moyenne à la surface simulée et mesurée par caméra thermique, pour chaque cycle de fabrication des (a) procédé 1A et (b) procédé 1B.

Un résultat important de ces courbes est qu'elles sont capables de rendre compte de l'effet d'un apport de chaleur plus important, associé à une réduction de la vitesse de scan à puissance nominale quasiment identique au passage de la jupe. A ce stade, l'accord sur les temps caractéristiques de refroidissement n'est pas quantitatif, mais il traduit une simulation est en ligne avec les résultats expérimentaux, confortant le potentiel de l'étude des phases de

refroidissement quant à la surveillance du procédé LPBF.

4.4.2 Vers un monitoring du procédé LPBF par mesure de temps de vol

De la même façon que pour les temps caractéristiques de refroidissement de la surface de la pièce en cours de fabrication, l'étude de l'amplitude de variation des temps de vol mesurés au cours de la phase de refroidissement des procédés 1A et 1B a permis de mettre en évidence au chapitre 3 une modification des paramètres de fabrication. Cette section s'intéresse à la validation de ces analyses, et donc du potentiel d'application d'une mesure de temps de vol au suivi des paramètres machine du procédé LPBF.

Plus précisément, les figures 4.25a et 4.25b présentent les différences entre valeur maximale et valeur minimale du temps de vol à chaque cycle de fabrication, dans le cas des mesures expérimentales mais également des temps de vol simulés, respectivement au cours des procédés 1A et 1B. Les variations de temps de vol simulés au cours du procédé 1A présentent une évolution qualitativement similaire à celles mesurées en machine. Ces amplitudes augmentent progressivement et ralentissent jusqu'à la 65ème couche déposée. A ce moment-là, le temps de vol simulé augmente brusquement, avant de décroître lentement tout au long du dépôt des 200 couches, avec une dynamique en concordance avec les résultats expérimentaux. Cependant, ces variations sont globalement plus faibles que celles obtenues en machine, en particulier le saut de temps de vol enregistré à la 65ème couche, qui est beaucoup moins importante.

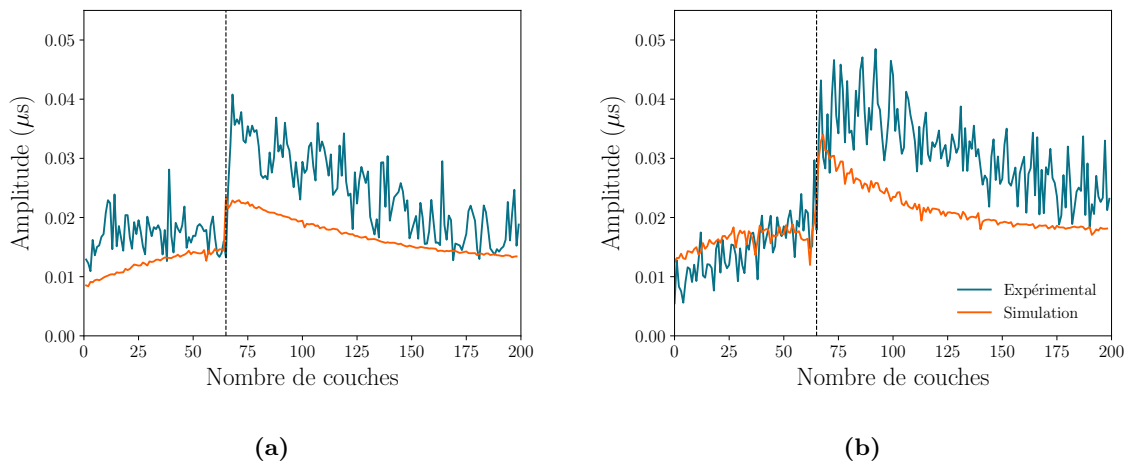


Figure 4.25 – Comparaison des amplitudes des temps de vol mesurés et simulés à chaque cycle de fabrication des (a) procédé 1A et (b) procédé 1B.

Les variations de temps de vol à chaque cycle de fabrication du procédé 1B évoluent également de manière très similaire, d'après la figure 4.25b. Celles-ci augmentent progressivement et semblent se stabiliser jusqu'à la 65ème couche, où l'amplitude de variation des temps de vol simulés augmente brusquement de manière plus importante que pour la fabrication 1A, et décroît plus lentement jusqu'à la fin de la simulation. Cette évolution au cours du procédé semble en accord satisfaisant avec les variations de temps de vol mesurés pendant l'élaboration de l'échantillon 1B. De même que pour le procédé 1A, on observe que ces variations sont cependant moins importantes que celles mesurées à partir de la 65ème couche. Au cours

de la fabrication de la jupe, celles-ci sont du même ordre de grandeur. Etant donné le bruit important sur ce signal, cette analyse ne peut être approfondie. Cependant, l'allongement de la durée de lasage dès le 65ème cycle de fabrication est également repérable en simulation, confirmant ainsi le potentiel de cette étude quant à la détection de la modification de paramètres de fabrication.

Conclusion

Ce chapitre a permis de développer un modèle thermique du procédé LPBF, ainsi qu'un modèle de temps de vol, permettant de simuler l'évolution du temps de vol au cours du processus de fabrication avec pour objectif de décrire au mieux les procédés étudiés aux chapitres précédents. Les paramètres prédominants pour la modélisation du temps de vol ont été choisis, et ceux fondamentaux pour l'évolution thermique ont été déterminés en utilisant des procédures de minimisation de différence entre données simulées et données mesurées, propres à chacune des fabrications 1A, 1B et 2. Un coefficient d'absorption effective α ainsi que des coefficients d'échanges thermiques à la surface de la pièce et que sous le plateau ont ainsi été déterminés pour chacune des fabrications.

Durant le dépôt de 200 couches de poudre, les températures et temps de vol simulées montrent un accord relativement satisfaisant avec les données mesurées en machine. Les écarts d'énergie apportée à chaque cycle de fusion, ainsi que des différentes diffusivités thermiques ont permis d'observer des dynamiques d'échauffement et de refroidissement propres à chaque matériau. De plus, l'étude des temps caractéristiques de refroidissement de la température à la surface des pièces 1A et 1B, ainsi que les amplitudes de variations de temps de vol à chaque cycle de fabrication, confirment les analyses réalisées au chapitre 3 et présentent une capacité certaine pour la détection d'écarts du procédé, voire de défauts à l'intérieur de la matière. L'étude de la vitesse effective d'une onde élastique dans une pièce en cours de fabrication est également capable de fournir une information sur l'état de la pièce, comme le montrent les faibles valeurs de vitesses lors de la construction des jupes des pièces 1A et 1B, ainsi que la pièce 2 complète, dont la densité a été évaluée à 95%.

Pour l'étude d'un nombre plus important de couches, il pourrait être intéressant de modéliser la poudre entourant la pièce en cours de fabrication. Celle-ci ne semble pas fondamentale ici, car les allures à long terme des différentes grandeurs étudiées précédemment correspondent relativement bien aux données expérimentales mesurées dans les deux machines. Cependant, dans le cas d'un nombre de cycles de fabrication plus important que les 200 couches simulées ici, il est possible que la chaleur puisse s'accumuler de manière excessive à la surface de la pièce, en particulier dans le cas de l'inconel, menant ainsi à des allures à long terme des données simulées et des données mesurées, thermiques ou ultrasonores, significativement différentes.

Conclusion & Perspectives

L'objectif principal de ce travail de thèse était d'étudier la faisabilité d'une technique de caractérisation par ultrasons dans une machine LPBF, afin d'estimer le champ de température interne d'une pièce en cours d'élaboration. Par rapport à des techniques conventionnelles, par capteurs infrarouge ou thermocouples, limitées à une mesure de température de surface, la thermométrie ultrasonore a le potentiel de réaliser des mesures globales, présentant un intérêt certain pour la certification des pièces et du procédé. Dans cette optique, la méthode pulse-echo a été adoptée pour l'estimation de temps de vol ultrasonore et étudier leur évolution en fonction du champ de température. Afin de tester la robustesse de cette méthode, deux matériaux de propriétés thermiques très différentes ont été étudiés dans deux machines LPBF.

En pratique, des essais expérimentaux ont été menés en instrumentant une machine ProX DMP 320 de la société 3D Systems, sur la plateforme AFH du CEA Saclay, et une Farsoon FS271M sur la plateforme Poudrinov du CEA Grenoble. La mesure de temps de vol au cours du procédé, associée à des mesures complémentaires par caméra infrarouge et thermocouples, a permis de corréliser les évolutions du temps de vol avec les phénomènes de transfert de chaleur au sein des pièces. L'analyse des données expérimentales a montré que les mécanismes physiques peuvent être étudiés à deux échelles de temps, l'une locale qui permet d'observer des apports de chaleur et des cinétiques de refroidissement au cours d'un cycle de fusion-solidification-refroidissement, et l'autre globale qui prend en compte l'historique thermique de la pièce complète. Le suivi de l'élaboration de trois pièces cylindriques a montré différentes évolutions du champ de température, ainsi que du temps de vol, en fonction de leur propriétés thermiques respectives et des différents mécanismes d'apport de chaleur et de transferts thermiques. Sur les temps longs, le temps de vol est influencé majoritairement par l'ajout de matière, caractéristique des procédés de fabrication additive. A l'inverse, au cours d'un cycle de fusion-solidification et refroidissement de la pièce, le temps de vol est très sensible à l'évolution du champ de température, mettant en évidence les caractéristiques des phases de refroidissement. La mesure de temps de vol présente un intérêt tout particulier pour le suivi *in situ* du procédé LPBF car elle est capable de détecter des changements de paramétrie liés à la fabrication d'un support, et d'une modification de l'apport de chaleur par le laser à chaque cycle de fabrication.

Ces analyses expérimentales ont été complétées par une modélisation numérique de notre problème, constitué d'un modèle thermique ainsi que d'un modèle de temps de vol. Le choix s'est porté sur un modèle couche par couche, en cohérence avec les observations expérimentales. Dans ce contexte, l'absorptivité de la puissance du laser et les échanges avec l'environnement de la pièce et du plateau sont pris en compte par des coefficients effectifs. L'optimisation de ces paramètres a permis de simuler chacun des procédés étudiés expérimentalement, pour

la fabrication de 200 couches. Cette modélisation rend compte des évolutions à long terme du champ de température et des temps de vol mesurés en machine LPBF, mais également de leurs variations au cours d'un cycle de fabrication, confirmant alors l'influence majeure de l'ajout de matière à l'échelle du procédé complet sur le temps de vol, ainsi que celle du champ de température à l'échelle du cycle de fabrication. Différentes évolutions du champ de température ont été mises en évidence pour chaque échantillon, dépendantes des apports de chaleur et des transferts thermiques et induisant des caractéristiques propres aux évolutions de temps de vol associées. Les modifications locales des paramètres procédés entre les supports et l'échantillon sont également détectables dans les simulations de champ de température et de temps de vol.

Ce travail constituant une preuve de concept de l'utilisation des méthodes ultrasonores pour la fabrication additive LPBF, de nombreuses pistes d'investigation et d'amélioration peuvent être envisagées comme perspectives à cette étude. Dans un premier temps, pour une mise au point d'une méthode de thermométrie par ultrasons, les modèles thermique et ultrasonore développés dans ce manuscrit peuvent servir de base pour le développement d'un modèle inverse, afin de reconstruire le champ de température par une mesure de temps de vol, sous conditions du modèle thermique déjà existant. Ce développement pourrait aboutir à une estimation en temps réel de la température dans le volume d'une pièce témoin au cours de la fabrication d'une pièce par procédé LPBF.

Ces travaux constituent également une base pour le développement d'une méthode de suivi de la qualité de la pièce et du procédé, adaptée pour les utilisateurs des machines LPBF notamment pour des applications industrielles. Tout comme la mise en œuvre d'une méthode de thermométrie par ultrasons *in situ*, un dispositif de suivi du temps de vol en temps réel peut être développé. Il pourrait fournir un aperçu de la qualité de la pièce en évaluant la vitesse effective de l'onde dans le matériau sur plusieurs cycles de fabrication, et en détectant des potentiels défauts de procédé. A cet égard, une comparaison avec une simulation de temps de vol prédéfinie à partir des paramètres de la machine réglés par son utilisateur permettrait d'identifier des potentielles dérives ou variations ponctuelles du temps de vol mesuré en machine.

L'étude de ces applications pourrait passer en particulier par une amélioration des acquisitions ultrasonores en machine LPBF. Une validation du dispositif expérimental pourrait être envisagée, par exemple en réalisant des mesures de temps de vol dans les mêmes conditions de fabrication et sur des pièces de mêmes dimensions pour étudier la répétabilité du protocole expérimental. Dans cette optique, il serait intéressant d'approfondir l'étude de la propagation d'ondes dans le couplant, afin de limiter ses incertitudes dans le dispositif final, ou de développer une méthode qui pourrait les limiter voire les supprimer, éventuellement par une génération et réception d'ondes élastiques sans contact. Une étude pourrait dès à présent être menée sur l'analyse des signaux ultrasonores présentés dans ce manuscrit quant à leurs caractéristiques. En effet, dans le cadre de ce travail, il n'a pas été possible de s'intéresser au contenu fréquentiel de l'onde, ni aux phénomènes d'atténuation des ondes élastiques qui pourraient également fournir des informations précieuses sur la microstructure de la pièce. Une meilleure compréhension de la propagation d'ondes ultrasonores dans une pièce en cours de fabrication par procédé LPBF pourrait constituer un réel atout pour les problématiques soulevées ici.

Avec une connaissance de la propagation d'ondes élastiques dans un tel système, un modèle thermique à plus fine échelle pourrait être envisagé. La résolution du problème thermique sous Cast3M permet dès à présent de nombreuses possibilités, notamment la modélisation de la poudre, la prise en compte de la dépendance en température des propriétés thermiques de chaque matériau mais aussi la stratégie de balayage du laser à une échelle plus fine. En complément, un modèle de propagation ultrasonore adapté, tenant compte de la microstructure du matériau, serait nécessaire.

En guise d'épilogue, cette étude reste au niveau de la preuve de concept, et de nombreux travaux restent nécessaires pour que la thermométrie ultrasonore puisse être considérée comme un diagnostic *in situ* fiable et de mise en œuvre simple dans une machine LPBF. Cependant nous pensons que cette étude confirme le potentiel d'une mesure de temps de vol pour l'estimation en temps réel du champ de température d'un procédé LPBF, ainsi que pour la surveillance du procédé de fabrication en vue de l'élaboration de pièces denses et sans défauts.

Annexe A

Estimation des relations entre vitesse de l'onde et température des échantillons élaborés par LPBF

Afin de quantifier les variations de temps de vol attendues causées par l'évolution du champ de température, il est nécessaire de connaître la relation entre vitesse de l'onde et température associées à chacune des pièces fabriquées. Dans cette optique, la vitesse de l'onde longitudinale a été mesurée sur les pièces 1A, 1B et 2 à différentes températures en enceinte climatique.

Mesures de vitesses en enceinte climatique

Une chambre, ou enceinte, climatique est une machine qui permet de réguler la température et l'humidité. Elle est composée de plusieurs modules, dont un de réchauffement, composé de résistances électriques installées à proximité d'un système de ventilation, qui permet de réchauffer l'air et de le faire circuler dans l'enceinte. Un module de refroidissement, composé d'un compresseur et d'un condensateur, permet de refroidir l'air ambiant. Un objet placé dans cette enceinte est donc chauffé, ou refroidi, par échange avec l'air environnant. Le contrôle de l'humidité dans l'enceinte est assuré par un humidificateur, qui permet d'injecter de la vapeur dans le ventilateur et la fait ainsi circuler dans l'air, et par un évaporateur, capable de réduire le taux d'humidité. Pour réaliser ces mesures de vitesses à température fixée, une chambre climatique Binder MKF 720 a été prêtée par la plateforme SACHEMS du CEA, présentée à la figure A.1. Elle est capable de réguler la température de l'air ambiant de -40°C à 180°C .

Une pièce fabriquée précédemment par procédé LPBF est positionnée à l'intérieur de l'enceinte, et le transducteur Panametrics, de fréquence de résonance 5 MHz, utilisé pour les mesures en machine LPBF est installé à une de ses extrémités. Un couplant adapté aux ondes longitudinales GE Sensing & Inspection Technologies est appliqué à l'interface entre le capteur et le cylindre. Un serre-joint permet de maintenir le transducteur et le cylindre en place, en appliquant une force constante. La figure A.2 montre le montage final installé sur le cylindre 1B. Le système d'acquisition présenté en figure 2.9 est mis en place, pour permettre de générer et recevoir des pulses ultrasonores dans le cylindre.

A l'aide de ce système, la vitesse de l'onde est mesurée lorsque la température interne du cylindre est homogène, et fixée à des valeurs connues. Une liste de valeurs de températures est choisie de 5°C à 50°C , par pas de 5°C . La valeur basse est choisie à 5°C , de manière



Figure A.1 – Visualisation de l’enceinte climatique Binder MKF 720 utilisée pour les essais (a) Vue de l’extérieur et (b) Vue avec la porte ouverte sur l’intérieur

à éviter une potentielle solidification du couplant, en partie aqueux. La valeur haute de 50 °C correspond à la température de Curie du transducteur, recommandée par le fabricant pour une utilisation continue. Des variations de 5°C sont choisies, assez petites pour disposer d’un nombre suffisant de points de mesures de vitesse pour les statistiques, mais assez grandes pour être atteignables par la chambre climatique. Un code Python permet de programmer les variations de la température de l’enceinte aux valeurs souhaitées, et de définir un temps de stabilisation de la machine. Une fois que l’enceinte est à température relativement stable, un temps supplémentaire est nécessaire pour réchauffer complètement l’échantillon à caractériser, et que sa température interne corresponde à la température de l’air de l’enceinte.

Pour déterminer ce temps de stabilisation, il est nécessaire de suivre l’évolution de la température dans l’enceinte, mais aussi la température interne de la pièce. Ici, le temps de stabilisation de la pièce est estimé expérimentalement en mesurant le temps de vol de l’onde. En effet, en réchauffant la pièce de 5°C, le temps de vol augmente progressivement et se

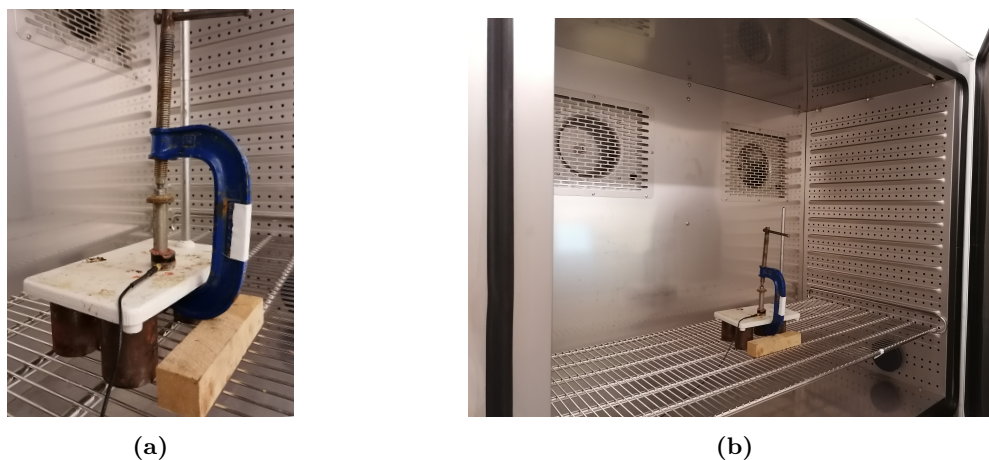


Figure A.2 – Dispositif de mesures de vitesses d’ondes longitudinales : (a) Détails du montage et (b) Installation dans l’enceinte climatique

stabilise lorsque la température interne du cylindre est homogène. Des premières mesures de temps de vol sont donc réalisées sur les cylindres 1A et 2, avec un temps d'attente relativement long pour établir le temps nécessaire à la stabilisation du temps de vol, et donc à l'homogénéisation du champ de température interne. La figure A.3 montre l'évolution de la température de l'enceinte, et du temps de vol du premier écho de l'onde se propageant dans le cylindre 1A pendant que celui-ci se réchauffe. Un temps de stabilisation de 1h30 est déterminé pour les cylindres 1A et 1B, de même diffusivité thermique, et un temps de 55 min est choisi pour l'échantillon 2, plus diffusif. Lorsque la température de l'enceinte est relativement stable autour de la température souhaitée, des pulses ultrasonores sont émis et reçus toutes les 10 s. Une fréquence d'échantillonnage de 1250 MHz et une moyenne sur 100 signaux reçus sont appliquées. Des signaux sont acquis pendant toute la durée de stabilisation définie, à chaque réchauffement de 5°C de l'enceinte.

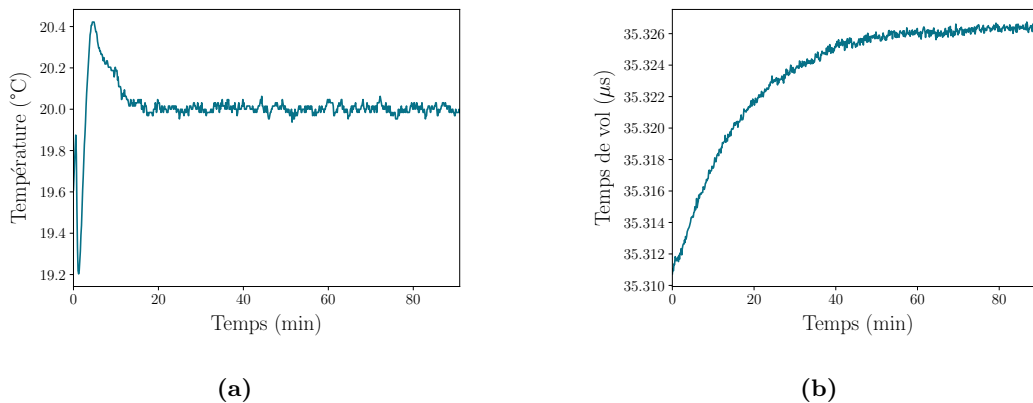


Figure A.3 – Stabilisation de la température interne du cylindre 1A pour un palier de 5°C : (a) Evolution de la température de l'enceinte, et (b) Evolution du temps d'arrivée du premier écho.

Evolution de la vitesse de l'onde selon la température

Les temps de vol sont estimés à partir des trois méthodes présentées au chapitre 2, soit par le maximum du signal interpolé par une fonction parabolique, par le maximum de son enveloppe également interpolé par une fonction parabolique, ainsi que par la méthode du zero-crossing avec une interpolation linéaire. Ces méthodes sont appliquées à deux échos successifs ayant eu pour trajet un aller-retour dans la pièce et deux aller-retour. Le temps de vol final est obtenu par soustraction des temps de vol des deux échos. La figure A.4 illustre l'estimation du temps de vol par le maximum de l'enveloppe réalisée sur une mesure dans le cylindre 1A et dans le cylindre 2. Ces mesures sont réalisées lorsque chaque échantillon est stabilisé en température. Les hauteurs des pièces sont mesurées précisément à l'aide d'un pied à coulisse, et permettent de calculer les vitesses associées à chaque mesure de temps de vol. Il est toutefois important de noter que les pièces n'ont pas été découpées parfaitement dans l'axe lors de leur extraction des plateaux de fabrication, introduisant une incertitude sur la mesure des hauteurs des pièces plus importante qu'une mesure par pied à coulisse ne le permettrait habituellement. Ainsi, la vitesse de l'onde longitudinale peut être estimée en fonction de la température pour chacune des pièces 1A, 1B et 2 à la figure A.5.

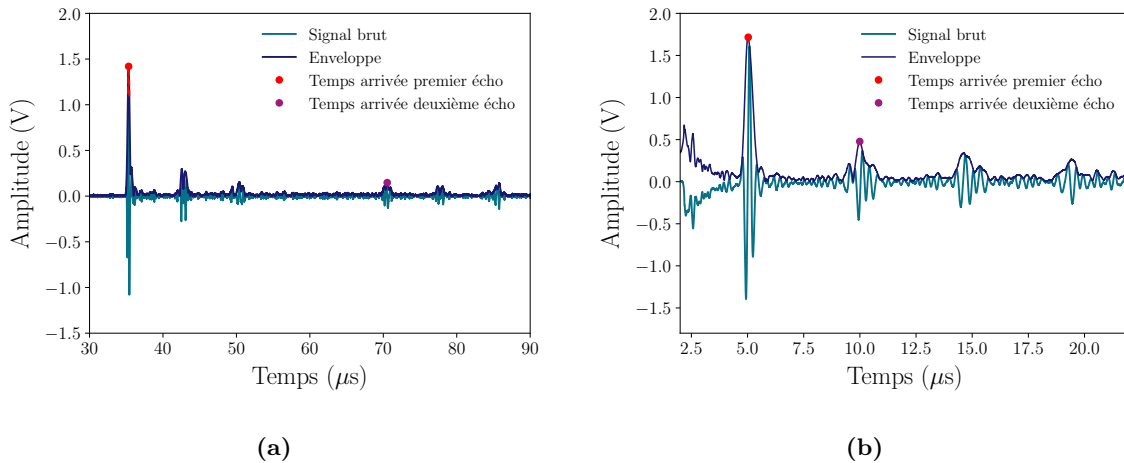


Figure A.4 – Estimations des vitesses de l'onde longitudinale par maximum de l'enveloppe dans (a) l'échantillon 1A et dans (b) l'échantillon 2.

Ces figures montrent que la vitesse mesurée diminue avec l'augmentation de la température dans le cas de chaque échantillon et qu'elle peut être approchée par une relation du type $v = -aT + b$. Le coefficient b correspond à la valeur de vitesse à $T = 0^\circ\text{C}$. Dans le cas du cylindre 1A, la figure A.5a montre une estimation du coefficient b entre 5739 et 5755 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ pour chaque méthode, ce qui est très proche des valeurs habituellement rencontrées pour l'Inconel, où une onde longitudinale a une vitesse de 5700 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ à température ambiante [124]. L'incertitude associée à la régression linéaire, représentée ici par les courbes en pointillés, est représentée par une courbe semi-transparente pour chacune des courbes, et montre un comportement relativement linéaire sur la gamme de température observée, avec une incertitude de moins de 10% sur le coefficient a et encore plus faible sur le coefficient b . Les trois méthodes d'estimation du temps de vol fournissent des mesures de vitesse très similaires entre elles, avec un écart moyen de l'ordre de 5 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ tout à fait acceptable au vu de l'incertitude liée à la mesure de la hauteur de l'échantillon 1A. La vitesse de l'onde dans cette pièce en fonction de la température peut donc être assimilée à une relation linéaire, avec un coefficient a de l'ordre de 0.5 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$.

Une évolution de la vitesse similaire est observée dans le cas de l'échantillon 1B, en fonction de la température, sur la figure A.5b. La vitesse décroît en fonction de la température quelque soit la méthode de calcul de temps de vol utilisée. On remarque cependant qu'une estimation par maximum de l'enveloppe permet de calculer des valeurs de vitesses à différentes températures significativement différentes que celles calculées par des temps de vol estimés par maximum du signal ou par zero-crossing, mais qui restent relativement faibles avec un écart estimé à 40 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$. Cependant, l'incertitude associée à la régression linéaire est beaucoup plus élevée que pour les autres méthodes, car la tendance de la vitesse est relativement éloignée d'une allure affine. Au vu des résultats obtenus avec les deux autres méthodes de calcul de temps de vol, cette différence notable pourrait être due au fait qu'une estimation par enveloppe soit probablement plus sensible aux effets d'atténuation et de déformation d'onde que les autres méthodes dans le cas de cet échantillon. Si l'incertitude de la régression linéaire est plus importante dans ce cas, celle-ci permet d'estimer des coefficients a et b relativement similaires entre les trois méthodes. La vitesse à $T = 0^\circ\text{C}$ est estimée entre 5852 et

5883 m.s^{-1} , qui est un peu plus élevé que celle attendue pour l'inconel, et que celle estimée dans le cas de l'échantillon 1A. Cependant, un écart estimé à 120 m.s^{-1} représente moins de 3% de variation, ce qui reste acceptable au vu des incertitudes de mesure. Par ailleurs, même si les cylindres 1A et 1B ont été élaborés sur la même machine avec les mêmes paramètres procédés, leurs dimensions géométriques différentes font que les phénomènes d'accumulation de chaleur et de vitesse de refroidissement ne sont pas identiques. Il est donc tout à fait possible que les microstructures de solidification, et donc les vitesses de l'onde, soient différentes dans les deux échantillons. La dépendance en température de la vitesse est caractérisée par un coefficient a estimé entre 0.66 et $0.74 \text{ m.s}^{-1}.\text{K}^{-1}$.

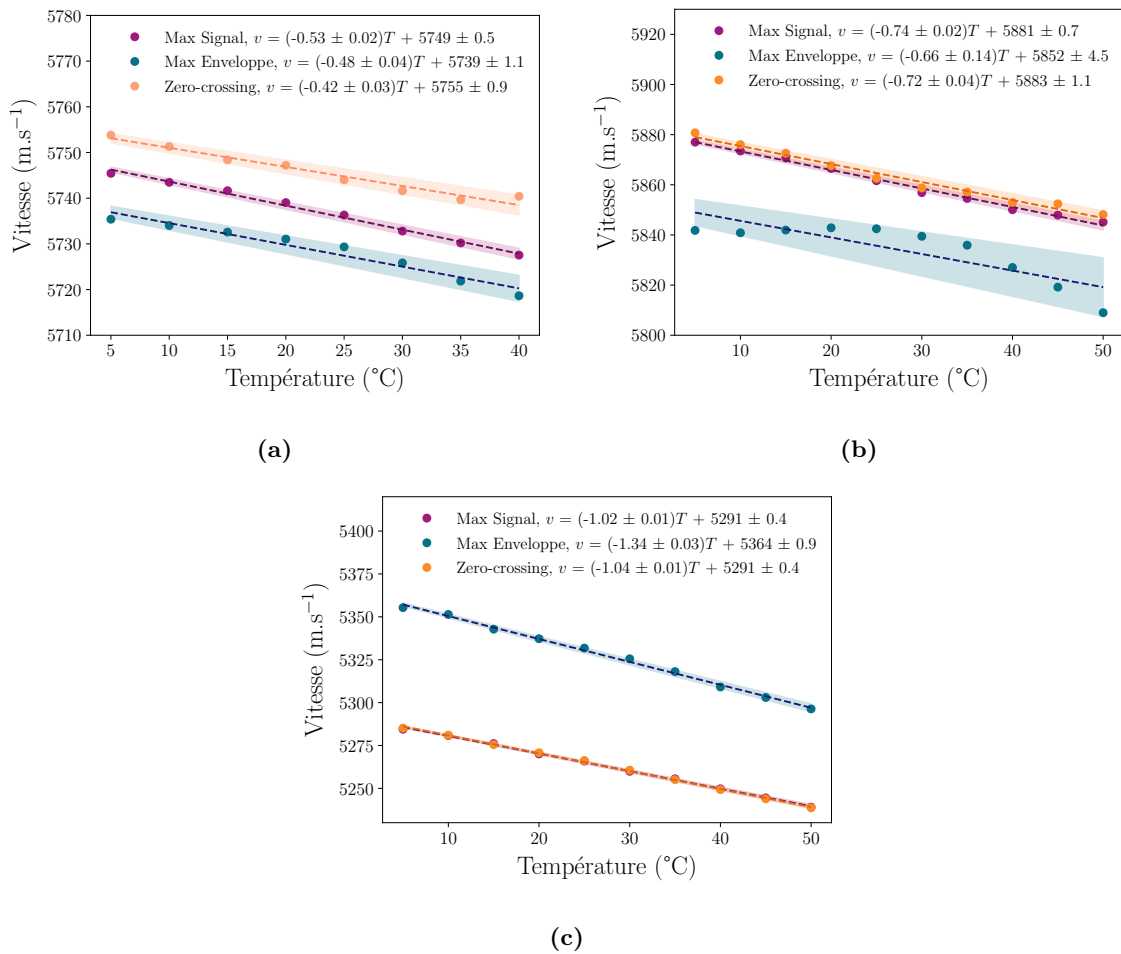


Figure A.5 – Evolution de la vitesse de l'onde longitudinale en fonction de la température, selon différentes méthodes de calcul du temps de vol, de (a) l'échantillon 1A, (b) l'échantillon 1B et (c) l'échantillon 2.

Dans le cas de l'échantillon en aluminium, la décroissance de la vitesse en fonction de la température peut également être approchée par une relation affine. La figure A.5c montre que les estimations du temps de vol par maximum du signal et par zero-crossing permettent de calculer des vitesses très similaires. De même que pour l'échantillon 1B, la méthode par maximum de l'enveloppe fournit des valeurs de vitesses légèrement différentes, avec un écart moyen de 75 m.s^{-1} , qui reste toutefois acceptable au vu des incertitudes de mesure. Cependant, les vitesses estimées sont considérablement plus faibles que celles habituellement

rencontrées pour un alliage d'aluminium, autour de 6300 m.s^{-1} . Sur la gamme de température considérée, la vitesse de l'onde varie entre 5270 et 5350 m.s^{-1} . Ces valeurs étonnamment faibles de vitesses peuvent être causées par une qualité de la pièce 2 réduite, qui présente des porosités. En effet, bien que les paramètres de fabrication de la machine aient a priori été sélectionnés pour garantir une densité optimale de la pièce après fabrication, une mesure de la masse volumique de cette pièce indique un taux de porosité autour de 5%, dont l'origine est reliée *a posteriori* à une dérive des conditions de fabrication de la machine. Dans un milieu poreux, la vitesse de l'onde longitudinale est en général plus faible à cause de la perte de rigidité effective liée à la porosité [125].

Les incertitudes liées aux régression linéaires sont toutefois très faibles, avec moins de 3% d'erreur sur le calcul du coefficient a . La disparité des coefficients a calculés à partir des trois méthodes d'estimation de temps de vol pour l'échantillon en aluminium pourrait être due à une sensibilité accrue de l'estimation par le maximum de l'enveloppe à la déformation du signal, comme mentionné précédemment, problématique qui n'a cependant pas pu être approfondie. Néanmoins, le point important de cette étude est qu'en conservant la méthode de calcul du temps de vol pour estimer les coefficients a et b de la relation linéaire entre v et T et pour les mesures en machine LPBF, on peut associer une mesure de temps de vol à une valeur de température, de manière à s'affranchir des valeurs absolues de vitesse. En supposant que l'onde est déformée de la même façon par le matériau en machine et hors machine, cette méthode d'estimation de temps de vol permet de suivre des variations de vitesses de l'onde en fonction de la température. Pour l'étude approfondie des valeurs absolues de vitesses, des techniques plus précises de mesure de temps de vol pourraient être envisagées, comme la méthode de différence de phase [140].

Malgré ces incertitudes, ces mesures fournissent une information importante sur la propagation de l'onde dans les différentes pièces élaborées par LPBF, et en particulier sous des fluctuations de température. La gamme de températures étudiée reste assez limitée par rapport à celles rencontrées en machine LPBF, puisque la température des pièces peut être de plusieurs centaines de degrés. En l'absence de mesures à haute température avec un capteur piézoélectrique, on considère que les relations identifiées en enceinte climatique peuvent servir de première base pour l'interprétation des résultats obtenus en machine. A cet égard, plusieurs études ont montré que cette linéarité restait valable à haute température, généralement jusqu'au point de fusion de l'alliage [100, 101], ce qui relativise cette hypothèse.

Il est également important de noter que les conditions de mesure des vitesses de l'onde mesurées sur chaque échantillon en enceinte climatique sont différentes de celles estimés en machine LPBF. En effet, pendant l'élaboration d'une pièce, l'onde traverse d'abord le plateau. Le temps de vol mesuré en machine LPBF représente donc la vitesse effective de l'onde qui se propage dans le couplant, puis le plateau et enfin l'échantillon. Les mesures en enceinte ont permis de caractériser uniquement la relation entre v et T dans le cylindre car les plateaux des machines n'ont pas pu être empruntés pour réaliser ces mesures, qui de plus auraient nécessité beaucoup plus de temps de stabilisation en raison de leurs dimensions importantes. Néanmoins, ces mesures de vitesse en enceinte climatique ont permis de caractériser l'évolution de la vitesse de l'onde en fonction de la température dans les échantillons considérés, qui est essentielle pour analyser les variations de temps de vol rencontrées en machine LPBF.

Annexe B

Détermination des paramètres thermiques pour la modélisation du procédé 1A

Les erreurs à long terme définies au chapitre 4 entre simulations et mesures au cours du procédé 1A sont présentées aux figures B.1a, B.1b et B.1c. De la même manière que pour le procédé 1B et 2, ces figures montrent respectivement les évolutions en fonction des paramètres α , h_c et h_p des erreurs à long terme de la température à la surface de l'échantillon, de la température sous plateau et du temps de vol. Dans un premier temps, on observe que ces erreurs varient autour de valeurs relativement faibles, au vu des ordres de grandeur des différentes températures et temps de vol mesurés en machine. Une différence maximale de $0.02 \mu s$ entre temps de vol simulé et mesuré en machine est observée sur les gammes de paramètres thermiques choisies, ce qui reste faible par rapport aux temps de vol mesurés en machine, mais qui est deux fois plus élevée que l'erreur estimée au cours du procédé 1B. Un écart similaire au procédé 1B est cependant observé pour la température à la surface de l'échantillon, d'après la figure B.1a, où la température simulée peut varier de $22.5^\circ C$, qui n'est pas significatif au vu des fortes températures enregistrées à la surface de la pièce en machine. Une différence significative est toutefois observée entre température calculée et mesurée sous plateau, car la figure 4.13b présente une erreur qui peut aller jusqu'à $9^\circ C$, contrairement au procédé 1B où cet écart ne dépassait pas $3^\circ C$. Cependant, en restant dans une gamme haute de h_p , entre $10 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ et $20 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$, cet écart est plus faible et ne dépasse pas $4^\circ C$.

Tout comme les procédés 1B et 2 présentés au chapitre 4, ces erreurs varient essentiellement en fonction des paramètres α et h_p , et évoluent de manière différente selon α pour une valeur fixée de h_p , traduisant la dépendance de l'évolution du champ de température et du temps de vol à la quantité de chaleur déposée à chaque couche, et aux échanges thermiques sous plateau. Comme il a déjà été observé, les échanges thermiques réalisés à la surface de la pièce ont un plus faible effet ces sur évolutions, car une variation de $20 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ du coefficient d'échange h_c induisent des écarts de l'ordre de $1^\circ C$ sur l'évolution des températures à la surface et sous plateau, d'après les figures B.1a et B.1b zoomées. On observe que pour des valeurs de h_p comprises entre 15 et $20 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$, ces erreurs sont minimales pour des coefficients α entre 0.5 et 0.65 , dans le cas de la température sous plateau et du temps de vol les températures à la surface, et temps de vol, et entre 0.58 et 0.68 pour le cas de la température en surface de la pièce. Il est intéressant de noter que les gammes de valeurs de α sont légèrement plus élevées que celles observées pour le procédé 1B, où une valeur de $\alpha = 0.56$ permettrait au modèle de représenter au mieux les mesures expérimentales. Cepen-

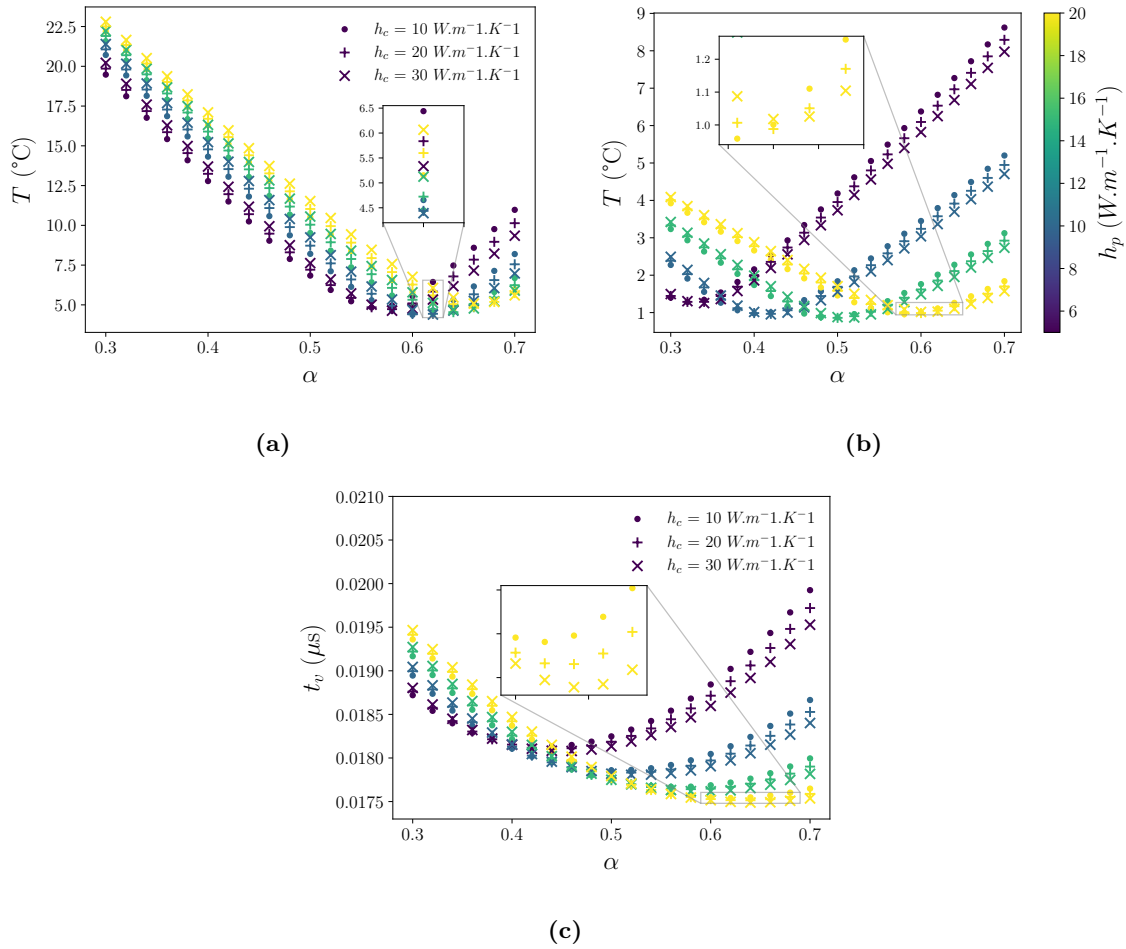


Figure B.1 – Evolutions des erreurs à long terme en fonction des paramètres thermiques α , h_c , et h_p , des (a) Température à la surface de l'échantillon, (b) Température à l'emplacement du thermocouple Th 1 et (c) Temps de vol, du procédé 1A.

dant, ces gammes restent relativement proches de cette valeur, et qui pour rappel sont tout à fait acceptables pour l'inconel 625.

Les erreurs à court-terme entre les différentes données simulées et mesurées, calculées à partir de chaque pente de refroidissement, sont présentées aux figures B.2a, B.2b et B.2c. De même que pour les fabrications des pièces 1B et 2, ces erreurs sont moins sensibles aux échanges thermiques par la face inférieure du plateau, et restent toujours peu sensibles à l'effet des échanges à la surface de la pièce, puisqu'elles ont une évolution essentiellement dépendante de α . Ces évolutions sont très similaires à celles observées pour le procédé 1B, avec des erreurs qui varient sur une gamme de valeurs relativement similaires, excepté dans le cas de la température sous plateau, où cette erreur peut aller jusqu'à 2.25°C, contrairement au procédé 1B où elle ne dépasse pas 0.5°C, ce qui reste une valeur relativement faible. Le coefficient α est également la principale source d'influence sur les dynamiques de refroidissement de la pièce 1A.

De la même façon que pour la fabrication 1B, les erreurs à court-terme de la température sous plateau et du temps de vol ne sont pas minimales pour une valeur de α dans la gamme

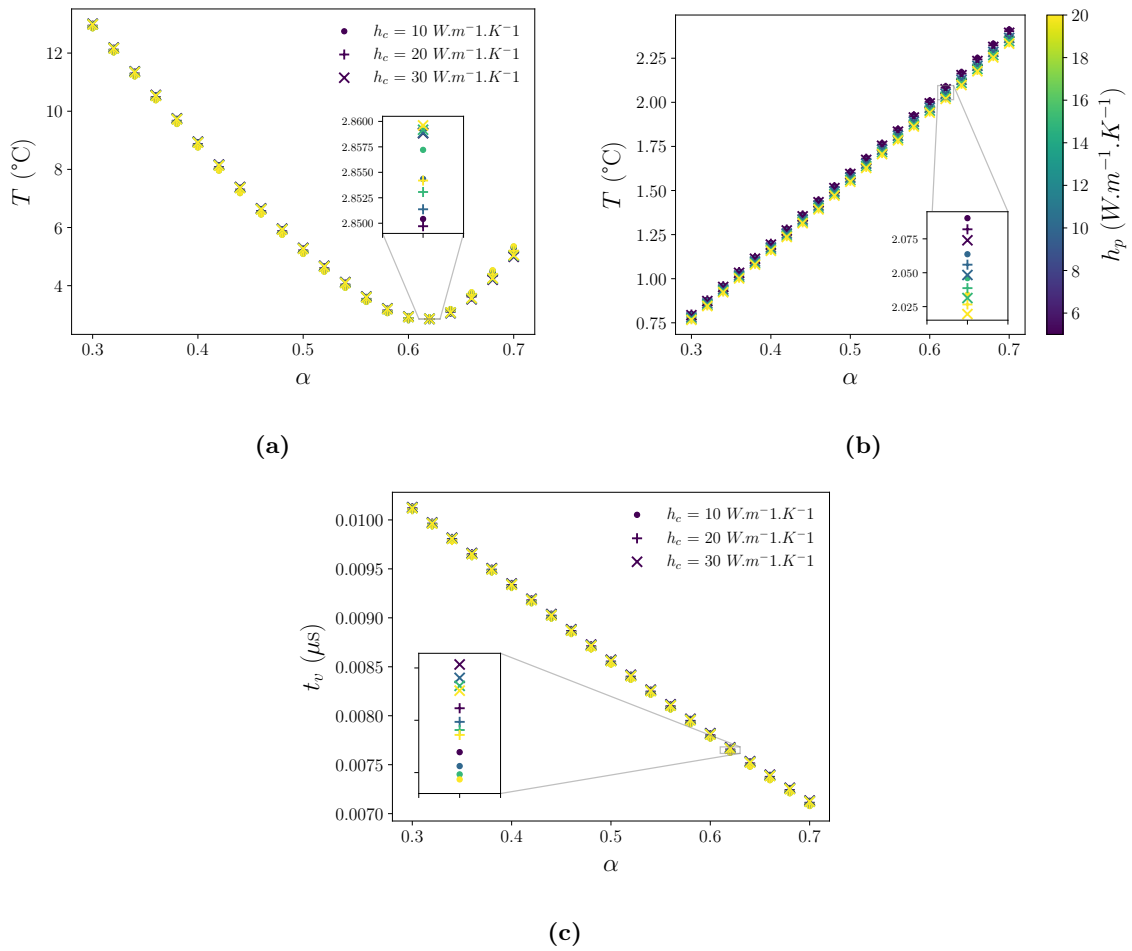


Figure B.2 – Evolutions des erreurs sur chaque phase de refroidissement en fonction des paramètres thermiques α , h_c , et h_p , des (a) Température à la surface de l'échantillon, (b) Température à l'emplacement du thermocouple Th 1 et (c) Temps de vol, du procédé 1A.

de valeur considérée pour l'inconel 625. Les mêmes hypothèses peuvent expliquer ce résultat : dans le cas du temps de vol, une incertitude quant à la modélisation du temps de vol, en particulier concernant les coefficients a sélectionnés pour traduire la dépendance de la vitesse de l'onde en température. Le temps de vol étant plus sensible au champ de température au cours d'un cycle de fabrication que sur la fabrication complète, une incertitude sur ce paramètre peut mener à une erreur entre temps de vol simulé et mesuré plus importante à l'échelle de la couche que l'erreur à long terme. De plus, les temps de vol mesurés en machine restent très bruités, et l'application du filtre par B-spline ne permet pas d'observer de manière très précise l'évolution du temps de vol au cours d'une couche. La température simulée sous plateau est sensible à l'incertitude sur la position du thermocouple, faisant fluctuer les variations de cette température à chaque cycle de fabrication, raison pour laquelle aucun coefficient α ne semble minimiser l'erreur à court-terme de la figure B.2b. Dans ces conditions, ces erreurs ne sont donc pas prises en compte pour déterminer les paramètres thermiques qui caractérisent le mieux le procédé 1A.

Cependant, la différence de température à la surface du cylindre simulée et mesurée est minimale pour une valeur de $\alpha = 0.62$. Cette valeur est légèrement plus élevée que celle

estimée pour le procédé 1B, qui est de $\alpha = 0.56$, mais elle en reste très proche, et tout à fait acceptable pour un coefficient d'absorption effective du laser par l'inconel 625. Au vu des gammes de valeurs minimisant les erreurs à long terme, une simulation du champ de température à partir des coefficients $\alpha = 0.62$, $h_p = 20 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ et $h_c = 10 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ semble être la meilleure configuration permettant de représenter au mieux le procédé 1A.

Références

- [1] T. DebRoy, H.L. Wei, J.S. Zuback, T. Mukherjee, J.W. Elmer, *et al.*, «Additive manufacturing of metallic components – process, structure and properties», *Progress in Materials Science* **Vol. 92**, 112–224, 2018. Citée page 9, 29, 30
- [2] C.L.A. Leung, S. Marussi, M. Towrie, J. del Val Garcia, R.C. Atwood, *et al.*, «Laser-matter interactions in additive manufacturing of stainless steel ss316l and 13-93 bioactive glass revealed by in situ x-ray imaging», *Additive Manufacturing* **Vol. 24**, 647–657, 2018. Citée page 9
- [3] M.A. Spurek, V.H. Luong, A.B. Spierings, M. Lany, G. Santi, *et al.*, «Relative density measurement of pbf-manufactured 316l and als10mg samples via eddy current testing», *Metals* **Vol. 11, No. 9**, 1376, 2021. Citée page 9
- [4] H. Rieder, M. Spies, J. Bamberg, and B. Henkel, «On- and offline ultrasonic characterization of components built by slm additive manufacturing», *AIP Conference Proceedings* **Vol. 1706**, 130002, 2016. Citée page 9, 10, 35, 36, 48, 54, 72, 124
- [5] I. Ihara, T. Tomomatsu, M. Takahashi, and A. Kosugi, *Advancement in Sensing Technology : New Developments and Practical Applications*, chapter Ultrasonic Thermometry for Temperature Profiling of Heated Materials, 211–236, Springer, 2013. Citée page 10, 39
- [6] R.F. Householder, «Molding process», Technical report, US4247508A, 1981. Citée page 12
- [7] T. Gawel, «Review of additive manufacturing methods», *Solid State Phenomena* **Vol. 308**, 1–20, 2020. Citée page 12
- [8] S. Kumar, *Additive Manufacturing Processes*, Springer International Publishing, 2020. Citée page 12
- [9] G. Shashi, M.A.R. Laskar, H. Biswas, and A. Saha, «A brief review of additive manufacturing with applications», 14th Global Engineering and Technology Conference, 2017. Citée page 12
- [10] O. Andreau, *Nocivité en fatigue et contrôle de défauts produits par fabrication additive*, Ph.D. thesis, ENSAM, 2019. Citée page 14, 20, 72, 91
- [11] J. Giannatsis and V. Dedoussis, «Additive fabrication technologies applied to medicine and health care : a review», *Int J Adv Manuf Technol* **Vol. 40**, 116–127, 2009. Citée page 15
- [12] B. Vandenbroucke and J.-P. Kruth, «Selective laser melting of biocompatible metals for rapid manufacturing of medical parts», *Rapid Prototyping Journal* **Vol. 13**, 196–203, 2007. Citée page 15

- [13] C.Y. Yao, C. Chua, Z. Dong, Z. Liu, D. Zhang, *et al.*, «Review of selective laser melting : Materials and applications», *Applied Physics Reviews* **Vol. 2**, 041101, 2015. Citée page 15
- [14] N. Tepylo, X. Huang, and P.C. Patnaik, «Laser-based additive manufacturing technologies for aerospace applications», *Advanced Engineering Materials* **Vol. 21**, 1900617, 2019. Citée page 15
- [15] J. Trapp, A. Rubenchik, G. Guss, and M.J. Matthews, «In situ absorptivity measurements of metallic powders during laser powder-bed fusion additive manufacturing», *Applied Materials Today* **Vol. 9**, 341–349, 2017. Citée page 16
- [16] K.C. Mills, B.J. Keene, R.F. Brooks, and A. Shirali, «Marangoni effects in welding», *Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A : Mathematical, Physical and Engineering Sciences* **Vol. 356, No 1739**, 911–925, 1998. Citée page 16
- [17] Y. Mayi, *Compréhension et simulation des phénomènes physiques affectant la fabrication additive en SLM*, Ph.D. thesis, ENSAM, 2021. Citée page 16, 20, 21, 22
- [18] V. Gunenthiram, *Compréhension de la formation de porosités en fabrication additive (LBM). Analyse expérimentale de l'interaction laser – lit de poudre – bain liquide.*, Ph.D. thesis, ENSAM, 2018. Citée page 17, 19, 20, 21
- [19] W. Kurz and D.J. Fischer, *Fundamentals of Solidification*, Trans Tech Publications, 1984. Citée page 17
- [20] A. Baumard, *Prédiction des structures de grain d'un composant en acier 316L élaboré par fabrication additive fusion laser sur lit de poudre*, Ph.D. thesis, Université de Montpellier, 2020. Citée page 18, 24
- [21] Q. Chen, *Thermomechanical numerical modelling of additive manufacturing by selective laser melting of powder bed : Application to ceramic materials*, Ph.D. thesis, Université Paris Sciences et Lettres, 2018. Citée page 18, 24
- [22] G.P. Dinda, A.K. Dasgupta, and J. Mazumder, «Evolution of microstructure in laser deposited al–11.28 %si alloy», *Surface and Coatings Technology* **Vol. 303, No 8**, 2152–2160, 2012. Citée page 18
- [23] J.L. Bartlett and X. Li, «An overview of residual stresses in metal powder bed fusion», *Additive Manufacturing* **Vol. 27**, 131–149, 2019. Citée page 18
- [24] J.-P. Kruth, J. Deckers, E. Yasa, and R. Wauthlé, «Assessing influencing factors of residual stresses in slm using a novel analysis method», *16th International Symposium on Electromachining, ISEM 2010* 531–537, 2010. Citée page 18
- [25] L. Van Belle, *Analyse, modélisation et simulation de l'apparition de contraintes en fusion laser métallique*, Ph.D. thesis, INSA Lyon, 2013. Citée page 18, 27
- [26] I. Gibson, D. Rosen, B. Stucker, and M. Khorasani, *Additive Manufacturing Technologies*, Springer International Publishing, 2021. Citée page 20
- [27] W.J. Sames, F.A. List, S. Pannala, R.R. Dehoff, and S.S. Babu, «The metallurgy and processing science of metal additive manufacturing», *International Materials Reviews* **Vol. 61**, 315–360, 2016. Citée page 20
- [28] R. Lin, H.-P. Wang, F. Lu, J. Solomon, and B.E. Carlson, «Numerical study of keyhole dynamics and keyhole-induced porosity formation in remote laser welding of al alloys», *International Journal of Heat and Mass Transfer* **Vol. 108**, 244–256, 2017. Citée page 21, 23

- [29] J. Chapuis, *Une approche pour l'optimisation des opérations de soudage à l'arc*, Ph.D. thesis, Université de Montpellier 2, 2011. Citée page 22
- [30] R. Li, J. Liu, Y. Shi, L. Wang, and W. Jiang, «Balling behavior of stainless steel and nickel powder during selective laser melting process», *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **Vol. 59**, 1025–1035, 2012. Citée page 22
- [31] P. Promoppatum, S.-C. Yao, P.C. Pistorius, and A.D. Rollet, «A comprehensive comparison of the analytical and numerical prediction of the thermal history and solidification microstructure of inconel 718 products made by laser powder-bed fusion», *Engineering* **Vol. 3**, 685–694, 2017. Citée page 22, 102
- [32] E.L. Papazoglou, N.E. Karkalos, and A.P. Markopoulos, «A comprehensive study on thermal modeling of slm process under conduction mode using fem», *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **Vol. 111**, 2939–2955, 2020. Citée page 22, 23
- [33] D. Zhang, P. Zhang, Z. Liu, Z. Feng, C. Wang, *et al.*, «Thermofluid field of molten pool and its effects during selective laser melting (slm) of inconel 718 alloy», *Additive Manufacturing* **Vol. 21**, 567–578, 2018. Citée page 22, 23
- [34] H. Gu, C. Wei, L. Li, Q. Han, R. Setchi, *et al.*, «Multi-physics modelling of molten pool development and track formation in multi-track, multi-layer and multi-material selective laser melting», *International Journal of Heat and Mass Transfer* **Vol. 151**, 119458, 2020. Citée page 22, 24
- [35] Z. Yan, W. Liu, Z. Tang, X. Liu, N. Zhang, *et al.*, «Review on thermal analysis in laser-based additive manufacturing», *Optics and Laser Technology* **Vol. 106**, 427–441, 2018. Citée page 22, 29, 30
- [36] T. Mukherjee, H.L. Wei, A. De, and T. DebRoy, «Heat and fluid flow in additive manufacturing», *Computational Materials Science* **Vol. 150**, 369–380, 2018. Citée page 22, 23
- [37] G. Marion, *Modélisation de procédés de fabrication additive de pièces aéronautiques et spatiales en Ti-6Al-4V par dépôt et fusion sélective d'un lit de poudre par laser : Approche thermique, métallurgique et mécanique*, Ph.D. thesis, Université Paris sciences et lettres, 2016. Citée page 22, 25, 26, 27, 29, 95
- [38] Z. Zhang, Y. Huang, A. Rani Kasinathan, S. Imani Shahabad, U. Ali, *et al.*, «3-dimensional heat transfer modeling for laser powder-bed fusion additive manufacturing with volumetric heat sources based on varied thermal conductivity and absorptivity», *Optics and Laser Technology* **Vol. 109**, 297–312, 2019. Citée page 22
- [39] J. Goldak, A. Chakravarti, and M. Bibby, «A new finite element model for welding heat sources», *Metallurgical Transactions B* **Vol. 15, No 2**, 299–305, 1984. Citée page 22
- [40] W. King, A. Anderson, R. Ferencz, N. Hodge, C. Kamath, *et al.*, «Laser powder bed fusion additive manufacturing of metals; physics, computational, and materials challenges», *Applied Physics Reviews* **Vol. 2**, 041304, 2015. Citée page 23
- [41] X. Zhou, Z. Wang, P. Hu, and M.-B. Liu, «Discrepancies between gaussian surface heat source model and ray tracing heat source model for numerical simulation of selective laser melting», *Computational Mechanics*, 2022. Citée page 23
- [42] B.J.A. Dorussen, M.G.D. Geers, and J.J.C. Remmers, «An efficient ray tracing methodology for the numerical analysis of powder bed additive manufacturing processes», *Additive Manufacturing* **Vol. 73**, 103706, 2023. Citée page 23

- [43] A.V. Gusarov and J.-P. Kruth, «Modelling of radiation transfer in metallic powders at laser treatment», *International Journal of Heat and Mass Transfer* **Vol. 48**, 3423–3434, 2005. Citée page 23, 102
- [44] Q. Chen, G. Guillemot, C.-A. Gandin, and M. Bellet, «Numerical modelling of the impact of energy distribution and marangoni surface tension on track shape in selective laser melting of ceramic material», *Additive Manufacturing* **Vol. 21**, 713–723, 2018. Citée page 23
- [45] A. Queva, G. Guillemot, C. Moriconi, C. Metton, and M. Bellet, «Numerical study of the impact of vaporisation on melt pool dynamics in laser powder bed fusion - application to in718 and ti-6al-4v», *Additive Manufacturing* **Vol. 35**, 101249, 2020. Citée page 23
- [46] L. Moniz, Q. Chen, G. Guillemot, M. Bellet, C.-A. Gandin, *et al.*, «Additive manufacturing of an oxide ceramic by laser beam melting—comparison between finite element simulation and experimental results», *Journal of Materials Processing Technology* **Vol. 270**, 106–117, 2019. Citée page 23
- [47] X. Wang and K. Chou, «Microstructure simulations of inconel 718 during selective laser melting using a phase field model», *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **Vol. 100**, **No. 9**, 2147–2162, 2019. Citée page 23
- [48] M. Rappaz and C.-A. Gandin, «Probabilistic modelling of microstructure formation in solidification processes», *Acta Metallurgica et Materialia* **Vol. 41**, 345–360, 1993. Citée page 24
- [49] T. Camus, D. Maisonnette, O. Baulin, O. Senninger, G. Guillemot, *et al.*, «Three-dimensional modeling of solidification grain structures generated by laser powder bed fusion», *Materialia* **Vol. 30**, 101804, 2023. Citée page 24
- [50] D. Gu and B. He, «Finite element simulation and experimental investigation of residual stresses in selective laser melted ti–ni shape memory alloy», *Computational Materials Science* **Vol. 117**, 221–232, 2016. Citée page 24
- [51] B. Cheng, S. Shrestha, and K. Chou, «Stress and deformation evaluations of scanning strategy effect in selective laser melting», *Additive Manufacturing* **Vol. 12**, 240–251, 2016. Citée page 24
- [52] Y. Li, K. Zhou, P. Tan, S.B. Tor, C.K. Chua, *et al.*, «Modeling temperature and residual stress fields in selective laser melting», *International Journal of Mechanical Sciences* **Vol. 136**, 24–35, 2018. Citée page 24
- [53] Q. Chen, G. Guillemot, C.-A. Gandin, and M. Bellet, «Three-dimensional finite element thermomechanical modeling of additive manufacturing by selective laser melting for ceramic materials», *Additive Manufacturing* **Vol. 16**, 124–137, 2017. Citée page 24
- [54] M. Chiumenti, E. Neiva, E. Salsi, M. Cervera, S. Badia, *et al.*, «Numerical modelling and experimental validation in selective laser melting», *Additive Manufacturing* **Vol. 18**, 171–185, 2017. Citée page 25, 26, 27, 28, 30, 95
- [55] M. Bayat, C.G. Klingaa, S. Mohanty, D. De Baere, J. Thorborg, *et al.*, «Part-scale thermo-mechanical modelling of distortions in laser powder bed fusion – analysis of the sequential flash heating method with experimental validation», *Additive Manufacturing* **Vol. 36**, 101508, 2020. Citée page 25, 103

- [56] I.A. Roberts, C.J. Wang, R. Esterlein, M. Stanford, and D.J. Mynors, «A three-dimensional finite element analysis of the temperature field during laser melting of metal powders in additive layer manufacturing», *International Journal of Machine Tools and Manufacture* **Vol. 49, No. 12**, 916–923, 2009. Citée page 25, 27
- [57] A. Yaghi, S. Afazov, A. Holloway, and W. Denmark, «Comparison of fast finite element modelling techniques for prediction of distorsion and residual stresses in laser powder bed fusion», *Design and Manufacturing Simulation of Additive Manufacturing Components*, NAFEMS Seminar, 2017. Citée page 25
- [58] M. Chiumenti, X. Lin, M. Cervera, W. Lei, Y. Zheng, *et al.*, «Numerical simulation and experimental calibration of additive manufacturing by blown powder technology. part i : thermal analysis», *Rapid Prototyping Journal* **Vol. 23, No. 2**, 448–463, 2017. Citée page 25, 26, 103
- [59] C. Li, M.F. Gouge, E.R. Denlinger, and P. Michaleris, «Estimation of part-to-powder heat losses as surface convection in laser powder bed fusion», *Additive Manufacturing* **Vol. 26**, 258–269, 2019. Citée page 26, 102
- [60] C. Li, S.E. Snarr, E.R. Denlinger, J.E. Irwin, M.F. Gouge, *et al.*, «Experimental parameter identification for part-scale thermal modeling of selective laser sintering of pa12», *Additive Manufacturing* **Vol. 48**, 102362, 2021. Citée page 26, 103
- [61] C. Li, J.F. Liu, X.Y. Fang, and Y.B. Guo, «Efficient predictive model of part distortion and residual stress in selective laser melting», *Additive Manufacturing* **Vol. 17**, 157–168, 2017. Citée page 26
- [62] L. Fournet-Fayard, C. Cayron, I. Koutiri, P. Lapouge, J. Guy, *et al.*, «Thermal analysis of parts produced by l-pbf and correlation with dimensional accuracy», *Welding in the World* **Vol. 67, No 4**, 845–858, 2023. Citée page 26
- [63] Y. Zhang, G. Guillemot, M. Bernacki, and M. Bellet, «Macroscopic thermal finite element modeling of additive metal manufacturing by selective laser melting process», *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* **Vol. 331**, 514–535, 2018. Citée page 26, 28
- [64] M. Bayat, W. Dong, J. Thorborg, A.C. To, and J.H. Hattel, «A review of multi-scale and multi-physics simulations of metal additive manufacturing processes with focus on modeling strategies», *Additive Manufacturing* **Vol. 47**, 102278, 2021. Citée page 26, 27
- [65] W. King, A.T. Anderson, R.M. Ferencz, N.E. Hodge, C. Kamath, *et al.*, «Overview of modelling and simulation of metal powder bed fusion process at lawrence livermore national laboratory», *Materials Science and Technology* **Vol. 31**, 957–968, 2015. Citée page 26
- [66] M. Körner, M. Markl, and J.A. Koepf, «Modeling and simulation of microstructure evolution for additive manufacturing of metals : A critical review», *Metallurgical and Materials Transactions A* **Vol. 51, No. 10**, 4970–4983, 2020. Citée page 27
- [67] P. Michaleris, «Modeling metal deposition in heat transfer analyses of additive manufacturing processes», *Finite Elements in Analysis and Design* **Vol. 86**, 51–60, 2014. Citée page 27, 28, 97
- [68] P. Minetola, V. Stiuso, F. Calignano, M. Galati, M.S. Khandpur, *et al.*, «Experimental validation of laser powder bed fusion simulation», *IOP Conference Series : Materials Science and Engineering* **Vol. 1091, No 1**, 012048, 2021. Citée page 28

- [69] E.M. Sefene, «State-of-the-art of selective laser melting process : A comprehensive review», *Journal of Manufacturing Systems* **Vol. 63**, 250–274, 2022. Citée page 28
- [70] N. Patil, D. Pal, H. Rafi, K. Zeng, A. Moreland, *et al.*, «A generalized feed forward dynamic adaptive mesh refinement and derefinement finite element framework for metal laser sintering—part i : Formulation and algorithm development», *Journal of Manufacturing Science and Engineering* **Vol. 137**, 2015. Citée page 28, 103
- [71] A. Olleak and Z. Xi, «Part-scale finite element modeling of the slm process with layer-wise adaptive remeshing for thermal history and porosity prediction», *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 1–26, 2020. Citée page 28, 103
- [72] J.L. Bartlett, F.M. Heim, Y.V. Murty, and X. Li, «In situ defect detection in selective laser melting via full-field infrared thermography», *Additive Manufacturing* **Vol. 24**, 595–605, 2018. Citée page 29, 63
- [73] E. Rodriguez, J. Mireles, C.A. Terrazas, D. Espalin, M.A. Perez, *et al.*, «Approximation of absolute surface temperature measurements of powder bed fusion additive manufacturing technology using in situ infrared thermography», *Additive Manufacturing* **Vol. 5**, 31–39, 2015. Citée page 29
- [74] R. Murphy, «A review of in-situ temperature measurements for additive manufacturing technologies», *NCSL International Workshop and Symposium* , 2016. Citée page 29
- [75] M. Caelers, *Study of in-situ monitoring methods to create a robust SLM process : Preventing collisions between recoater mechanism and part in a SLM machine*, Ph.D. thesis, KTH Royal Institute of Technology, Stockholm, 2017. Citée page 29
- [76] I. Smurov, M. Doubenskaia, S. Grigoriev, and A. Nazarov, «Optical monitoring in laser cladding of ti6al4v», *Journal of Thermal Spray Technology* **Vol. 21**, 1357–1362, 2012. Citée page 30
- [77] R. McCann, M.A. Obeidi, C. Hughes, E. McCarthy, D.S. Egan, *et al.*, «In-situ sensing, process monitoring and machine control in laser powder bed fusion : A review», *Additive Manufacturing* **Vol. 45**, 102058, 2021. Citée page 31
- [78] S.K. Everton, M. Hirsch, M. Stravroulakis, R.K. Leach, and A.T. Clare, «Review of in-situ process monitoring and in-situ metrology for metal additive manufacturing», *Materials and Design* **Vol. 95**, 431–445, 2016. Citée page 31
- [79] A. Lerner, Q. Pouille, A. Ladaci, R. Cotillard, F. Lomello, *et al.*, «Selective laser melting in situ temperature monitoring using femtosecond point-by-point fiber bragg gratings», *27th International Conference on Optical Fiber Sensors (2022)*, paper W4.8 , 2022. Citée page 31
- [80] T. Valier-Brasier and D. Royer, *Ondes élastiques dans les solides 1 : Propagation*, ISTE Group, 2021. Citée page 31, 33
- [81] D. Royer and E. Dieulesaint, *Elastic Waves in Solids II : Generation, Acousto-optic Interaction, Applications*, Springer, 1999. Citée page 32, 33
- [82] D. Royer and E. Dieulesaint, *Elastic Waves in Solids I : Free and Guided Propagation*, Springer, 1999. Citée page 33
- [83] T. Valier-Brasier and D. Royer, *Ondes élastiques dans les solides 2 : Rayonnement, diffusion, génération*, ISTE Group, 2021. Citée page 33
- [84] J. Krautkrämer and H. Krautkrämer, *Ultrasonic Testing of Materials*, Springer, 1990. Citée page 34

- [85] G. Corneloup and C. Gueudré, *Le contrôle non destructif et la contrôlabilité des matériaux et des structures*, Presses polytechniques et universitaires romandes, 2016. Citée page 34
- [86] F. Honarvar and A. Varvani-Farahani, «A review of ultrasonic testing applications in additive manufacturing : Defect evaluation, material characterization, and process control», *Ultrasonics* **Vol. 108**, 106227, 2020. Citée page 34, 37
- [87] H. Rieder, A. Dillhoefer, M. Spies, J. Bamberg, and T. Hess, «Online monitoring of additive manufacturing processes using ultrasound», Proceedings of the 11th ECNDT, 2014. Citée page 35
- [88] D. Pieris, R. Patel, P. Dryburgh, M. Hirsch, W. Li, *et al.*, «Spatially resolved acoustic spectroscopy towards online inspection of additive manufacturing», *Insight - Non-Destructive Testing and Condition Monitoring* **Vol. 61, No. 3**, 132–137, 2019. Citée page 36
- [89] R.J. Smith, M. Hirsch, R. Patel, W. Li, A.T. Clare, *et al.*, «Spatially resolved acoustic spectroscopy for selective laser melting», *Journal of Materials Processing Technology* **Vol. 236**, 93–102, 2016. Citée page 36
- [90] N. Eschner, L. Weiser, B. Häfner, and G. Lanza, «Development of an acoustic process monitoring system for selective laser melting (slm)», Solid Freeform Fabrication 2018 : Proceedings of the 29th Annual International, 2018. Citée page 36
- [91] D. Ye, G.S. Hong, Y. Zhang, K. Zhu, and J.Y.H. Fuh, «Defect detection in selective laser melting technology by acoustic signals with deep belief networks», *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **Vol. 96, No. 5**, 2791–2801, 2018. Citée page 37
- [92] S. Shevchik, C. Kenel, C. Leinenbach, and K. Wasmer, «Acoustic emission for in situ quality monitoring in additive manufacturing using spectral convolutional neural networks», *Additive Manufacturing* **Vol. 21**, 598–604, 2018. Citée page 37
- [93] V. Pandiyan, R. Drissi-Daoudi, S. Shevchik, G. Masinelli, R. Logé, *et al.*, «Analysis of time, frequency and time-frequency domain features from acoustic emissions during laser powder-bed fusion process», 392–397, 11th CIRP Conference on Photonic Technologies, 2020. Citée page 37
- [94] T. Herzog, M. Brandt, A. Trinchi, A. Sola, and A. Molotnikov, «Process monitoring and machine learning for defect detection in laser-based metal additive manufacturing», *Journal of Intelligent Manufacturing*, 2023. Citée page 37
- [95] G. Fang, Q. A ?D Xiong, M. Zhou, T.S. Tamir, C.-B. Yan, H. Wu, *et al.*, «Process monitoring, diagnosis and control of additive manufacturing», *IEEE Transactions on Automation Science and Engineering* 1–27, 2022. Citée page 37
- [96] A. Chabot, N. Laroche, E. Carcreff, M. Rauch, and J.-Y. Hascoët, «Towards defect monitoring for metallic additive manufacturing components using phased array ultrasonic testing», *Journal of Intelligent Manufacturing* **Vol. 31, No. 5**, 1191–1201, 2020. Citée page 37
- [97] Y. Javadi, E. Mohseni, C.N. MacLeod, D. Lines, M. Vasilev, *et al.*, «Continuous monitoring of an intentionally-manufactured crack using an automated welding and in-process inspection system», *Materials and Design* **Vol. 191**, 108655, 2020. Citée page 37
- [98] V.K. Nadimpalli, *Ultrasonic nondestructive evaluation of metal additive manufacturing.*, Ph.D. thesis, University of Louisville, 2018. Citée page 37

- [99] V. Suryaprakasam, «Effect of temperature on the ultrasonic velocity in liquids», *Proceedings of the Indian Academy of Sciences* **Vol. 12**, 341, 1940. Citée page 38
- [100] J.F.W. Bell, «The velocity of sound in metals at high temperatures», *The Philosophical Magazine : A Journal of Theoretical Experimental and Applied Physics* **Vol. 2**, 1113–1120, 1957. Citée page 38, 140
- [101] H.N.G. Wadley, S.J. Norton, F. Mauer, and B. Droney, «Ultrasonic measurement of internal temperature distribution», *Philosophical Transactions of the Royal Society of London, Series A, Mathematical and Physical Sciences* **Vol. 320**, 341–361, 1986. Citée page 38, 140
- [102] T.-F. Chen, K.-T. Nguyen, S.-S. Wen, and C.-K. Jen, «Temperature measurement of polymer extrusion by ultrasonic techniques», *Measurement Science and Technology* **Vol. 10**, **No. 3**, 139–145, 1999. Citée page 38
- [103] M. Dubois, A. Moreau, and J.-F. Bussière, «Ultrasonic velocity measurements during phase transformations in steels using laser ultrasonics», *Journal of Applied Physics* **Vol. 89**, **No. 11**, 6487–6495, 2001. Citée page 38
- [104] J.V. Beck, B. Blackwell, and A. Haji-Sheikh, «Comparison of some inverse heat conduction methods using experimental data», *International Journal of Heat and Mass Transfer* **Vol. 39**, **No. 17**, 3649–3657, 1996. Citée page 38
- [105] O.M. Alifanov, *Inverse Heat Transfer Problems*, Springer Berlin Heidelberg, 1994. Citée page 38
- [106] S.J. Norton, L.R. Testardi, and H.N.G. Wadley, «Reconstructing internal temperature distributions from ultrasonic time-of-flight tomography and dimensional resonance measurements», *Journal of Research of the National Bureau of Standards* **Vol. 89**, **No. 1**, 65, 1984. Citée page 38
- [107] Y.-A. Shi, D. Wei, B. Hu, L. Zeng, Y.-X. Du, *et al.*, «A method for reconstructing internal temperature distribution in solid structure», *Journal of Nondestructive Evaluation* **Vol. 39**, 48, 2020. Citée page 40
- [108] Y. Zhang, F. Cegla, and J. Corcoran, «Ultrasonic monitoring of pipe wall interior surface temperature», *Structural Health Monitoring* **Vol. 20**, 2020. Citée page 40
- [109] M. Massacret, *Etude d'une méthode ultrasonore d'estimation des températures locales du sodium liquide en sortie coeur RNR-Na*, Ph.D. thesis, Aix-Marseille Université, 2014. Citée page 40
- [110] C. Simon, P. VanBaren, and E.S. Ebbini, «Two-dimensional temperature estimation using diagnostic ultrasound», *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control* **Vol. 4**, 174–186, 1998. Citée page 40
- [111] R.M. Arthur, W.L. Straube, J.W. Trobaugh, and E.G. Moros, «Non-invasive estimation of hyperthermia temperatures with ultrasound», *International Journal of Hyperthermia* **Vol. 21**, **No. 6**, 589–600, 2005. Citée page 40
- [112] C.H. Engrand, *Thermométries ultrasonore et infrarouge pour le contrôle de la protection myocardique*, Ph.D. thesis, Université Montpellier, 2016. Citée page 40, 63
- [113] J.A. Gonzalez, J. Mireles, S.W. Stafford, M.A. Perez, C.A. Terrazas, *et al.*, «Characterization of inconel 625 fabricated using powder-bed-based additive manufacturing technologies», *Journal of Materials Processing Technology* **Vol. 264**, 200–210, 2019. Citée page 44

- [114] Z. Tian, C. Zhang, D. Wang, W. Liu, X. Fang, *et al.*, «A review on laser powder bed fusion of inconel 625 nickel-based alloy», *Applied Sciences* **Vol. 10**, 81, 2019. Citée page 44
- [115] V. Martin, J.-F. Witz, F. Gillon, D. Najjar, P. Quaegebeur, *et al.*, «Low cost 3d printing of metals using filled polymer pellets», *HardwareX* **Vol. 11**, 2022. Citée page 46
- [116] D. Zhang, S. Sun, Q. Dong, M.A. Gibson, M.S. Dargusch, *et al.*, «Metal alloys for fusion-based additive manufacturing», *Advanced Engineering Materials* **Vol. 20**, 2018. Citée page 46
- [117] J. Zhang, B. Song, W. Qingsong, D. Bourell, and S. Yusheng, «A review of selective laser melting of aluminum alloys : Processing, microstructure, property and developing trends», *Journal of Materials Science and Technology* **Vol. 35**, 270–284, 2019. Citée page 46
- [118] D. Laux, F. Augereau, E. Le Clezio, G. Despaux, J.-Y. Ferrandis, *et al.*, «Caractérisation de solides ou liquides par méthode de pulse-écho», Technical report, Techniques de l'Ingénieur, 2018. Citée page 58
- [119] C. Knapp and G. Carter, «The generalized correlation method for estimation of time delay», *IEEE Transactions on Acoustics, Speech, and Signal Processing* **Vol. 24**, No. 4, 320–327, 1976. Citée page 58
- [120] L. Svilainis, «Review on time delay estimate subsample interpolation in frequency domain», *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control* **Vol. 66**, 1691–1698, 2019. Citée page 59
- [121] R. Boucher and J. Hassab, «Analysis of discrete implementation of generalized cross correlator», *IEEE Transactions on Acoustics, Speech, and Signal Processing* **Vol. 29**, 609–611, 1981. Citée page 59
- [122] G.C. Carter and H.G. Urban, *Adaptive Methods in Underwater Acoustics*, chapter Time Delay Estimation, 175–196, Springer Netherlands, 1985. Citée page 59
- [123] L. Mažeika and Draudviliene, «Analysis of the zero-crossing technique in relation to measurements of phase velocities of the lamb waves», *Ultragarsas* **Vol. 65**, No. 2, 1392–2114, 2010. Citée page 59
- [124] A. Briggs and O. Kolosov, *Acoustic Microscopy*, second edition, 2010. Citée page 61, 138
- [125] J.A. Slotwinski, E.J. Garboczi, and K.M. Hebenstreit, «Porosity measurements and analysis for metal additive manufacturing process control», *Journal of Research of the National Institute of Standards and Technology* **Vol. 119**, 494, 2014. Citée page 75, 140
- [126] L.C. Wei, L.E. Ehrlich, M.J. Powell-Palm, C. Montgomery, J. Beuth, *et al.*, «Thermal conductivity of metal powders for powder bed additive manufacturing», *Additive Manufacturing* **Vol. 21**, 201–208, 2018. Citée page 95
- [127] M. Liu, L.N.S. Chiu, H. Shen, X. Fang, Z. Tao, *et al.*, «Effective thermal conductivities of metal powders for additive manufacturing», *Powder Technology* **Vol. 401**, 117323, 2022. Citée page 95
- [128] «Site cast3m», <http://www-cast3m.cea.fr/>, 2023. Citée page 98
- [129] E.F. Bartholomeusz, «The reflexion of long waves at a step», *Mathematical Proceedings of the Cambridge Philosophical Society* **Vol. 54**, No. 1, 106–118, 1958. Citée page 101

- [130] J. Marshall and P. Naghdi, «Wave reflection and transmission by steps and rectangular obstacles in channels of finite depth», *Theoretical and Computational Fluid Dynamics* **Vol. 1**, 287–301, 1990. Citée page 101
- [131] D. Gu, Y. Yang, L. Xi, J. Yang, and M. Xia, «Laser absorption behavior of randomly packed powder-bed during selective laser melting of sic and tib2 reinforced al matrix composites», *Optics and Laser Technology* **Vol. 119**, 105600, 2019. Citée page 102, 103
- [132] C. Sainte-Catherine, M. Jeandin, D. Kechemair, J.-P. Ricaud, and L. Sabatier, «Study of dynamic absorptivity at 10.6 μm and 1.06 μm wavelengths as a function of temperature», *Journal de Physique IV* **Vol. 1**, 1991. Citée page 102
- [133] N.K. Tolochko, Y.V. Khlopkov, S.E. Mozzharov, M.B. Ignatiev, T. Laoui, *et al.*, «Absorptance of powder materials suitable for laser sintering», *Rapid Prototyping Journal* **Vol. 6, No. 3**, 155–161, 2000. Citée page 102
- [134] C. Montgomery, J. Beuth, L. Sheridan, and N. Klingbeil, «Process mapping of inconel 625 in laser powder bed additive manufacturing», *International Solid Freeform Fabrication Symposium*, 2015. Citée page 102
- [135] N. Nudelis and P. Mayr, «Defect-based analysis of the laser powder bed fusion process using x-ray data», *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **Vol. 123, No. 9-10**, 3223–3232, 2022. Citée page 103
- [136] P. Ferro, Meneghello ; R., G. Savio, and F. Berto, «A modified volumetric energy density-based approach for porosity assessment in additive manufacturing process design», *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **Vol. 110, No. 7**, 1911–1921, 2020. Citée page 103
- [137] A. Mauduit, H. Gransac, and S. Pillot, «Influence of the manufacturing parameters in selective laser melting on properties of aluminum alloy als7mg0.6 (a357)», *Annales de Chimie - Science des Matériaux* **Vol. 45, No. 1**, 1–10, 2021. Citée page 103
- [138] C. Li, E.R. Denlinger, M.F. Gouge, J.E. Irwin, and P. Michaleris, «Numerical verification of an octree mesh coarsening strategy for simulating additive manufacturing processes», *Additive Manufacturing* **Vol. 30**, 100903, 2019. Citée page 103
- [139] M.F. Gouge, J.C. Heigel, P. Michaleris, and T.A. Palmer, «Modeling forced convection in the thermal simulation of laser cladding processes», *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **Vol. 79, No. 1**, 307–320, 2000. Citée page 103
- [140] W. Sachse and Y.-H. Pao, «On the determination of phase and group velocities of dispersive waves in solids», *Journal of Applied Physics* **Vol. 49, No. 8**, 4320–4327, 1978. Citée page 140