



**HAL**  
open science

# Fabrication additive par arc électrique : règles méthodes pour l'élaboration de pièces brutes en vue de leur parachèvement par usinage

Mohamed Belhadj

► **To cite this version:**

Mohamed Belhadj. Fabrication additive par arc électrique : règles méthodes pour l'élaboration de pièces brutes en vue de leur parachèvement par usinage. Mécanique [physics]. Université de Bordeaux, 2024. Français. NNT : 2024BORD0003 . tel-04530857

**HAL Id: tel-04530857**

**<https://theses.hal.science/tel-04530857>**

Submitted on 3 Apr 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 présentée  
pour obtenir le grade de  
**Docteur**  
de l'Université de Bordeaux

École Doctorale : Sciences Physiques et de l'Ingénieur

Spécialité : Mécanique

Par Mohamed BELHADJ

**Fabrication additive par arc électrique : Règles  
méthodes pour l'élaboration de pièces brutes en vue de  
leur parachèvement par usinage**

Sous la direction de : Philippe DARNIS

Présentée le 11 Janvier 2024

**Membres du jury**

M. Philippe DARNIS	Professeur à l'Université de Bordeaux	Directeur de thèse
M. Walter RUBIO	Professeur à l'Université Paul Sabatier – Toulouse III	Président
M. Cyril BORDREUIL	Professeur à l'Université de Montpellier	Rapporteur
M. Tarek MABROUKI	Professeur à l'Université de Tunis El Manar	Rapporteur
M. Rodolphe BOLOT	Professeur à l'Université Bourgogne Franche-Comté	Examineur

**Membres invités**

Mme. Sana WERDA	Maître de conférences à l'Université de Bordeaux	Co-encadrante
M. Robin KROMER	Maître de conférences à l'Université de Bordeaux	Co-encadrant



# Remerciements

Je tiens à exprimer ma profonde gratitude à tous ceux qui ont contribué de près ou de loin à la réalisation de cette thèse, menée au sein du laboratoire I2M de l'Université de Bordeaux.

Je tiens à exprimer ma reconnaissance envers les rapporteurs de cette thèse, à savoir Monsieur BORDREUIL Cyril, Professeur des Universités à l'Université de Montpellier, et Monsieur MABROUKI Tarek, Professeur à l'École Nationale d'Ingénieurs de Tunis, pour avoir accepté d'évaluer mes travaux. Je remercie Monsieur BOLOT Rodolphe, Professeur à l'Université Bourgogne Franche-Comté, et Monsieur RUBIO Walter, Professeur à l'Université Paul Sabatier, pour avoir accepté de participer à la soutenance en tant qu'examineurs.

Un immense merci à mon équipe encadrante, composée de DARNIS Philippe, WERDA Sana et KROMER Robin, pour leur encadrement, leurs précieuses remarques sur l'avancement de mes travaux et leur soutien moral lors des moments difficiles. Leur contribution professionnelle et humaine a été inestimable.

Je souhaite également exprimer ma reconnaissance envers mes collègues, Guillaume, Mael, Yann, Jean, Timothée, Alexandre, Diego et Constance, pour l'ambiance chaleureuse et conviviale qu'ils ont contribué à créer. Une mention spéciale à Abir pour son aide et son soutien, en particulier au début de cette thèse.

Mes remerciements s'étendent également à l'ensemble des enseignants-chercheurs et du personnel de l'I2M, notamment Stéphane, Eric, François-Xavier, Olivier, Arnaud, Claire, Gille, Matthieu, Jean-Marc, Roderick et Catherine, pour leur contribution à une ambiance de travail agréable et leur aide au cours des trois années de ma thèse.

Je tiens à témoigner ma gratitude envers les techniciens du département GMP de l'IUT de Bordeaux pour leur inestimable aide et leurs précieux conseils.

Enfin, je tiens à remercier chaleureusement mes parents, qui ont fait d'énormes sacrifices pour mon avenir, mes frères et ma sœur pour leur soutien inconditionnel, ainsi que ma compagne pour son amour et ses sacrifices. Votre soutien a été essentiel tout au long de ce parcours académique.

*Merci Beaucoup*

*Je dédie ce travail à ma chère grand-mère Aïcha, que son âme repose en paix*



# Table des matières

<b>1</b>	<b>État de l'art.....</b>	<b>5</b>
1.1	Introduction .....	6
1.2	La Fabrication Additive métallique .....	6
1.2.1	Classification des procédés de FA métalliques .....	7
1.2.2	Les principaux procédés WAAM.....	10
1.2.2.1	Le procédé Gas Tungsten Arc Welding (GTAW).....	10
1.2.2.2	Le procédé Plasma Arc Welding (PAW) .....	10
1.2.2.3	Le procédé Gas Metal Arc Welding (GMAW).....	11
1.2.2.4	Le procédé Cold Metal Transfer (CMT) .....	12
1.2.3	Les différents paramètres du procédé WAAM .....	12
1.3	Les phénomènes physiques et les principaux verrous associés au procédé WAAM	14
1.3.1	Contraintes résiduelles.....	14
1.3.2	Déformations .....	15
1.3.3	Etat de surface .....	16
1.3.4	Recouvrement des cordons .....	18
1.3.4.1	Géométrie du cordon .....	19
1.3.4.2	Distance de recouvrement (Overlapping distance).....	20
1.4	Parachèvement des pièces WAAM par usinage .....	21
1.5	Modélisation numérique .....	24
1.5.1	Modélisation thermique .....	25
1.5.1.1	L'approche multiphysique .....	25
1.5.1.2	L'approche équivalente .....	26
1.5.2	Modélisation mécanique .....	33
1.6	Conclusion .....	35
<b>2</b>	<b>Etude expérimentale : analyse de sensibilité des paramètres WAAM.....</b>	<b>37</b>
2.1	Introduction .....	38
2.2	Matériau et caractéristiques.....	39
2.3	Banc d'essai.....	39
2.4	Dispositifs de mesure.....	41
2.4.1	Mesures in-situ .....	41

2.4.1.1	Mesure du champ de température.....	41
2.4.1.2	Mesure des cycles thermiques par thermocouples.....	42
2.4.2	Mesures à posteriori.....	42
2.4.2.1	Mesures de dureté.....	42
2.4.2.2	Etat de surface et géométrie du cordon.....	42
2.4.2.3	Microscopie.....	43
2.4.2.4	Macroscopie.....	43
2.5	Étude expérimentale par plan d'expériences.....	43
2.6	Effet du temps d'inter-passe et de la vitesse d'avance sur la géométrie et l'ondulation.....	45
2.6.1	Effet du temps d'inter-passe et de la vitesse d'avance sur la géométrie..	46
2.6.2	Effet du temps d'inter-passe et de la vitesse d'avance sur l'ondulation ..	50
2.7	Usinage des murs et propriétés mécaniques.....	53
2.7.1	Configuration expérimentale.....	53
2.7.2	Surépaisseur d'usinage.....	54
2.7.3	Etat de surface.....	55
2.7.4	Dureté.....	57
2.8	Analyse macrographique et micrographique.....	59
2.8.1	Analyse macrographique.....	59
2.8.2	Analyse microstructurale.....	62
2.9	Circular Overlapping Method (COM) : une nouvelle méthode de recouvrement.....	65
2.9.1	Modélisation de la forme du cordon.....	65
2.9.2	Modèle de recouvrement multi-cordons COM.....	67
2.9.2.1	Principe du modèle de recouvrement.....	67
2.9.2.2	Développement du modèle COM.....	67
2.9.3	Validation expérimentale du modèle de recouvrement COM.....	70
2.10	Conclusion.....	72
<b>3</b>	<b>Développement d'une pièce brute et application de règles méthodes pour le parachèvement.....</b>	<b>75</b>
3.1	Introduction.....	76
3.2	Pièce d'étude.....	76
3.3	Fabrication additive de la pièce d'étude.....	77

3.3.1	Méthode de fabrication et surépaisseur nécessaire pour le parachèvement .....	77
3.3.2	Etapas et stratégie de fabrication.....	79
3.3.3	Résultat .....	81
3.4	Parachèvement par usinage.....	83
3.4.1	Méthode d'usinage.....	83
3.4.2	Usinage .....	85
3.4.2.1	Usinage des nouvelles surfaces de référence.....	85
3.4.2.2	Enlèvement du substrat.....	86
3.4.2.3	Usinage des surfaces fonctionnelles restantes .....	87
3.4.3	Résultat .....	88
3.5	Méthode et règles métiers .....	91
3.6	Conclusion .....	93
<b>4</b>	<b>Étude numérique du comportement thermomécanique du procédé WAAM</b>	
	<b>95</b>	
4.1	Introduction .....	96
4.2	Hypothèses de modélisation .....	96
4.3	Configuration expérimentale .....	97
4.4	Modélisation du comportement thermique.....	98
4.4.1	Bilan énergétique.....	98
4.4.2	Mise en équation.....	99
4.4.2.1	Equation de la chaleur.....	99
4.4.2.2	Conditions aux limites et condition initiale.....	99
4.4.2.3	Modélisation de la source de chaleur .....	100
4.4.2.4	Méthode d'activation des éléments.....	101
4.4.2.5	Propriétés thermo-physiques .....	102
4.5	Modélisation du comportement mécanique.....	102
4.6	Maillage.....	103
4.7	Principe de la simulation numérique.....	104
4.8	Résultats du modèle thermomécanique.....	105
4.8.1	Validation thermique.....	105
4.8.2	Validation mécanique avec la littérature.....	109
4.9	Analyse thermomécanique.....	111

4.10	Effet du temps d'inter-passe et de la vitesse d'avance sur les contraintes résiduelles et les déformations.....	116
4.10.1	Effet du temps d'inter-passe.....	116
4.10.2	Effet de la vitesse d'avance .....	119
4.11	Conclusion.....	120
<b>5</b>	<b>Conclusion générale et perspectives .....</b>	<b>122</b>
<b>6</b>	<b>Annexes .....</b>	<b>127</b>
<b>7</b>	<b>Références.....</b>	<b>134</b>

# Introduction

L'histoire de la fabrication additive remonte aux années 1980, lorsque les premières tentatives de créer des objets par empilement de couches ont été réalisées. À cette époque, la technologie était principalement utilisée pour des applications de prototypage rapide dans l'industrie. Les premières machines étaient relativement grandes et coûteuses, limitant leur accessibilité.

Au fur et à mesure que la technologie progressait, les coûts de fabrication additive ont diminué et un couplage entre la fabrication additive et l'usinage est apparu, ce qui a ouvert la voie à de nouvelles possibilités et à une plus large diffusion. Au cours des années 1990 et 2000, la fabrication additive a été utilisée dans divers domaines tels que l'aérospatiale, l'automobile et la médecine [1]. Les avantages de cette technologie comprennent la capacité de produire des pièces complexes, la réduction des pertes de matériau et la possibilité de fabriquer des objets sur mesure.

Dans les années 2010, la fabrication additive a connu une expansion significative. De nouvelles techniques de fabrication additive ont été développées, y compris le développement de machines hybrides fabrication additive-usinage [2], [3] et l'utilisation de différents matériaux tels que les matériaux plastiques, métalliques et les céramiques [4]. Cette étude s'intéressera uniquement à la fabrication additive métallique et au parachèvement par usinage. Elle se focalisera tout particulièrement sur le procédé de fabrication additive par arc électrique WAAM (Wire Arc Additive Manufacturing) caractérisé par son taux de dépôt élevé, son faible impact environnemental, la productivité et la réduction des coûts par rapport aux procédés en lit de poudre. Cela, par exemple, a permis à la société MX3D de fabriquer une passerelle de 7.8 tonne équipée de plus de 100 capteurs (cf. Figure 1) qui mesurent en temps réel la charge appliquée afin de pouvoir analyser son comportement [5].



*Figure 1 Passerelle fabriquée en fabrication additive WAAM par MX3D [6].*

Outre les avantages intéressants du procédé WAAM et sa capacité à réaliser des ébauches, jusqu'à présent, aucune méthodologie claire n'a été développée permettant de fabriquer des pièces mécaniques fonctionnelles nécessitant des qualités géométriques et dimensionnelles précises, en passant par une étape de parachèvement. La complexité réside dans les phénomènes thermiques présents lors de la fabrication WAAM tels que le fort gradient thermique, l'accumulation de chaleur et le taux de refroidissement. Ces phénomènes entraînent des aléas sur la maîtrise des dimensions de la pièce, de l'état de surface, des surépaisseurs d'usinage, de la déformation et du taux de recouvrement entre les cordons. Ces difficultés liées à la maîtrise du procédé WAAM rendent la combinaison de la fabrication additive et du parachèvement par usinage plus difficile qu'avec des procédés d'obtention de brut plus conventionnels. L'objectif de cette thèse est d'analyser les phénomènes thermiques associés aux paramètres du procédé WAAM et leurs effets sur la géométrie, l'état de surface et les déformations inhérentes, et également d'établir des règles et des directives de fabrication additive et de parachèvement qui permettent de passer d'un modèle CAO à une pièce finale.

Le travail réalisé est partagé en quatre chapitres, comme schématisé dans la Figure 2 :

- Chapitre 1 : le premier chapitre présente tout d'abord un état de l'art des procédés de fabrication additive métallique, en mettant particulièrement l'accent sur les procédés de fabrication additive par arc électrique. Cette section englobe les caractéristiques, les avantages et les inconvénients de chaque procédé. Dans un second temps, l'état de l'art se focalise sur les principaux défis inhérents au procédé WAAM. Enfin, dans un troisième temps, l'étude bibliographique expose les diverses approches et étapes de modélisation thermomécanique du procédé WAAM.
- Chapitre 2 : le deuxième chapitre présente un plan d'expériences visant à déterminer l'impact du temps d'inter-passe (temps de pause entre deux couche consécutives) et de la vitesse d'avance sur la géométrie et les ondulations. Dans le cadre de cette étude expérimentale, neuf murs multicouches et multi cordons ont été fabriqués. Par la suite, une face de chaque mur a été usinée pour analyser l'influence de ces paramètres WAAM sur la profondeur d'usinage requise pour obtenir une surface exempte de défauts d'ondulation, ainsi que pour évaluer l'état de surface et la dureté. Une analyse a été menée pour déterminer la texture à la fois macroscopique et microscopique issue du procédé WAAM. Enfin, une nouvelle méthode de recouvrement a été développée dans le but de déterminer la distance de recouvrement optimale entre les cordons d'une même couche.
- Chapitre 3 : le troisième chapitre est consacré au développement des règles et des directives d'élaboration du brut et de parachèvement par la fabrication d'une pièce d'étude et en se basant sur les résultats du chapitre 2. Ces règles et directives visent à résoudre les problèmes liés au manque de précision géométrique du procédé WAAM, résultant de l'accumulation de chaleur. Cela inclut la détermination de la surépaisseur latérale nécessaire à l'usinage, la détermination de la distance de recouvrement ainsi que la résolution des

difficultés liées à la mise en position et au maintien en position lors du parachèvement par usinage, qui découlent des dispersions géométriques et de l'état de surface inhérents au procédé WAAM.

- Chapitre 4 : Le quatrième chapitre expose l'étude numérique du comportement thermomécanique du procédé WAAM. Une analyse comparative entre l'expérience et la simulation a été réalisée afin de valider le modèle développé. Le modèle numérique a permis de mieux comprendre le mécanisme de génération des contraintes résiduelles et des déformations inhérentes. Enfin, une analyse de sensibilité a été menée pour déterminer l'impact du temps d'inter-passe et de la vitesse d'avance sur le comportement thermomécanique.

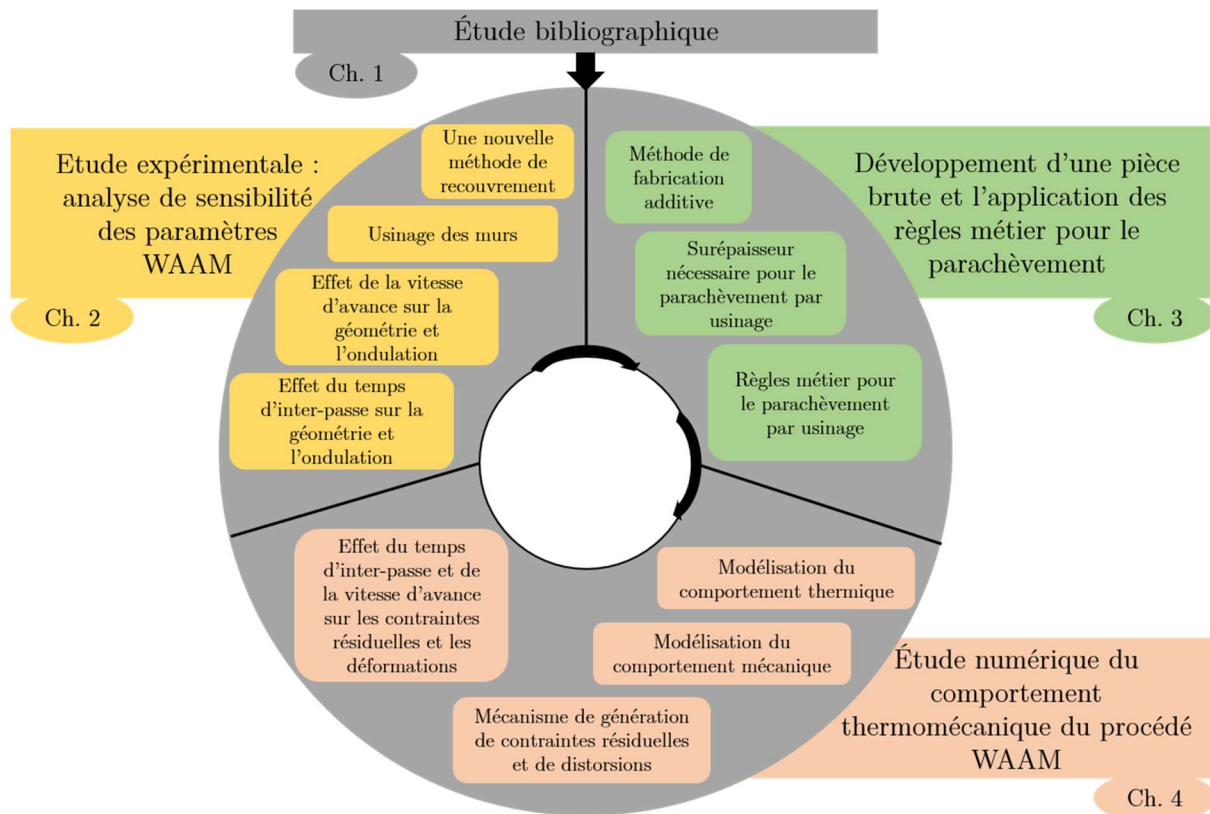


Figure 2 Structuration de la thèse.





## Chapitre 1

# État de l'art

## 1.1 Introduction

Cette revue bibliographique est consacrée à l'analyse des données de la littérature concernant les procédés de fabrication additive métallique et le parachèvement par usinage. La première partie présente une classification de ces procédés et leurs caractéristiques, en particulier le procédé WAAM. La deuxième partie décrit les principaux verrous rencontrés avec le procédé WAAM et le parachèvement. La dernière partie est une vue d'ensemble sur la modélisation du comportement thermomécanique du procédé WAAM.

## 1.2 La Fabrication Additive métallique

La fabrication additive (FA) métallique regroupe des procédés qui permettent de produire des pièces par addition successive de matière sous forme de couches. Chaque couche est une tranche mince de la pièce à fabriquer. C'est une méthode de fabrication par fusion qui diffère des méthodes conventionnelles de fabrication tels que les procédés par enlèvement de matière ou par déformation. La production de pièces en couches successives grâce à la fabrication additive offre une liberté de conception en permettant un accès précis et quasi-complet à l'intérieur comme à l'extérieur de la pièce. Cette méthode permet ainsi de créer des pièces de formes complexes qu'il serait difficile de réaliser avec d'autres méthodes de production [7]. Cette technique permet de réduire le nombre de pièces en multipliant les fonctions intégrées, ce qui réduit les coûts et le temps d'assemblage. Dans un premier temps, la fabrication additive métallique était consacrée au prototypage [8]. Mais avec l'évolution technologique, ces procédés peuvent être concurrentiels pour la production de pièces métalliques [9]. La fabrication additive est utilisée dans de nombreux domaines tels que l'aéronautique, l'automobile, la médecine, le génie civil et bien d'autres encore (cf. Figure 1. 1) [10].

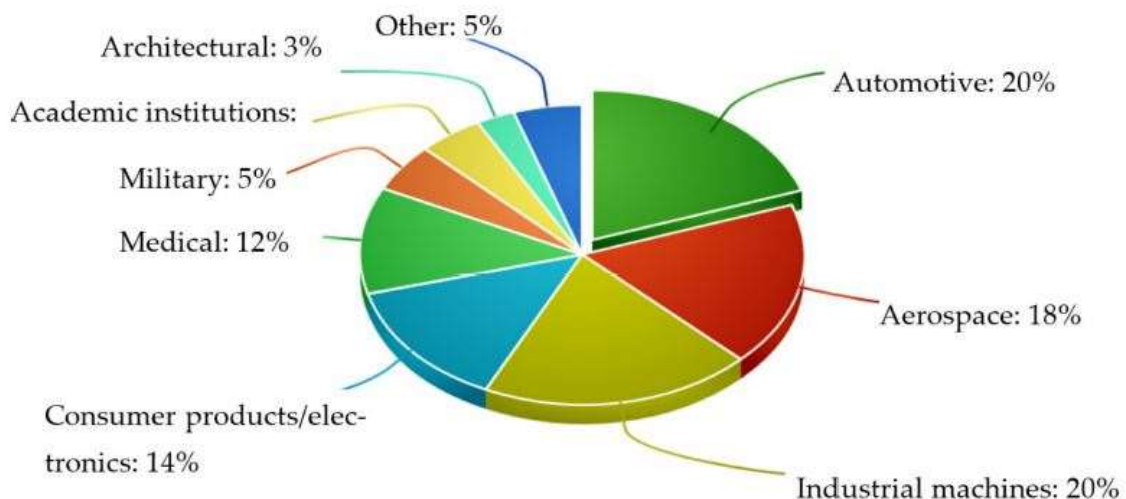


Figure 1. 1 Contribution industrielle des procédés de FA métallique [10].

### 1.2.1 Classification des procédés de FA métalliques

Selon le critère (matière d'apport, source de chaleur, technique employée pour assurer la densification...), il y a une diversité de classifications. Celle présentée dans la Figure 1. 2 repose sur la nature de la matière utilisée : poudre densifiée par fusion, ou collée à l'aide d'un liant, fil déposé à l'état liquide, ou encore feuilles découpées puis assemblées en strates. Certaines de ces technologies conduisent à des matériaux hétérogènes (impression par liant) ou discontinus (méthodes par stratification) [8].

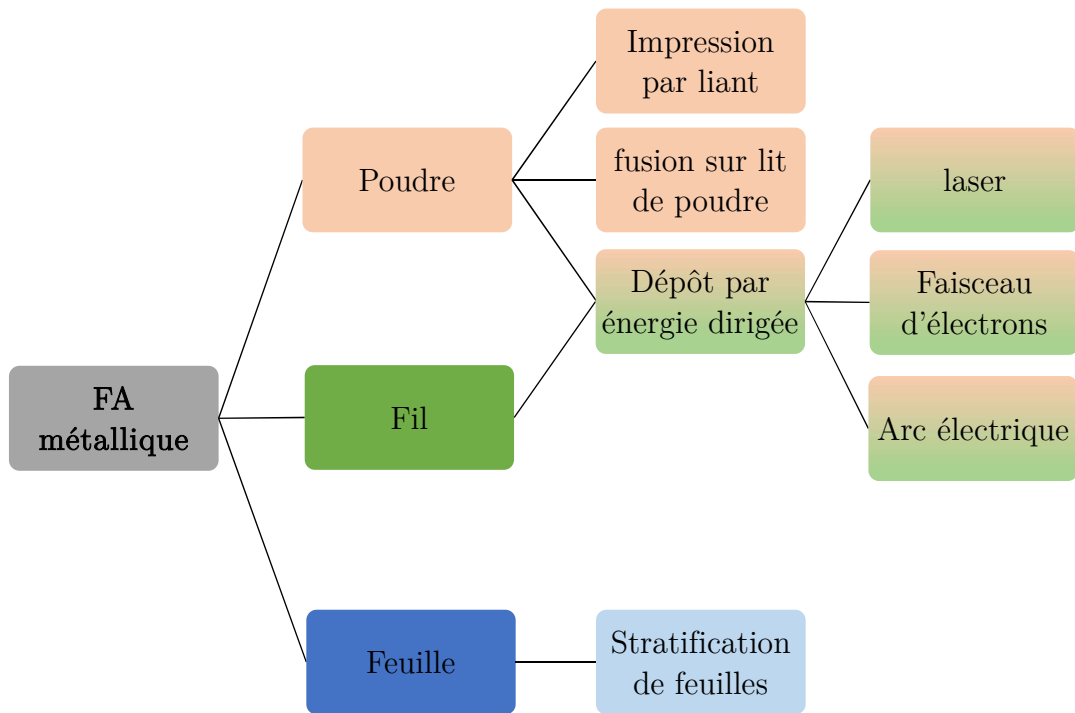


Figure 1. 2 Les procédés de FA métalliques [8].

Le Tableau 1. 1 présente une classification des procédés de fabrication additive utilisés pour la production de pièces métalliques, où la matière est fondue localement et solidifiée couche par couche. Les procédés sont regroupés en fonction de la nature du matériau utilisé comme métal d'apport et la source de chaleur. Il existe deux types de matière d'apport : poudre et fil. Pour chaque type de matière d'apport, il existe une diversité de sources de chaleur, chaque source est associée à des usages bien spécifiques.

Métal d'apport	Poudre			Fil		
Désignation	SLS, SLM	LMD	EBM	WAAM	EBF3	WLAM
Source de chaleur	Laser	Laser	Faisceau d'électrons	Arc électrique	Faisceau d'électrons	Laser
Principe	Fusion par lit de poudre (PBF)	Projection de poudre	Fusion par lit de poudre (PBF)	Fusion par arc électrique	Fusion concentrée du fil	Fusion concentrée du fil
Taux de dépôt ( $\mu\text{m}$ )						
Taille des pièces					N/A	N/A
Etat de surface						
Précision						
Coût						
Très bon						Mauvais

Tableau 1. 1 Comparaison des procédés de fabrication additive [11].

Les procédés basés sur le laser pour la famille lit de poudre "Laser Powder Bed Fusion" (LPBF) sont à ce jour les procédés les plus développés (SLM, SLS) [12]–[16]. Ils permettent de fabriquer des composants à géométrie complexe, avec une faible rugosité ( $R_a \approx 10\text{-}50 \mu\text{m}$ ) [17], qui répondent aux exigences de nombreux domaines notamment l'aéronautique et le médical. Cependant, l'utilisation de ces procédés nécessite des mesures de sécurité bien spécifiques en raison de la nature de la matière première. En effet, la faible granulométrie de la poudre comprise entre 10 et 200  $\mu\text{m}$  présente des risques pour la santé en cas d'exposition par inhalation ou par contact avec la peau. La taille des pièces fabriquées reste limitée à quelques centaines de millimètres ( $\approx 500 \times 500 \times 500 \text{ mm}$ ) car les contraintes technologiques et d'hygiène et sécurité imposent des volumes de travail restreints.

Le procédé fusion par faisceau d'électrons "Electron Beam Melting" (EBM) est similaire aux procédés LPBF, il diffère par la source de chaleur. Dans ce cas, l'énergie thermique est fournie par un faisceau d'électrons de diamètre légèrement plus large qui permet la fusion sélective de la poudre avec un taux de dépôt plus élevé. Le taux de dépôt du procédé EBM est compris entre 0.24 kg/h et 0.36 kg/h alors que celui des procédés LPBF est compris entre 0.06 kg/h et 0.12 kg/h [17]. Lors de la fabrication,

l'enceinte est sous vide pour concentrer le faisceau d'électrons, ce qui a pour effet de limiter la taille de la pièce fabriquée.

Contrairement aux procédés précédents, le procédé de fusion laser de poudre projetée (LMD) ne dispose pas d'un lit de poudre. La poudre est transportée par un flux de gaz inerte et projetée directement par la tête de projection et ensuite fusionnée sous forme de couches à l'aide d'un laser. Le procédé LMD permet de fabriquer des pièces relativement grandes ( $\approx 1\text{m}$ ) et multi-matériaux (sans arrêter le processus), le taux de dépôt est compris entre 0.24 et 1.2 Kg/h [18]. Il peut être utilisé aussi pour des applications de réparations.

Il existe une autre variété de procédés basés sur une matière d'apport sous forme d'un fil métallique. Ces procédés se diffèrent également par la nature de la source de chaleur utilisée. La NASA a inventé le procédé "Electron Beam Freeform Fabrication" (EBF3) qui utilise un faisceau d'électrons comme source de chaleur et une double alimentation en fil pour fabriquer des pièces et des outils avec un temps de fabrication plus faible. Ce procédé est utilisé surtout pour fabriquer des pièces complexes en titane en une seule opération. Cependant, ce procédé est actuellement en phase de développement en raison de deux principaux défis à relever : les états de surface obtenus en deçà des spécifications exigées et la nécessité d'une chambre sous vide pour concentrer le faisceau d'électrons lors de son utilisation [19].

Le procédé Wire Laser Additive Manufacturing (WLAM) est un procédé qui utilise un laser comme source d'énergie thermique et un fil métallique comme matière d'apport [20]. Il est utilisé pour fabriquer une large gamme de métaux et des pièces de grandes dimensions. C'est une technologie qui offre une meilleure rugosité, un meilleur contrôle du bain de fusion et de l'apport de chaleur par rapport aux procédés arc-fil, ce qui diminue les distorsions thermiques. Cependant, cette technologie est plus énergivore avec un mauvais rendement de puissance [11].

Le procédé WAAM est une technologie de fabrication qui utilise le fil métallique comme matière première et un arc électrique comme source d'énergie [8]. Le fil est déposé à une vitesse prédéfinie et soudé par l'arc électrique sur un substrat ou sur une couche précédente [21]. Le WAAM est devenu concurrentiel parmi les procédés de fabrication grâce à son fort taux de dépôt (1-4 kg/h) [21], son impact environnemental plus faible, la productivité, la réduction des coûts et des temps de fabrication par rapport aux autres procédés de fabrication additive [9]. Cependant, ce procédé s'adresse aux pièces de grandes dimensions et il n'est pas adapté aux petites pièces à complexité géométrique élevées comme les procédés lit de poudre. Grâce à son faible Buy to fly ratio [22] (rapport entre la masse du brut et la masse de la pièce finie), le WAAM intéresse les secteurs aéronautique et naval et son développement relativement récent a commencé à attirer l'attention sur le plan industriel comme sur le plan scientifique. C'est précisément pour ces raisons que cette thèse se concentre sur l'étude de ce procédé.

## 1.2.2 Les principaux procédés WAAM

Plusieurs technologies issues du soudage sont associées au procédé WAAM : le Gas Tungsten Arc Welding (GTAW), le Gaz Metal Arc Welding (GMAW), le Cold Metal Transfer (CMT) et le Plasma Arc Welding (PAW) [23].

### 1.2.2.1 Le procédé Gas Tungsten Arc Welding (GTAW)

C'est un procédé de soudage à l'arc qui utilise une électrode en tungstène non consommable pour générer la chaleur. Le métal d'apport est ajouté à partir d'une source séparée, généralement sous la forme d'un fil métallique (cf. Figure 1. 3). L'utilisation d'une enceinte contrôlée n'est pas obligatoire, le procédé utilise une protection locale du bain de fusion par un gaz inerte, comme l'argon ou l'hélium. L'électrode est reliée à la borne négative du générateur (cathode) et émet donc des électrons, qui se condensent ensuite sur la surface du substrat ou sur la couche précédente (anode), qui permet de générer une énergie thermique sous l'effet de la chaleur de condensation des électrons. Cette technologie utilise généralement un courant alternatif [21].

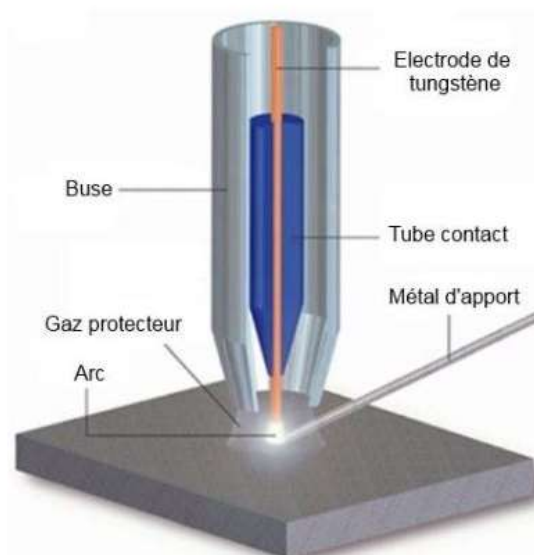


Figure 1. 3 Le procédé de soudage GTAW [21].

### 1.2.2.2 Le procédé Plasma Arc Welding (PAW)

C'est un dérivé du procédé GTAW. Il utilise également une électrode réfractaire à base de tungstène et un gaz inerte pour protéger le métal fondu de l'oxydation. Il diffère uniquement par l'utilisation d'un gaz plasmagène qui permet de mieux contrôler l'arc électrique et donc de réduire la quantité d'énergie utilisée pour la fabrication. Le gaz est amorcé entre l'électrode et le bord de la tuyère (cf. Figure 1. 4), puis transféré sur la pièce à travers l'ouverture de la tuyère [8].

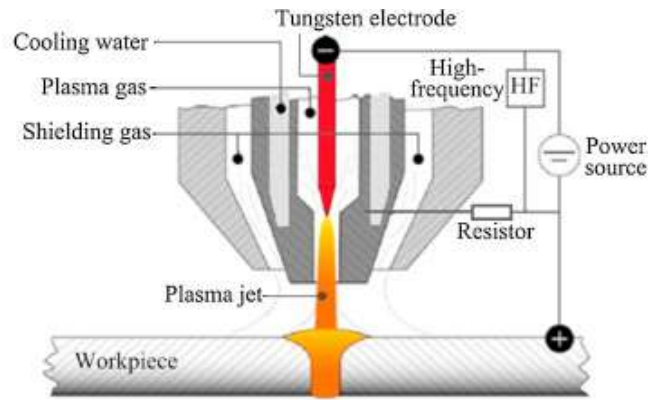


Figure 1. 4 Le procédé de soudage plasma [24]

### 1.2.2.3 Le procédé Gas Metal Arc Welding (GMAW)

Ce procédé utilise les technologies "Metal Inert Gas" (MIG) et "Metal Active Gas" MAG [21], il est le procédé le plus utilisé de tous les procédés de fabrication additive par arc électrique. Le GMAW est un procédé basé sur la fusion de la matière au niveau des régions où l'arc s'établit, avec une protection locale au niveau du bain de fusion en utilisant un gaz inerte ou actif [23].

Grâce à son taux de dépôt élevé, le procédé GMAW est adéquat pour la production de pièces de grandes dimensions avec un temps de fabrication raisonnable [8].

Ce procédé, utilise le métal d'apport comme électrode consommable [21]. Le métal sous la forme d'une bobine de fil, doit être apporté de façon continue grâce à un dévidoir pour assurer la fusion de son extrémité (cf. Figure 1. 5). Le fil se déplace à l'extrémité de la torche de soudage à travers un tube-contacts, qui assure le guidage en translation et l'alimentation électrique du fil-électrode.

Les procédés de soudage GMAW (MIG/MAG) sont généralement utilisés en courant continu en polarité inverse (polarité négative à la pièce), ce qui permet une fusion rapide du fil électrode, qui est bombardé par le flux d'électrons traversant l'arc électrique [23].

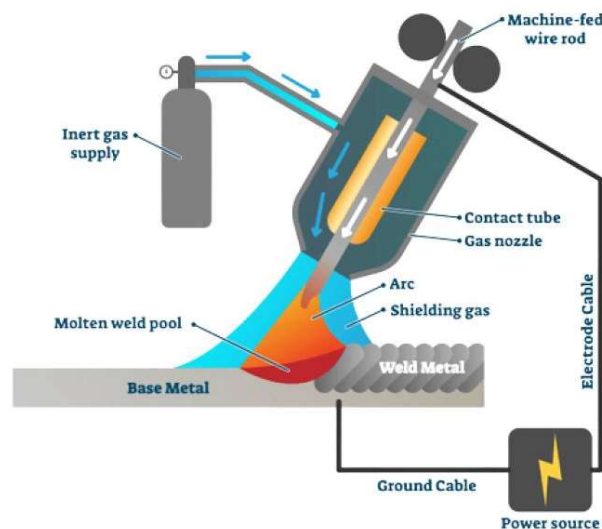


Figure 1. 5 Le procédé GMAW [25].

#### 1.2.2.4 Le procédé Cold Metal Transfer (CMT)

Le procédé CMT est une variante des procédés GMAW, qui a été développée par la société Fronius® dans le but de réduire la consommation d'énergie et l'accumulation de chaleur. Ce procédé ne diffère du procédé GMAW que par la méthode de séparation de la goutte de métal fondu par rétraction mécanique (cf. Figure 1. 6) qui permet un faible apport de chaleur, donc d'atténuer le gradient thermique et les contraintes résiduelles. Cela améliore le comportement mécanique et la précision dimensionnelle des pièces générées [26]–[28]

Le procédé CMT présente de nombreux avantages, notamment sa capacité à fonctionner de manière synergique. La synergie est une loi développée par la société Fronius® qui permet d'optimiser l'arc électrique généré. Dans ce mode opératoire, l'opérateur ne doit régler que la vitesse de dévidage du fil, tandis que la tension et l'intensité sont automatiquement déterminées par la loi synergique en fonction de la vitesse choisie. Cependant, il est également possible de réaliser le soudage manuellement, si nécessaire. Pour ces raisons, les travaux de recherche présentés dans ce document s'appuient sur le procédé CMT Standard. Une loi synergique adaptée au matériau étudié a été envisagée pour améliorer la qualité du soudage.

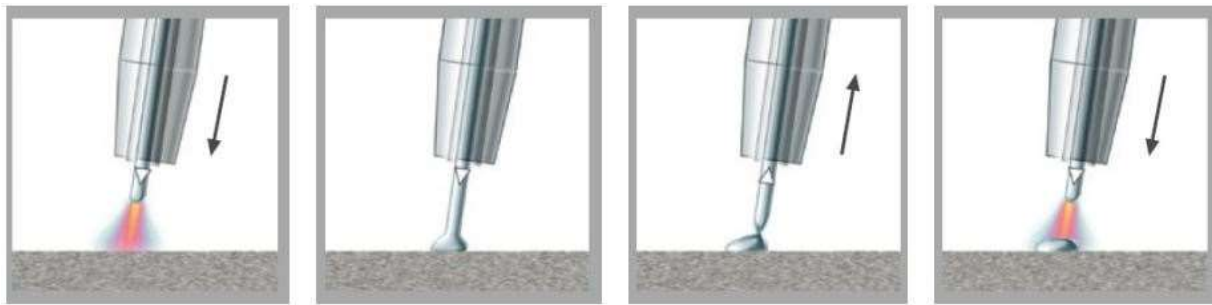


Figure 1. 6 Les étapes du cycle CMT [21].

#### 1.2.3 Les différents paramètres du procédé WAAM

Beaucoup de paramètres sont communs entre les différents procédés de fabrication additive comme la vitesse d'avance, l'intensité, la tension et l'épaisseur de la couche. Le but de cette partie est de définir les principaux paramètres utilisés pour le procédé WAAM. La Figure 1. 7 et le Tableau 1. 2 illustrent ces paramètres.



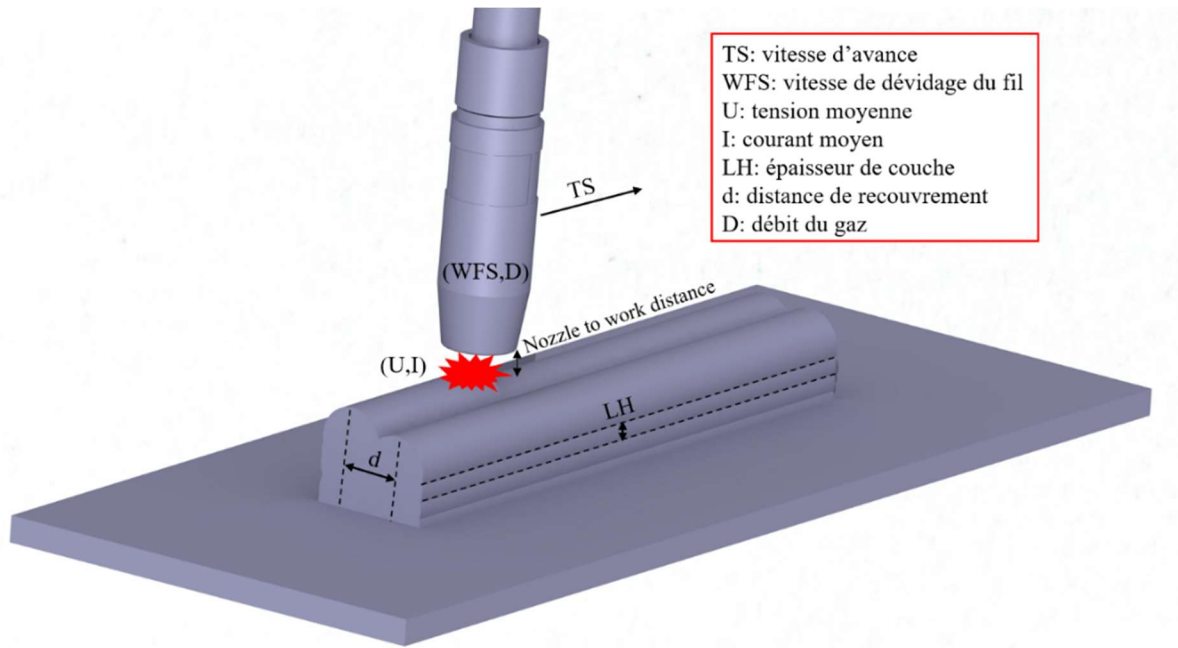


Figure 1. 7 Paramètres du procédé WAAM.

Paramètre	Notation	Description
Vitesse d'avance (mm/s)	TS	Vitesse d'avance de la torche par rapport à la pièce à fabriquer. C'est un paramètre qui influe sur la qualité de fabrication [8].
Vitesse de dévidage du fil (m/min)	WFS	Vitesse moyenne de dévidage du fil contrôlée par le générateur de soudure.
Tension moyenne (V) Courant moyen (A)	$U_{\text{élec}}, I_{\text{élec}}$	Paramètres qui assurent l'apport de l'énergie sous forme de chaleur pour faire fondre le métal d'apport. Ils dépendent de la vitesse de dévidage du fil fusible.
Hauteur de la couche (mm)	LH	Distance entre deux couches successives suivant l'axe de croissance.
Distance de recouvrement (mm)	d	Distance entre deux cordons de la même couche. Ce paramètre est utile lors de fabrication d'une pièce en remplissage (épaisse).
Débit du gaz protecteur (l/min)	D	Paramètre qui assure la protection du bain de fusion contre l'oxydation.

Tableau 1. 2 Description des paramètres du procédé WAAM.

## 1.3 Les phénomènes physiques et les principaux verrous associés au procédé WAAM

### 1.3.1 Contraintes résiduelles

Les cycles thermiques et le gradient thermique élevé pendant le dépôt génèrent des contraintes résiduelles et des déformations. La Figure 1. 8 montre les isothermes autour du bain de fusion. Pendant le dépôt, la zone au-dessous de la torche est brutalement chauffée et même fondue localement. A l'avant de la torche, des contraintes résiduelles de compression sont créées à cause de la dilatation de la zone thermiquement affectée, dilatation qui est freinée par les zones encore froides. Cependant, à l'arrière de la torche, des contraintes résiduelles de traction sont générées dues à la contraction de la zone en cours de refroidissement, qui est contrainte par les parties déjà refroidies du matériau. En raison de son état liquide, les contraintes résiduelles au niveau du bain de fusion sont très faibles [29]–[31].

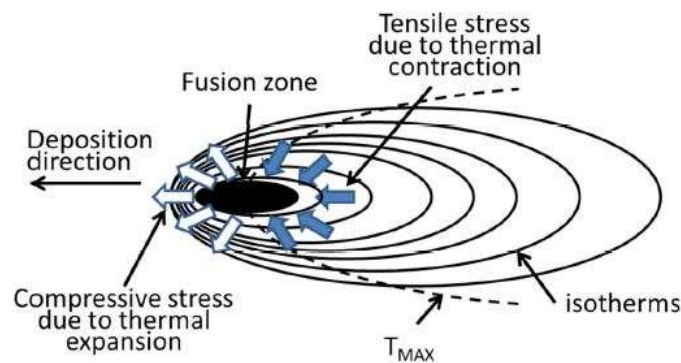


Figure 1. 8 Mécanisme de formation des contraintes résiduelles [31].

Les contraintes résiduelles en fabrication additive peuvent être classées en fonction de leurs directions. Les contraintes résiduelles longitudinales se situent dans la direction de soudage, les contraintes résiduelles transversales sont perpendiculaires à la direction de soudage et les contraintes résiduelles normales se situent dans la direction de croissance de la pièce. La Figure 1. 9 présente un profil classique de la répartition des contraintes résiduelles longitudinales. Ces dernières sont toujours plus importantes que les contraintes résiduelles transversales et normales à cause des fortes contractions longitudinales du matériau après la montée en température. De fortes contraintes résiduelles de traction qui dépassent généralement la limite élastique sont générées dans la zone de soudage (zone 1). Ce dépassement compense les contraintes de compression générées durant le chauffage (devant la torche) et il reste enfin des contraintes de traction de l'ordre de la limite élastique. Afin d'équilibrer les contraintes, des contraintes résiduelles de compression sont générées dans le substrat (zone 2 et 3).

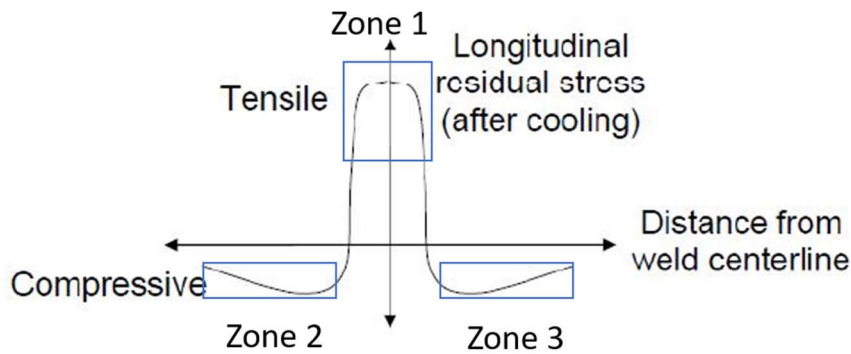


Figure 1. 9 Profil typique des contraintes résiduelles longitudinales [32].

Les contraintes résiduelles générées dans une pièce WAAM peuvent avoir un effet sur la tenue en fatigue de la pièce. En fait, si ces contraintes s'ajoutent aux sollicitations appliquées sur la pièce, elles peuvent augmenter le phénomène de propagation de fissures et donc diminuer la durée de vie de la pièce. Il est important de noter que les contraintes résiduelles peuvent être générées lors de diverses étapes du processus de fabrication additive, telles que la solidification, la fusion ou le refroidissement, et qu'elles peuvent varier considérablement en fonction des paramètres de fabrication, tels que la température, la vitesse de dépôt, la géométrie de la pièce. Les contraintes résiduelles peuvent également varier en fonction de la nature et des propriétés du matériau utilisé, ainsi que des traitements thermiques et mécaniques appliqués après la fabrication. Par conséquent, l'analyse des contraintes résiduelles est une préoccupation importante dans le domaine de la fabrication additive WAAM, afin d'assurer la qualité et la durabilité des pièces produites.

À ce jour, la seule solution pertinente qui permet de diminuer voire d'éliminer les contraintes résiduelles passe par un traitement thermique de relaxation après fabrication, étape très énergivore dans le processus de fabrication. La consommation d'énergie est d'autant plus conséquente que le procédé WAAM est dédié principalement à des pièces de grandes dimensions. Il est également important de noter que le dépassement de la limite élastique après la fabrication peut générer des déformations difficiles à anticiper avec la complexité de la géométrie de la pièce.

### 1.3.2 Déformations

Les contraintes résiduelles générées après refroidissement créent, selon leur intensité et leur direction, des déformations résiduelles [33]. Généralement trois types de déformation peuvent apparaître après la fabrication WAAM comme le montre la Figure 1. 10 :

- Retrait longitudinal : Cette déformation est générée en raison de la contraction de la zone de dépôt parallèlement à la direction de soudage. Ce rétrécissement de la matière affecte la pièce dans sa longueur. En raison de la contraction non uniforme du matériau sur l'épaisseur, des déformations dérivées telles que le flambage ou la flexion peuvent être produites.

- Retrait transversal : Cette déformation est générée en raison de la contraction de la zone de dépôt perpendiculaire à la direction de soudage. Ce rétrécissement de la matière affecte la pièce dans sa largeur. Des déformations dérivées telles que les déformations angulaires ou les déformations rotationnelles peuvent être produites.
- Le retrait dans l'épaisseur est souvent négligeable par rapport aux deux autres.

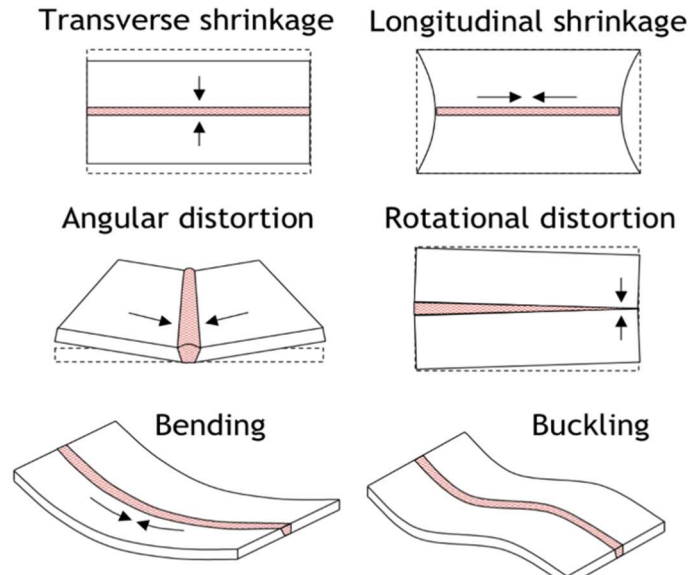


Figure 1. 10 Déformations générées après soudage [34].

Le procédé WAAM présente un défi important en termes de déformation générée, considérée comme l'un des principaux obstacles technologiques. La complexité de la géométrie peut entraîner plusieurs types de déformations, qui peuvent se produire dans différentes directions. Il est donc difficile de les prendre en compte lors de la phase de conception, surtout lorsqu'il y a des contraintes géométriques subtiles avec des tolérances faibles (parallélisme, perpendicularité, ...). La présence de ces déformations rend les opérations de parachèvement plus complexes : la mise en position (MIP) et le maintien en position (MAP) de la pièce sur un centre d'usinage sont contraignants en raison de l'absence de références fiables. Sans prédire ces déformations, la seule solution pour créer un modèle FAO est de numériser la pièce brute [35], en raison des différences entre le modèle CAO et la pièce brute produite par le procédé WAAM. Ces problèmes seront abordés en détail dans la section 1.4.

La minimisation de ces déformations en modifiant les paramètres WAAM est donc indispensable afin de simplifier la conception ainsi que les opérations de parachèvement. Dans le quatrième chapitre, une étude numérique sera réalisée afin d'analyser la variation des contraintes résiduelles et des déformations en fonction des paramètres de fabrication utilisés dans le procédé WAAM.

### 1.3.3 Etat de surface

Les procédés WAAM utilisent la méthode couche par couche pour générer des pièces. Ainsi, l'apport répété de chaleur entraîne des dispersions géométriques importantes et une forte ondulation de la surface [4], [36]–[38]. Par conséquent, pour fabriquer une pièce

fonctionnelle, de nombreux paramètres doivent être réglés tels que l'orientation de la pièce lors de la fabrication [39], la stratégie de soudage [40], la vitesse d'avance [41], la vitesse de dévidage du fil [42] et le temps d'inter-passe (temps de pause entre deux couches consécutives).

Des opérations de parachèvement par usinage des surfaces fonctionnelles sont nécessaires pour respecter les spécifications géométriques et d'état de surface. Il est donc nécessaire de déterminer la quantité de matière à usiner lors du parachèvement par usinage de la pièce brute en fonction des paramètres utilisés et de l'état de la surface de la pièce après la fabrication additive.

Li et al.[43] ont développé un modèle de régression pour déterminer l'effet des paramètres du procédé WAAM et des paramètres d'usinage sur la largeur et la rugosité des pièces en aluminium. Il a été constaté que la largeur et l'ondulation sont sensibles à la vitesse d'avance et à la vitesse de dévidage du fil.

En ce qui concerne les résultats présentés par Xiong et al.[44], l'ondulation de la surface a augmenté en augmentant la température d'inter-passe. La température d'inter-passe a été définie comme étant la température maximale avant d'initier la couche suivante. Elle a été considérée comme l'un des facteurs influant sur l'ondulation de la surface et le temps de fabrication. Une faible ondulation de surface peut être obtenue avec une température d'inter-passe faible qui réduit la productivité du processus et vice versa [45]. Cette relation est due à l'accumulation de chaleur progressive. La dissipation de la chaleur à travers le substrat devient de plus en plus difficile avec la croissance de la pièce, ce qui peut provoquer des effondrements [44].

La vitesse de dévidage du fil et la vitesse d'avance ont également un effet principalement sur l'ondulation de la surface. Selon Xiong et al.[44], la diminution de la hauteur de la couche en augmentant la vitesse d'avance ou en diminuant la vitesse d'alimentation du fil peut réduire l'ondulation de la surface tant que l'arc électrique est stable.

L'état de surface des pièces générées par le procédé CMT est meilleur que pour les autres procédés WAAM d'après les travaux de Fronius international GmbH [46], Bruckner et al.[47] Et Zhang et al.[48]. Posch et al.[49] ont étudié la capacité du procédé CMT à faire des pièces avec moins d'ondulations en fabriquant des pales en acier inoxydable duplex avec des paramètres fixes pour toutes les couches. La surface générée était comparable à celle obtenue par moulage au sable.

D'autres paramètres comme la stratégie de fabrication peuvent aussi affecter l'état de surface : plusieurs stratégies de génération de trajectoires peuvent être utilisées (cf. Tableau 1. 3). Les extrémités de dépôt (début/fin) génèrent généralement des défauts géométriques. Par exemple, le début du dépôt produit souvent des cordons collés en raison du manque d'énergie thermique. Cependant, la fin du dépôt produit des cordons sur-fusionnés, ce qui provoque des différences de hauteur de la pièce fabriquée surtout avec la stratégie raster, dans ce cas la stratégie zigzag est une solution pour compenser cette différence [50].

Optimiser l'état de surface reste une tâche difficile, car de nombreux paramètres dépendants et indépendants sont impliqués, ce qui rend l'opération complexe. Dans la suite de la thèse, un plan d'expériences est mis en place pour analyser l'impact des principaux paramètres WAAM (vitesse d'avance et temps d'inter-passe) sur les propriétés géométriques.

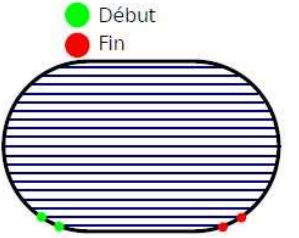
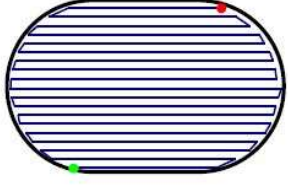
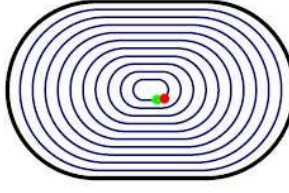
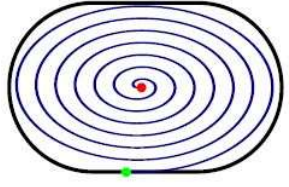
			
<p><b>Stratégie de balayage raster</b></p>	<p><b>Stratégie de balayage zigzag</b></p>	<p><b>Stratégie de type décalage de contour</b></p>	<p><b>Stratégie de type spirale</b></p>

Tableau 1. 3 Les stratégies du procédé WAAM [50].

### 1.3.4 Recouvrement des cordons

Le tranchage (Slicing) est l'une des étapes de la fabrication d'une pièce par un procédé de fabrication additive. Lors de cette étape, le modèle CAO est divisé en couches afin de générer les trajectoires de la torche selon une stratégie souhaitée (cf. Figure 1. 11). La distance entre deux couches successives ou entre deux cordons juxtaposés (qui appartiennent à la même couche) est déterminée en fonction de la géométrie et des dimensions du cordon.

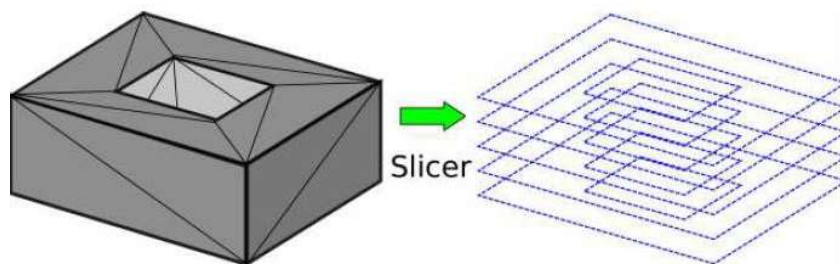
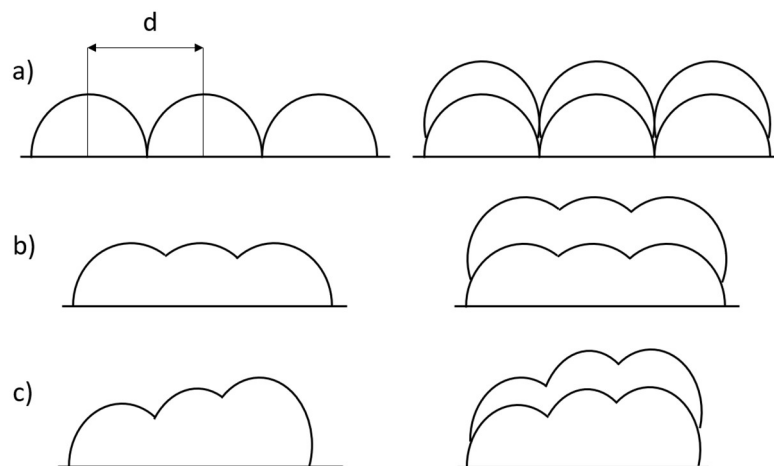


Figure 1. 11 Découpage d'un modèle STL en plusieurs plans [50].

Connaître la hauteur du cordon est nécessaire pour déterminer le nombre de couches nécessaires, la distance entre deux couches successives et la distance entre la torche et la pièce (nozzle-to-work distance). S'il y a un écart entre la hauteur réelle de la couche et la hauteur préplanifiée, la distance "nozzle-to-work" va évoluer le long de la hauteur de dépôt. Ainsi, la longueur de l'arc sera affectée. Nasstrom et al.[51] ont constaté que la fluctuation de la longueur de l'arc entraîne une accumulation de l'erreur de la hauteur de la couche. Une grande longueur d'arc affaiblit la protection du flux de gaz et modifie

également le mode de transfert des gouttelettes, ce qui provoque un changement des dimensions du cordon.

La largeur et la géométrie du cordon sont également nécessaires pour déterminer la distance de recouvrement  $d$  (overlapping distance) entre deux cordons juxtaposés (cf. Figure 1. 12). Une distance de recouvrement optimale ( $d = d^*$ ) est la distance qui assure un compromis entre l'état de surface de la couche et l'effet escalier. Une distance de recouvrement élevée provoque de grandes vallées et donc un mauvais état de surface et de la porosité, tandis qu'une faible distance de recouvrement provoque l'empilement de cordons et donc l'effet escalier, de sorte que la hauteur de la couche n'est plus stable, elle augmente cordon après cordon, ce qui diminue la distance entre la torche et la pièce et pourrait provoquer une collision comme illustré dans la Figure 1. 12c. Les deux cas peuvent entraîner des problèmes de fabrication, une faible précision et même rendre le déroulement continu du processus de dépôt difficile. Dans le même contexte de détermination des règles de fabrication, la connaissance préalable de la géométrie du cordon est nécessaire pour la fabrication par WAAM. D'une part, cela permet de déterminer le nombre de couches nécessaires en fonction de la hauteur de la pièce, d'autre part, cela permet de déterminer la distance de recouvrement ainsi que le nombre de cordons nécessaires pour constituer chaque couche, en fonction de la largeur souhaitée.



*Figure 1. 12 Section transversale du mur avec différentes distances de recouvrement : a) la distance de recouvrement est supérieure à la distance optimale  $d > d^*$ , b) la distance de recouvrement est égale à la distance optimale  $d = d^*$ , c) la distance de recouvrement est inférieure à la distance optimale.*

#### 1.3.4.1 Géométrie du cordon

Pour la hauteur et la largeur du cordon de soudure, plusieurs études ont été menées. Xiong et al.[52] ont déterminé la corrélation entre les paramètres du procédé GMAW et les dimensions du cordon en utilisant une analyse de régression. Odunikuku et al.[53] et Chaudhari et al.[54] ont utilisé la méthode Taguchi pour déterminer les niveaux appropriés des paramètres du procédé de soudage et pour prédire la géométrie du cordon de soudure. Donghong ding et al.[55] ont développé un système intelligent de

modélisation du cordon en utilisant des machines à vecteurs de support (MVS) pour créer un modèle qui prédit les dimensions du cordon en fonction de la vitesse d'avance, de la vitesse de dévidage du fil et du temps d'inter-passe.

Une approche de modélisation plus fondamentale a été menée par Cadiou et al.[56]. Une approche multiphysique basée sur les équations de Maxwell a été utilisée afin de modéliser le court-circuit du procédé WAAM. La simulation a correctement prédit la hauteur de cordon. En revanche, la largeur a été légèrement surestimée ; les auteurs associent cette surestimation à la non prise en compte de la mouillabilité et à l'effet Marangoni dans leur modèle.

### 1.3.4.2 Distance de recouvrement (Overlapping distance)

Des modèles mathématiques basés sur des résultats expérimentaux ont été développés pour déterminer la géométrie du cordon et la distance optimale de recouvrement. Suryakumar et al.[57] ont proposé le modèle de recouvrement à sommet plat ("Flat-top overlapping model" FOM) (cf. Figure 1. 13) qui suppose que le cordon a une forme parabolique. Ce modèle propose une distance de recouvrement optimale égale à  $2/3$  de la largeur du cordon  $w$ . Cao et al.[58] ont utilisé le même modèle FOM mais ont estimé que la forme du cordon de soudure est une fonction sinusoïdale et que la distance optimale est de 63,66 % de sa largeur  $w$ . Xiong et al.[59] ont également utilisé le modèle FOM pour développer un modèle qui utilise à la fois la forme parabolique et circulaire en fonction du rapport entre la vitesse d'avance et la vitesse de dévidage du fil. Ding et al.[55] ont proposé un nouveau modèle appelé le modèle de recouvrement tangent ("Tangent overlapping model" TOM) (cf. Figure 1. 14). La différence entre le FOM et le TOM réside dans la mesure de la vallée. Pour le modèle FOM, la vallée est délimitée par une ligne droite qui relie les deux sommets de deux cordons de soudure adjacents alors que pour le modèle TOM, la vallée est approximée par une ligne tangente au deuxième cordon de soudure. Pour ce modèle, la géométrie du cordon est considérée comme une forme parabolique. La distance de recouvrement optimale trouvée par ce modèle est de  $0,738w$  ( $w$  est la largeur du cordon). Li et al.[60] ont proposé une stratégie de recouvrement améliorée ("Enhanced beads overlapping model" E.BOM) pour les pièces multicouches multi cordons en considérant l'effet de l'étalement du bain de fusion. La mesure de la distance de décalage entre la forme théorique et la forme réelle a été effectuée par un réseau de neurones artificiels (ANN). Cette méthode tient compte de l'effet de l'étalement, mais elle est complexe à appliquer. Hu et al.[61] ont également essayé d'améliorer la planéité de la surface de la couche déposée. Ils ont développé un modèle de recouvrement multi cordons à profil variable ("Varying profile multi-bead overlapping model" VOM) (cf. Figure 1. 15). Ce modèle considère que le cordon a une forme parabolique mais les cordons qui se chevauchent sont des courbes paraboliques inclinées. Hu et al. [61] ont prouvé que le modèle VOM est meilleur que le modèle TOM et que la distance optimale est de  $0,6557w$ . Un modèle de recouvrement révisé a été proposé par Li et al.[62]. C'est un modèle mathématique qui tient compte des zones de manque de matière aux extrémités des couches.

Tous ces modèles mathématiques ont été validés par des tests expérimentaux. Cependant, ils ont été développés au niveau de la première couche qui est déposée sur



un substrat plat alors qu'à part la première couche, toutes les autres couches sont déposées sur une surface comportant des ondulations issues du dépôt des couches précédentes. La géométrie, notamment la largeur et la hauteur d'un cordon déposé sur un substrat, diffère considérablement de celle déposée sur une couche précédente. Dans ce contexte, une nouvelle méthode de recouvrement est présentée dans le chapitre 2 de ce mémoire.

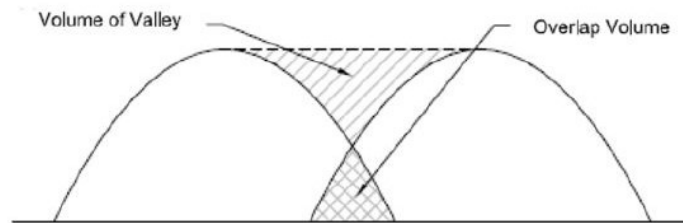


Figure 1. 13 Modèle de recouvrement FOM [57].

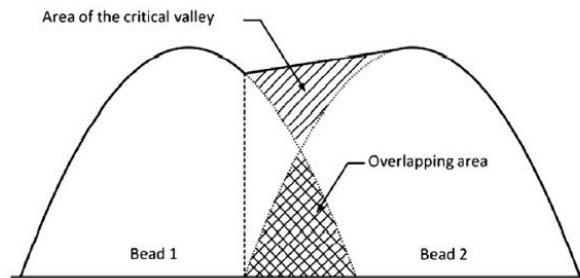


Figure 1. 14 Modèle de recouvrement TOM [55].

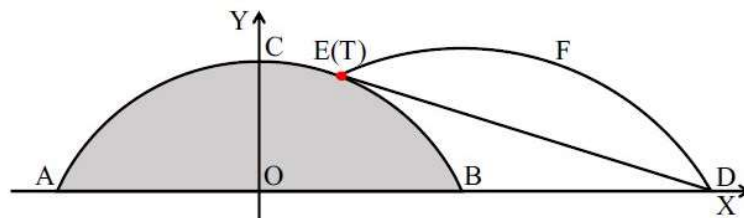


Figure 1. 15 Modèle de recouvrement VOM [61].

#### 1.4 Parachèvement des pièces WAAM par usinage

Le chaînon manquant dans la chaîne de fabrication d'une pièce WAAM réside dans la méthode ou les règles permettant de passer de la fabrication WAAM au parachèvement par usinage. Jusqu'à présent, aucune solution fiable et universellement applicable n'a été trouvée pour surmonter ce verrou. En effet, le procédé WAAM présente plusieurs déviations qui rendent la pièce difficile à usiner. Les défis ne sont pas seulement liés à la complexité géométrique inhérente à la pièce, mais également aux variations et déviations géométriques introduites lors du processus de fabrication lui-même. Ces déviations peuvent être prononcées, même pour des géométries simples, ce qui rend la tâche d'usinage plus ardue. En effet, l'usinage traditionnel suppose généralement des surfaces

de référence avec des défauts géométriques minimums (ondulations, déformation inhérente ...), ce qui n'est pas toujours le cas avec les pièces fabriquées par WAAM.

- Les ondulations d'une pièce WAAM sont souvent non uniformes et peuvent atteindre des millimètres, comme évoqué dans la section 1.3.3, ce qui entraîne des variations de la profondeur de passe lors de l'usinage. La valeur exacte maximale de ces ondulations reste imprévisible, et les moindres instabilités de l'arc ou de la vitesse de dévidage du fil, qui ne peut pas rester constante tout au long de la fabrication, peuvent affecter cette valeur qui est cruciale pour déterminer la surépaisseur d'usinage.
- Un autre défi majeur réside dans la déviation de position. Malgré le développement du procédé WAAM avec l'utilisation de capteurs, qu'ils soient sans contact ou non, pour positionner précisément la pièce sur le substrat par rapport au modèle CAO, la précision reste relativement faible [63]. L'instabilité de l'arc, la tension superficielle, et l'effet Marangoni rendent le contrôle de la position de la pièce sur le substrat peu précis. Nagamatsu et al. [64] ont proposé une méthode qui consiste à capturer plusieurs images de la pièce après la fabrication WAAM, afin de construire un modèle numérisé. Ensuite, ce modèle est superposé au modèle CAO, et l'origine du modèle CAO est déplacée (uniquement en translation) pour compenser la déviation de position (cf. Figure 1. 16).

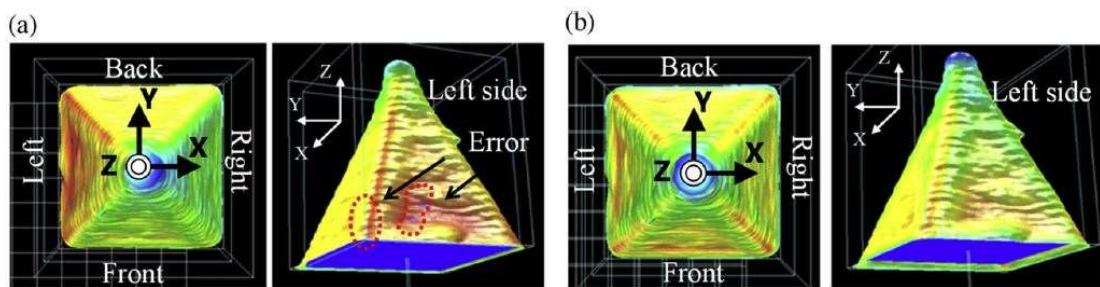


Figure 1. 16 Modification de l'origine : a) Sans modification b) Avec modification [64].

- Les déviations de forme ou les déviations géométriques sont également parmi les obstacles technologiques les plus contraignants. Dans la plupart des cas, la pièce fabriquée par WAAM présente des écarts géométriques et dimensionnels par rapport au modèle CAO [65], ce qui le rend inutilisable dans le modèle FAO. Il est souvent difficile de déterminer la trajectoire d'outil optimale pour obtenir une finition de haute qualité et des tolérances précises. Jusqu'à présent, des chercheurs ajoutent une étape supplémentaire entre la fabrication et l'usinage consistant à scanner la pièce issue du WAAM et la positionner manuellement

par rapport à la pièce finale dans le but de compenser ces déviations en appliquant des translations et des rotations entre l'origine de la pièce scannée et le modèle CAO [35]. Une deuxième solution consiste à surdimensionner la pièce ce qui engendre une perte de matière [66].

Lors de la mise en position (MIP), ces trois types de déviations doivent être prises en compte. Tout d'abord, il est important de prendre en compte la géométrie spécifique de la pièce WAAM. Les formes complexes ou les surfaces irrégulières peuvent nécessiter des dispositifs de fixation spéciaux pour garantir une stabilité adéquate pendant l'usinage. Il peut être nécessaire d'utiliser des systèmes de serrage personnalisés ou des gabarits pour maintenir la pièce dans la position désirée.

Enfin, il convient de prendre en considération les contraintes résiduelles présentes dans la pièce WAAM. En raison du processus de fabrication par WAAM, des tensions internes et des déformations peuvent exister comme décrit dans la section 1.3. Ces déformations engendrent des déviations géométriques. Par conséquent, il est difficile de trouver une surface de référence à partir de laquelle les trajectoires peuvent être générées. La solution la plus couramment utilisée jusqu'à présent consiste à utiliser un substrat déjà usiné avant la fabrication, présentant au moins une surface pouvant être considérée comme une référence [67]–[70]. Cependant, le substrat peut subir des déformations après la fabrication. Feier et al.[71] ont étudié toutes les étapes d'exécution d'une pièce composée de deux disques parallèles fabriqués sur un substrat sous forme d'un cylindre creux (cf. Figure 1. 17), depuis la modélisation CAO jusqu'au parachèvement. Bien que la pièce soit axisymétrique, des déformations se sont produites au niveau du substrat, rendant l'opération de mise en position de la pièce dans le mandrin d'un tour plus complexe. Ils ont également constaté que les deux disques n'étaient pas perpendiculaires à l'axe du substrat, et même après l'usinage, une opération de rectification était nécessaire pour garantir le parallélisme entre les deux disques.

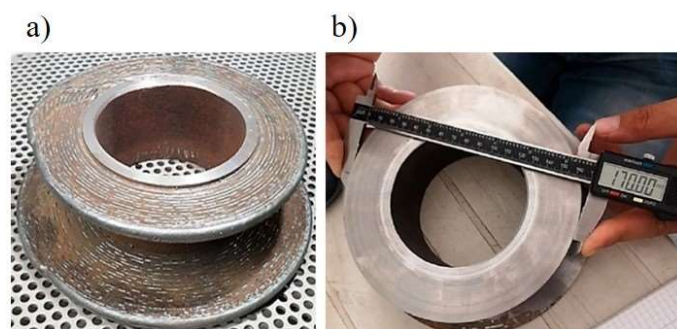


Figure 1. 17 Pièce fabriquée par Feier et al. [71] : a) Avant usinage b) Après usinage.

Même si le substrat est suffisamment épais et n'a pas été déformé après la fabrication, lors de l'usinage, il y aura un changement dans la distribution des contraintes résiduelles, ce qui peut entraîner des déformations pour atteindre l'équilibre, surtout lorsque le substrat ne fait pas partie de la pièce finale et doit être découpé. Par conséquent, même si les contraintes géométriques sont respectées après l'usinage, des déformations

inhérentes se produiront après la découpe du substrat et les exigences géométriques peuvent ne pas être entièrement respectées [72].

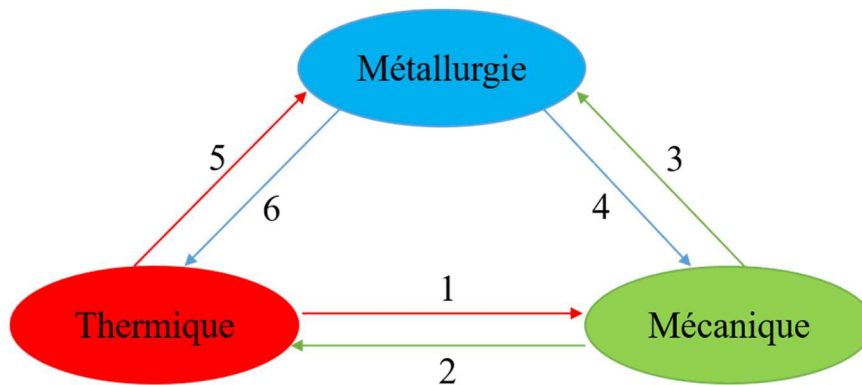
En somme, la transition de la fabrication WAAM au parachèvement par usinage présente des défis techniques complexes, notamment en raison des ondulations incontrôlées, des déviations de position et des déviations de forme. Dans la suite de ce mémoire, des travaux ont été menés qui ont pour but d'appréhender l'effet des paramètres WAAM sur ces déviations et de proposer des règles et des directives pour le parachèvement par usinage.

## 1.5 Modélisation numérique

Le procédé WAAM induit des contraintes résiduelles et de distorsions. Cela est dû au champ de température qui est non uniforme durant la fabrication [19], [23], [77], [26], [27], [63], [69], [73]–[76]. Afin de fabriquer des pièces fonctionnelles, il est nécessaire de prendre en compte les déformations inhérentes au procédé de fabrication. Cependant, ces déformations peuvent être difficiles à prédire et à maîtriser lors de la phase de conception. L'analyse de ces déformations par approche expérimentale s'avère également onéreuse. Mais il est possible de réaliser des simulations numériques afin de mieux comprendre les mécanismes de déformation et minimiser ainsi leur impact sur la pièce finale. La simulation de ce procédé permet donc de comprendre l'influence des différents paramètres sur le dépôt de la matière et ses conséquences en matière de contraintes résiduelles et de déformation.

Les opérations de fabrication additive génèrent des cycles thermiques qui entraînent des changements de phase de l'état liquide à l'état solide ou inversement. Ces cycles thermiques se caractérisent par des montées en température et des refroidissements et génèrent donc des dilatations et des contractions du matériau. L'ampleur de ces cycles dépend des paramètres utilisés. La Figure 1. 18 montre les différents couplages entre les aspects thermique, métallurgique et mécanique. Pour une modélisation exhaustive, Certains chercheurs utilisent une approche par la mécanique des fluides [56].

- Le couplage thermomécanique : l'apport thermique local génère des dilatations et des contractions au niveau des zones adjacentes du bain de fusion. C'est ce qui provoque des contraintes résiduelles et des déformations. Inversement, il y a une énergie thermique qui se dissipe lors de la déformation plastique.
- Le couplage thermo-métallurgique : les cycles de chauffage et de refroidissement entraînent des transformations de phase. Inversement, les transformations métallurgiques absorbent ou libèrent de l'énergie sous forme de chaleur latente.
- Le couplage mécano-métallurgique : les transformations de phase entraînent des dilatations et des contractions liées à la variation de volumes des structures cristallines. Réciproquement, l'état de contraintes affecte la cinétique de changement de phase.



1. Contraintes thermiques
2. Energie thermique de déformation
3. Transformation de phase sous contraintes
4. Contrainte induite par la transformation de phase
5. Changement de phase
6. Chaleur latente de transformation

*Figure 1. 18 Les interactions thermique-métallurgie-mécanique.*

Suivant le but et le matériau utilisé, il existe plusieurs méthodes pour modéliser les procédés de fabrication additive. La simulation thermo-métallo-mécanique demeure onéreuse en termes de temps de calcul [78], [79]. Par conséquent, certaines modélisations allègent le temps de calcul par élimination de certains couplages notamment l'aspect métallurgique [31], [36], [80]–[83]. Cette simplification est envisageable si l'hypothèse de l'absence de transformation structurale qui dépend du matériau utilisé est valide. Par la suite une deuxième simplification est possible en considérant le couplage thermomécanique comme couplage faible, c'est-à-dire seul l'aspect thermique a un effet sur l'aspect mécanique, le sens inverse est négligeable [22], [81], [84]–[86]. Cette simplification est justifiée par les vitesses de déformation relativement faibles qui permettent de négliger la dissipation thermique de la déformation plastique. Compte tenu de cette simplification, les aspects thermique et mécanique peuvent être dissociés. Les résultats thermiques sont considérés comme des entrées pour l'analyse mécanique où les propriétés mécaniques dépendent de la température.

### 1.5.1 Modélisation thermique

#### 1.5.1.1 L'approche multiphysique

Cette modélisation prend en compte tous les aspects physiques (cf. Figure 1. 19) lors du dépôt comme l'aspect électromagnétique (force de Lorentz, neutralisation des ions ...), l'aspect thermique (conduction, rayonnement ...) et la mécanique des fluides (force de flottabilité, gaz de protection ...). Cette méthode est exhaustive mais reste jusqu'à ce jour très onéreuse (temps de calcul très élevé). Elle ne sera pas retenue dans ces travaux.

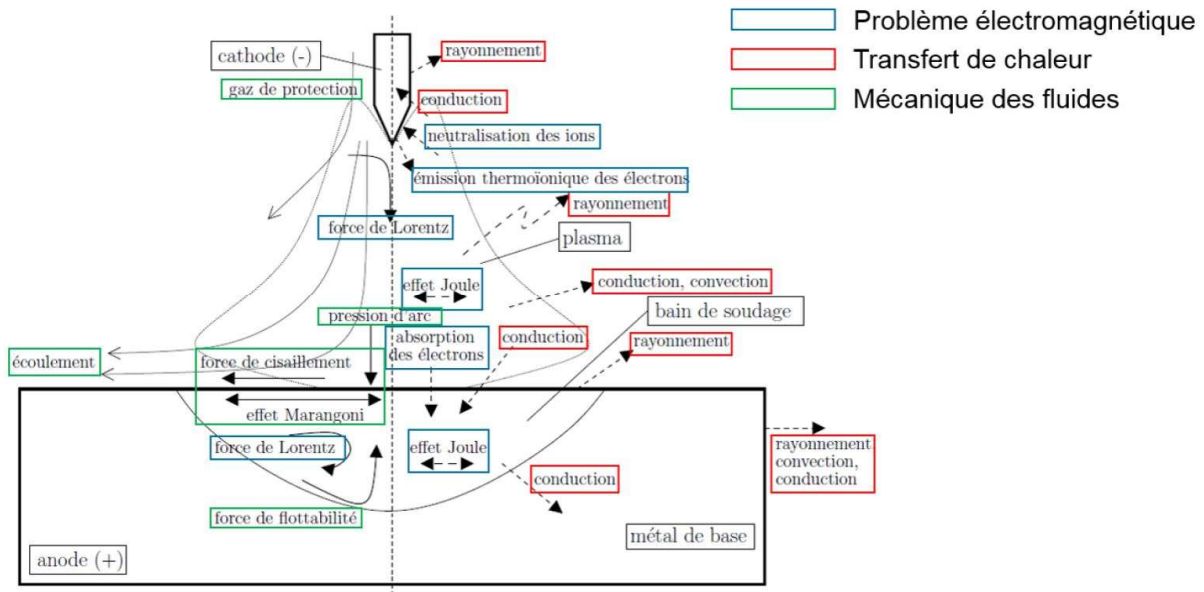


Figure 1. 19 Les phénomènes physiques lors du soudage [56].

### 1.5.1.2 L'approche équivalente

C'est une approche plus simple avec moins de paramètres. Elle repose sur des hypothèses simplificatrices en tenant en compte des phénomènes purement conductifs et un couplage thermomécanique faible. Cette méthode néglige les phénomènes électromagnétiques et les phénomènes liés à la mécanique des fluides au niveau du bain de fusion. Ce dernier est assimilé à une source équivalente caractérisée par des paramètres énergétiques et dimensionnels. Cette source équivalente nécessite des calibrations pour obtenir un bon accord avec les résultats expérimentaux en raison des simplifications envisagées [87]. Cette modélisation sera retenue pour la suite.

#### 1.5.1.2.1 Mise en équation

Il existe deux descriptions pour exprimer l'équation de la chaleur : une description lagrangienne et une description eulérienne.

- Description eulérienne

Cette description consiste à attribuer le mouvement à la pièce de domaine  $\Omega$  avec une vitesse d'avance  $TS$  tandis que la torche reste fixe dans un repère  $R'$  (cf. Figure 1. 20). L'équation de la chaleur, en considérant un volume  $\Omega' \in \Omega$ , s'écrit :

$$\rho(T)\dot{H}(T) + \rho(T)TS\nabla H(T) - \text{div}(\lambda(T).\nabla T)(\underline{x}, t) = Q(\underline{x}) \quad \forall \underline{x} \in \Omega', t \in [0, t] \quad (1.1)$$

Avec :

$T(\underline{x}, t)$  : Champ de température (K).

$H = \frac{\beta}{\rho}$  : Enthalpie par unité de masse (J/Kg).

$\beta$  : Enthalpie volumique (J/m<sup>3</sup>).

$\rho$  : Masse volumique (Kg/m<sup>3</sup>).

$\lambda$  : Conductivité thermique (W/m.K).

$Q(\underline{x})$  : Source de chaleur (W).

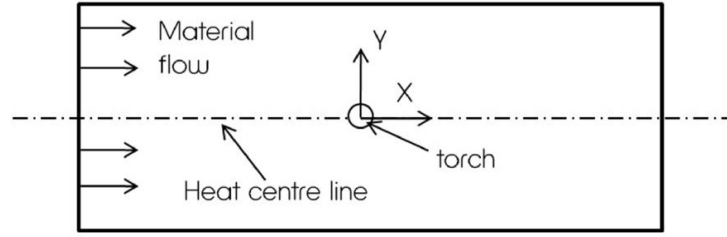


Figure 1. 20 Description eulérienne [31].

La description eulérienne a été développée sur la base des formulations en régime quasi-stationnaire. Elle est donc adaptée lorsque le cordon est suffisamment long. Elle ne nécessite pas beaucoup d'incrément de temps et un maillage raffiné le long de la ligne de chaleur, le maillage devenant plus grossier en s'éloignant de la torche.

- Description lagrangienne

Contrairement à la description eulérienne, la méthode lagrangienne attribut le mouvement à la torche (cf. Figure 1. 21). Elle suit ce mouvement en fonction du temps dans un référentiel attaché au substrat. L'équation de la chaleur dans le volume  $\Omega$  et dans un intervalle de temps  $[0, t_f]$  est la suivante :

$$\dot{\beta}(T) - \text{div}(\lambda(T) \cdot \nabla T)(\underline{x}, t) = Q(\underline{x}, t) \quad \forall \underline{x} \in \Omega, t \in [0, t_f] \quad (1.2)$$

En absences de changement de phase l'équation devient :

$$\rho(T)C_p(T) \frac{dT}{dt}(\underline{x}, t) - \text{div}(\lambda(T) \cdot \nabla T)(\underline{x}, t) = Q(\underline{x}, t) \quad \forall \underline{x} \in \Omega, t \in [0, t_f] \quad (1.3)$$

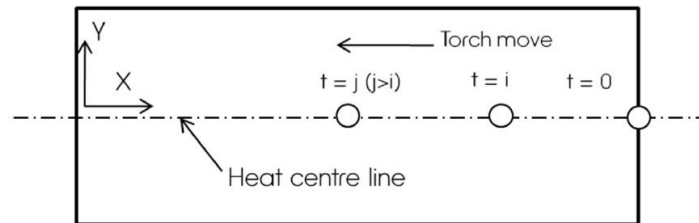


Figure 1. 21 Description lagrangienne [31].

### 1.5.1.2.2 Les conditions aux limites

Il faut introduire à l'équation de la chaleur les différentes conditions aux limites sur les frontières (cf. Figure 1. 22) : un flux de chaleur surfacique imposé, une température imposée sur les frontières comme décrit ci-après [88] :



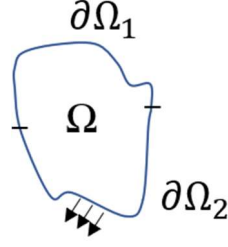


Figure 1. 22 Décomposition thermique des frontières.

$$\partial\Omega = \partial\Omega_1 \cup \partial\Omega_2 \quad (1.4)$$

$$T = T_p(t) \text{ sur } \partial\Omega_1 \quad (1.5)$$

$$\lambda \vec{\nabla} \cdot \vec{n} = q(T, t) \text{ sur } \partial\Omega_2 \quad (1.6)$$

Avec :

$\partial\Omega_1$  : le domaine sur lequel une température  $T_p$  est imposée.

$\partial\Omega_2$  : le domaine sur lequel un flux surfacique  $q(T, t)$  est imposé. Ce flux représente les pertes thermiques.

$\vec{n}$  : vecteur normal sortant de  $\partial\Omega$ .

Les pertes en chaleur dépendent de la géométrie et de la qualité des surfaces d'échange. Les conditions aux limites dans ce cas sont des échanges par convection et rayonnement définies par les équations ci-dessous :

$$q_{conv} = h(T - T_{amb}) \quad (1.7)$$

$$q_{ray} = \varepsilon\sigma(T^4 - T_{amb}^4) \quad (1.8)$$

Avec :

$T_{amb}$  : Température ambiante (K).

$\sigma$  : Constante de Stefan-Boltzmann ( $\text{W}/\text{m}^2 \cdot \text{K}^4$ ).

$\varepsilon$  : Emissivité du matériau.

Les coefficients de rayonnement et de convection peuvent être considérés comme constants ou dépendants de la température. L'échange thermique entre le substrat et le plateau machine peut être considéré comme un échange par conduction avec un coefficient de convection équivalent.

Contrairement au soudage traditionnel où le volume de matière déposée est négligeable devant la pièce, le volume de métal déposé par la fabrication additive WAAM n'est pas négligeable. Par conséquent, les échanges thermiques au niveau des surfaces des couches déposées doivent être pris en compte.

Quant à la source de chaleur, suivant son type, elle peut être une condition aux limites s'il s'agit d'une source surfacique, sinon elle peut être considérée comme une source interne assimilée à une source équivalente si c'est une source volumique [89], [90].



### 1.5.1.2.3 Les sources

Afin de modéliser l'apport de chaleur, plusieurs modèles équivalents ont été développés, suivant le procédé à simuler, la précision souhaitée et la forme du bain de fusion.

#### ❖ Température imposée

La source de chaleur peut être modélisée d'une manière simple en imposant une température au niveau d'une zone du maillage qui correspond au bain de fusion. Cette méthode nécessite une calibration difficile afin d'obtenir la taille et la forme adéquates du bain de fusion, ce qui devient de plus en plus difficile avec la complexité de la géométrie de la pièce. La température imposée doit également être déterminée en amont et demeure constante le long du dépôt, ce qui la rend uniquement adaptée à des géométries simples. Généralement, cette approche est envisageable pour des simulations 2D [91].

#### ❖ Flux imposé

La deuxième méthode consiste à imposer un flux thermique surfacique ou volumique. Ces modèles sont plus complexes avec plus des paramètres afin de bien simuler la géométrie du bain de fusion et les isothermes car l'historique thermique est indispensable pour déterminer le comportement mécanique de la pièce. Les modèles les plus utilisés sont présentés par ordre chronologique.

- Source de Pavelic

Pavelic et al.[92] ont proposé une solution analytique sous forme d'une distribution gaussienne surfacique (cf. Figure 1. 23). Cette modélisation est appelée aussi "disque de Pavelic". Elle a été modifiée par plusieurs chercheurs et elle est utilisée jusqu'à présent pour simuler les sources à faible pénétration et à faible puissance.

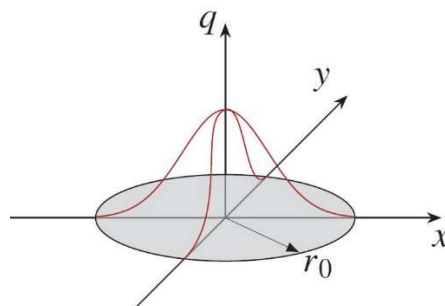


Figure 1. 23 Modèle de Pavelic [92].

L'équation de cette modélisation est la suivante :

$$Q(r) = \frac{3Q_0}{\pi r_0^2} e^{-\frac{3}{r_0^2} r^2} \quad (1.9)$$

Avec :

$Q(r)$  : Flux surfacique en fonction du rayon r (W/m<sup>2</sup>).

$r_0$  : rayon de la région où 95 % du flux est appliqué (m).

$Q_0$  : Flux total (W).

- Source de Goldak

Goldak a amélioré la modélisation de Pavelic en utilisant une double ellipsoïde pour modéliser une source de chaleur volumique comme représenté dans la Figure 1. 24. Il a distingué la zone avant et arrière du bain de fusion en les caractérisant avec 3 coefficients qui sont  $a$ ,  $b$  et  $c$  [74].

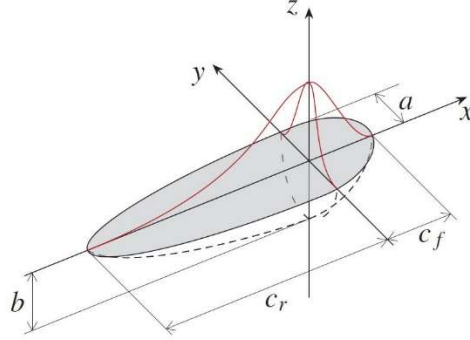


Figure 1. 24 Modèle de Goldak [74].

La modélisation de Goldak dans le repère cartésien lié à la pièce est donnée par l'équation 1.10 :

$$Q_{f,r}(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_{f,r}Q_0}{abc_{f,r}\pi\sqrt{\pi}} e^{-3\left(\frac{(x-x_c)^2}{c_{f,r}^2} + \frac{(y-y_c)^2}{a^2} + \frac{(z-z_c)^2}{b^2}\right)} \quad (1.10)$$

$$Q_0 = \eta \cdot I \cdot U \quad (1.11)$$

$$Q(x, y, z) = \begin{cases} Q_f & \text{si } x > x_c \\ Q_r & \text{si } x \leq x_c \end{cases} \quad (1.12)$$

$x_c, y_c, z_c$  sont les coordonnées de la torche,  $f_{f,r}$  est un coefficient qui permet d'imposer des gradients thermiques plus élevés à l'avant de la torche qu'à l'arrière, tels que  $f = f_f$  à l'avant ( $x > x_c$ ),  $f = f_r$  à l'arrière ( $x \leq x_c$ ) et  $f_r + f_f = 2$ . On trouve fréquemment les valeurs respectives pour  $f_f$  et  $f_r$  égales à 0,6 et 1,4 pour le procédé CMT [8]. Pour des raisons de continuité, il faut imposer une condition sur le coefficient  $c$  qui prend aussi deux valeurs différentes à l'avant et à l'arrière de la torche [74] :

$$\frac{f_f}{c_f} = \frac{f_r}{c_r} \quad (1.13)$$

Le terme  $Q_0$  représente le flux total où  $\eta$  est le rendement du procédé,  $I$  est l'intensité et  $U$  est la tension.

Cette modélisation sera retenue dans ces travaux pour modéliser la source de chaleur équivalente du procédé CMT (Cold Metal Transfer) en raison de son contrôle précis de la chaleur.

- Source de Montevecchi

Montevecchi et al.[36] ont continué à améliorer le modèle de Goldak en modifiant la distribution au niveau du métal d'apport comme schématisé sur la Figure 1. 25.

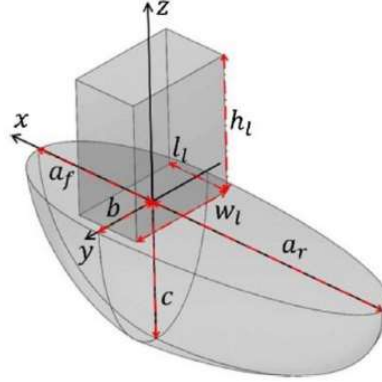


Figure 1. 25 Modèle de Montevecchi [36].

Cette modélisation s'exprime par l'équation suivante :

$$\begin{cases} Q_w = \frac{Q_{0w}}{V_{el}} \text{ avec } V_{el} = w_l h_l l \\ Q_b = \frac{6\sqrt{3}f_{f,r}Q_{0b}}{cb a_{f,r} \pi \sqrt{\pi}} e^{-3\left(\frac{(x-x_c)^2}{a_{f,r}^2} + \frac{(y-y_c)^2}{b^2} + \frac{(z-z_c)^2}{c^2}\right)} \end{cases} \quad (1.14)$$

Avec :

$Q_{0w} = \frac{\eta IU}{2}$  : Puissance totale consommée par le fil.

$Q_{0b} = \frac{\eta IU}{2}$  : Puissance totale consommée par la couche précédente.

$V_{el}$  : Volume du métal d'apport.

Après avoir modélisé la source de chaleur, il est essentiel de prendre en compte l'apport de matière. Cela permettra de simuler de manière plus précise le procédé et d'obtenir une représentation plus réaliste de la fusion et de la solidification du matériau lors du procédé. Cependant, cette méthode reste plus complexe à mettre en œuvre que la méthode de Goldak.

#### 1.5.1.2.4 L'apport de matière

##### ❖ Méthodes d'activation d'éléments

- Méthode d'activation cordon par cordon

Cette méthode consiste à activer la totalité du cordon (en lui attribuant les propriétés thermomécaniques) au début de chaque dépôt comme illustré dans la Figure 1. 26. Elle

affecte la précision de la prédiction à cause des échanges thermiques par conduction le long du cordon activé. Shan et al.[93] ont démontré que cette méthode entraîne une sous-estimation de la température maximale de 15 %.

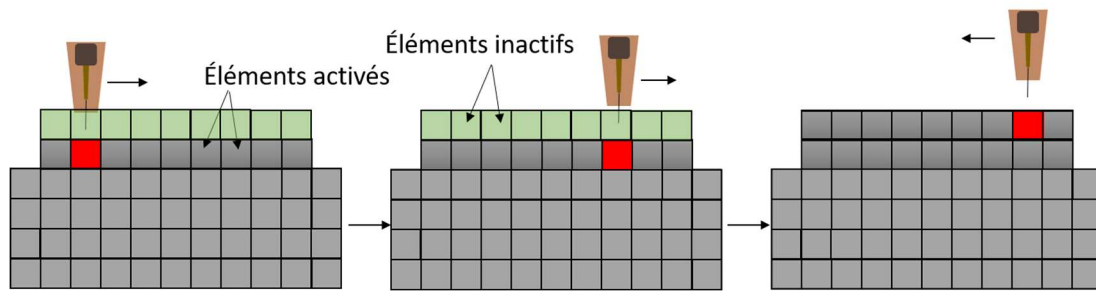


Figure 1. 26 Principe de la méthode d'activation cordon par cordon.

- La méthode « quiet element »

Contrairement à la méthode d'activation cordon par cordon, l'activation des éléments dans cette méthode est progressive et synchronisée avec la vitesse d'avance TS. Dès le début tous les éléments sont présents mais avec des propriétés thermomécaniques faibles pour ne pas affecter le résultat final. Ces propriétés seront ensuite remplacées par les valeurs réelles en fonction du mouvement de la torche (cf. Figure 1. 27). Cette méthode est applicable par le biais d'un sous-programme "open source". Cependant, elle présente aussi des inconvénients, comme le temps de calcul ou l'introduction d'erreurs dans l'analyse par éléments finis liées à l'accumulation de gradients thermiques dans les éléments désactivés [90].

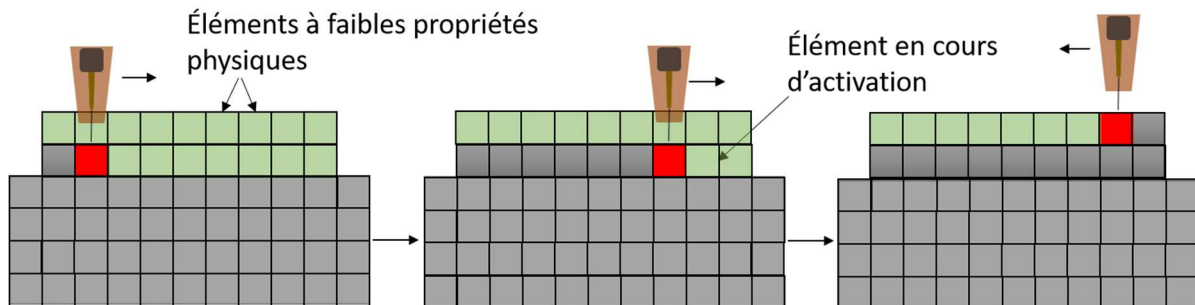


Figure 1. 27 Principe de la méthode quiet element.

- La méthode "Element birth"

Au départ, la pièce à simuler est totalement construite en éléments inactifs : les propriétés thermiques et mécaniques sont nulles. Un élément est activé s'il croise l'arc électrique en lui attribuant les propriétés thermiques et mécaniques, sinon il reste inactif (cf. Figure 1. 28) [73]. Cette stratégie présente un inconvénient en termes de temps de calcul et elle est difficile à mettre en œuvre mais elle permet une description réaliste du procédé [94]. Cette méthode sera retenue pour la suite de ces travaux.

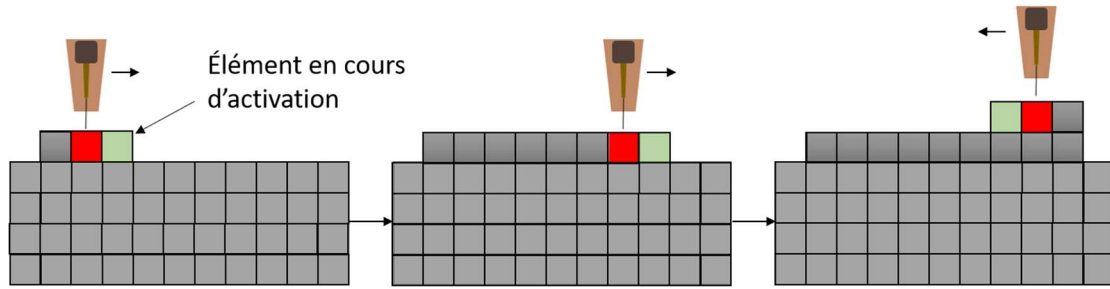


Figure 1. 28 Principe de la méthode d'activation des éléments.

- Méthode numérique à interface mobile

Cette méthode consiste à identifier la frontière entre deux phases : le gaz et le métal. L'ajout de matière est géré en faisant évoluer cette frontière au cours du temps. Cette méthode est applicable par le biais de l'approche "Level Set", de l'approche "Volume Of Fluide" ou de l'approche "Phase Field" [56], [91]. Cette méthode est adéquate pour des simulations multiphysiques à l'échelle du bain de fusion afin de simuler le détachement d'une goutte et l'évolution de la géométrie de la matière ajoutée durant le dépôt. Cette méthode reste difficile à mettre en œuvre pour les simulations développées à l'échelle de la pièce. Cependant, elle s'affranchit des défauts présentés par la méthode d'activation d'éléments notamment de la connaissance préalable de la géométrie des cordons.

### 1.5.2 Modélisation mécanique

Comme présenté dans la section 1.5.1, un couplage faible entre le problème thermique et le problème mécanique est considéré. Les données thermiques sont utilisées comme des entrées pour la simulation mécanique. Généralement un calcul mécanique non-linéaire est exécuté à chaque incrément de temps en résolvant l'équation d'équilibre statique à partir d'un champ de température déjà calculé :

$$\text{div}(\sigma) + F = 0 \quad (1.15)$$

Avec  $\sigma$  : tenseur de contrainte de Cauchy,  $F$  : densité de force

Afin de résoudre le modèle mécanique, des conditions aux limites sont indispensables. Les conditions aux limites permettent de modéliser l'encastrement du substrat.

Avec les conditions aux limites, une loi de comportement du matériau étudié doit être identifiée afin de compléter la modélisation mécanique.

La loi de comportement est indispensable afin de définir les domaine plastique et élastique qui dépendent de paramètres qui varient considérablement avec la température. Ceci signifie que tous les paramètres associés à la loi de comportement doivent être définis en fonction de la température. A cause de la rareté des données expérimentales dans la bibliographie pour les hautes températures et pour des raisons de convergence, il est préférable d'utiliser une température de coupure au-delà de laquelle les propriétés thermo physiques sont constantes. Idéalement, la température de coupure doit être le plus proche possible de la température de fusion.

De nombreuses lois de comportement existent. Généralement, 4 grandes lois peuvent être citées (cf. Figure 1. 29) [95] :

- ❖ La loi de comportement élastique parfait.
- ❖ La loi de comportement élastoplastique parfait.
- ❖ La loi de comportement élastoplastique à écrouissage isotrope (linéaire ou non-linéaire).
- ❖ La loi de comportement élastoplastique à écrouissage cinématique (linéaire ou non linéaire).

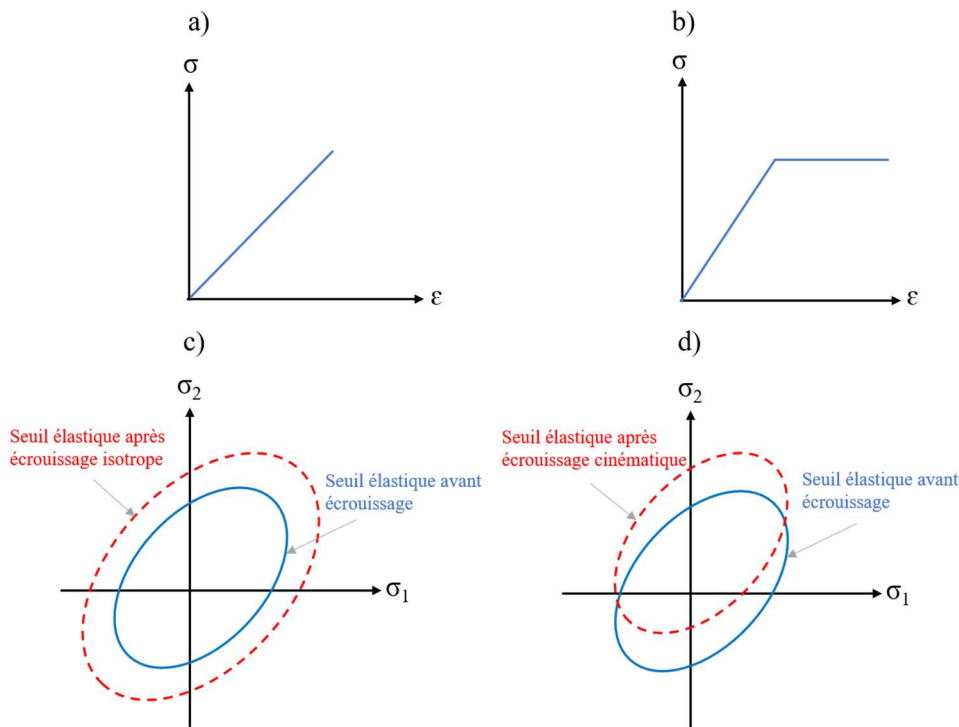


Figure 1. 29 Les lois de comportement a) élastique parfait, b) élastoplastique parfait, c) élastoplastique à écrouissage isotrope, d) élastoplastique à écrouissage cinématique.

L'étude mécanique considère généralement l'hypothèse de petite perturbation (HPP). En effet, dans le procédé WAAM, les déformations sont d'origine thermique et de l'ordre de 0-5 % [91]. Dans ce cas, la déformation totale se décompose comme suit :

$$\varepsilon = \varepsilon^{el} + \varepsilon^{th} + \varepsilon^p \quad (1.17)$$

- ❖  $\varepsilon^{el}$  est la déformation élastique

La relation entre déformation élastique et contrainte est exprimée par la loi de Hooke :

$$\sigma = E\varepsilon^{el} \quad (1.18)$$

Avec E : module de Young (MPa)

❖  $\varepsilon^{th}$  est la déformation thermique

Suivant la transformation de phases la déformation thermique peut être exprimée comme suit :

$$\varepsilon^{th} = \alpha(T - T_{ref}) : \text{En l'absence de transformation de phase}$$

$$\varepsilon^{th} = \alpha(T - T_{ref}) - \Delta\varepsilon(T_{ref}) : \text{Avec transformation de phase}$$

Avec  $\alpha$  : coefficient de dilatation

❖  $\varepsilon^p$  est la déformation plastique

Le tenseur de déformations plastiques traduit le type d'écrouissage subi par le matériau.

## 1.6 Conclusion

Le but de ce premier chapitre est de révéler le contexte des travaux, en commençant par l'état de l'art des procédés de fabrication additive par arc électrique. C'est une technologie basée sur la fusion de fil métallique adaptée pour la fabrication de pièces de grandes dimensions en diminuant les pertes de matière avec un fort taux de dépôt. Le procédé de l'étude est le procédé WAAM-CMT qui permet à la fois de contrôler l'apport de chaleur et la quantité de métal déposé.

Jusqu'à présent, ce procédé est considéré comme une technologie en cours de développement, présentant encore plusieurs défis liés aux aspects thermiques. Les dimensions et les ondulations du brut issu de la fabrication additive, le recouvrement des cordons, la surépaisseur d'usinage, le parachèvement, les déformations et les contraintes résiduelles ont été considérés comme les principaux obstacles du procédé CMT. Le chapitre suivant présente une analyse de sensibilité des paramètres WAAM afin de déterminer leur impact durant la fabrication et le parachèvement. Ensuite, une analyse a été menée pour évaluer la texture macroscopique et microscopique. Enfin, une nouvelle méthode de recouvrement a été développée.





## Chapitre 2

# Etude expérimentale : analyse de sensibilité des paramètres WAAM

## 2.1 Introduction

La fabrication d'une pièce via le procédé WAAM nécessite de fixer plusieurs paramètres. Jusqu'à présent, il existe un manque d'informations sur le choix approprié des paramètres en fonction de la pièce à fabriquer. Pour illustrer ce propos, ce chapitre aborde la fabrication d'une même pièce en utilisant plusieurs paramètres. En d'autres termes, l'objectif de ce chapitre est de fabriquer des murs de test identiques en utilisant la même stratégie de fabrication et la même quantité de matière, tout en variant seulement les principaux paramètres de fabrication, notamment la vitesse d'avance et le temps d'inter-passe. Cette variation vise à analyser l'impact de ces paramètres sur les dimensions et les ondulations du brut issu de la fabrication additive, la surépaisseur latérale d'usinage, la rugosité et la dureté. Une nouvelle méthode de recouvrement sera également développée. La structure du chapitre suit le schéma présenté dans la Figure 2. 1.

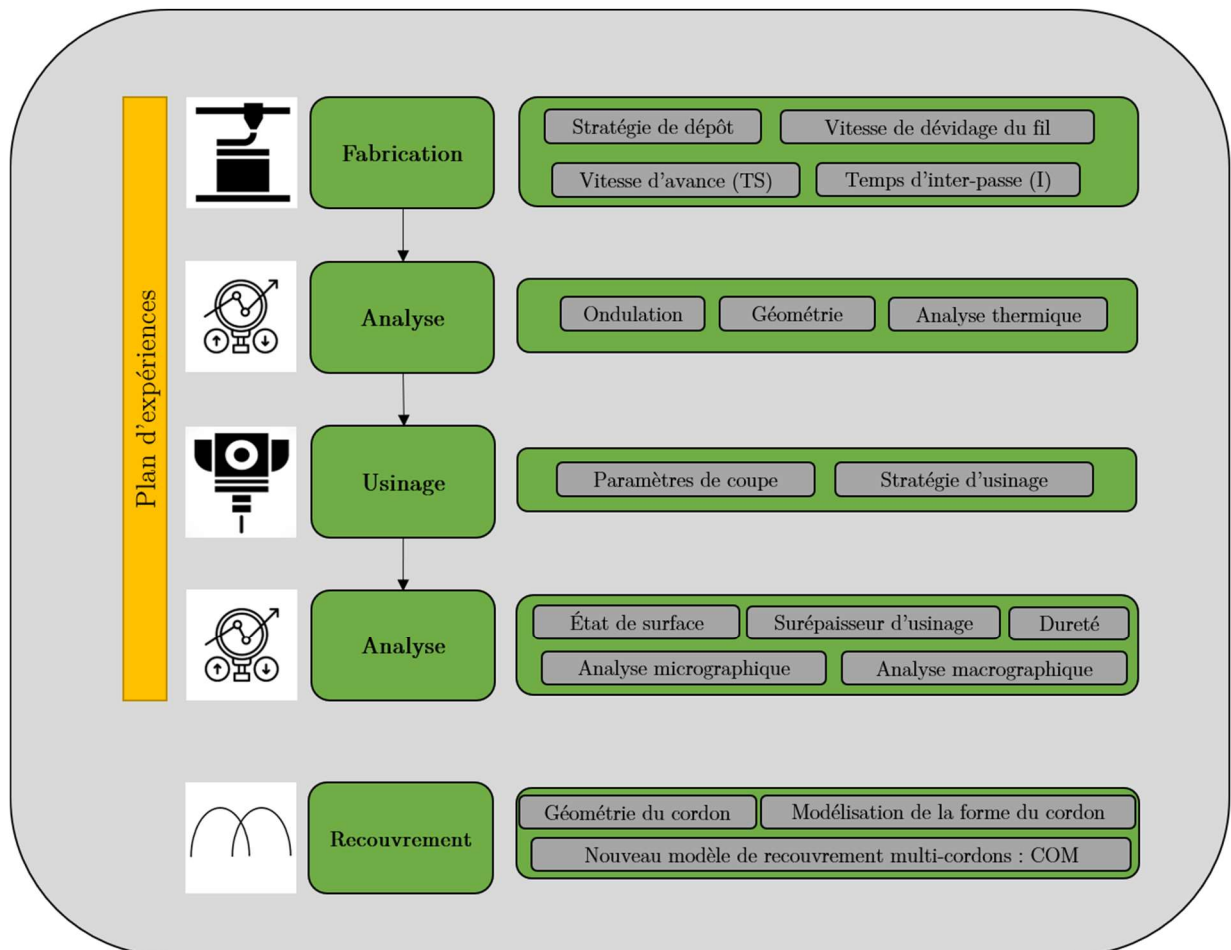


Figure 2. 1 Organisation du chapitre.

## 2.2 Matériau et caractéristiques

L'inox est un acier contenant plus de 10,5 % de chrome, réputé pour sa grande résistance à la corrosion. Contrairement aux aciers ordinaires qui nécessitent une protection contre la corrosion, telle que la peinture ou la galvanisation, l'inox ne requiert pas de traitement additionnel. Les atomes de chrome présents dans l'alliage réagissent avec l'oxygène pour former une fine couche protectrice invisible. Cette couche se reforme continuellement pour préserver l'intégrité de l'acier. Ce phénomène est appelé l'auto-passivation. De plus, l'inox est recyclable et conserve ses propriétés même après de nombreuses années d'utilisation. Suivant leurs structures cristallographiques, les aciers inoxydables sont classés comme suit [96]:

- Martensitiques (groupe C)
- Ferritiques (groupe F)
- Austénitiques (groupe A)
- Austéno-ferritiques (groupe AF)

Les aciers inoxydables austénitiques sont les plus utilisés dans le monde car ils combinent une grande ténacité et une bonne soudabilité. Leur usinabilité est également bonne lorsqu'un pourcentage approprié de soufre est ajouté. En conséquence, ces aciers représentent environ 80 % du marché des aciers inoxydables.

Pour ces raisons, le métal d'apport utilisé dans cette thèse est l'acier inoxydable austénitique ER316LSi sous forme de fil avec un diamètre de 1 mm. Étant donné que, dans notre contexte, le substrat ne fait pas partie de la pièce finale et pour des considérations économiques, le substrat utilisé est en acier inoxydable austénitique 304L. Les compositions chimiques du métal d'apport et du substrat sont illustrées dans le Tableau 2. 1.

	C	Cr	Cu	Mn	Ni	P	Si	Mo	S
316L	0,03	17,54	0,4	1,84	12,3	0,021	0,44	2,47	0,001
304L	0,025	17,70	0,4	1,75	7,9	0,03	0,015	0,32	0,006

*Tableau 2. 1 Composition chimique du métal d'apport et du substrat (% massique).*

## 2.3 Banc d'essai

Les expérimentations ont été menées sur une plateforme de fabrication additive WAAM (cf. Figure 2. 2). Cette plateforme intègre un poste à souder de type CMT (Cold Metal Transfer) 320i, développé par la société Fronius®, qui est monté sur un robot 3 axes d'OpenBuilds [97]. Les mouvements du robot sont entièrement contrôlés par un contrôleur BlackBox, qui permet d'interpréter les commandes G-Code à travers un logiciel OpenBuilds Control. Cette interface permet de gérer la trajectoire et la vitesse d'avance du robot. Les commandes de démarrage et d'arrêt sont pilotées avec une entrée analogique contrôlée par cette interface. Les paramètres de dépôt du matériau sont ajustés à l'aide de l'unité de contrôle du poste à souder. Ces paramètres incluent la vitesse

de dévidage du fil, le diamètre du fil, le mode de transfert, le débit et le type de gaz utilisé.

Le procédé CMT présente de nombreux avantages, notamment sa capacité à fonctionner de manière synergique. La synergie est une loi développée par Fronius® qui permet d'optimiser l'arc électrique généré. Dans ce mode opératoire, l'opérateur ne doit régler que la vitesse de dévidage du fil, tandis que la tension et l'intensité sont automatiquement déterminées par la loi synergique en fonction de la vitesse de dévidage choisie. Cependant, il est également possible de réaliser le soudage manuellement, si nécessaire. Dans ces travaux, une loi synergique du mode CMT adaptée au matériau étudié a été envisagée pour améliorer la qualité du soudage.



*Figure 2. 2 Plateforme WAAM de l'étude.*

- **Le gaz protecteur**

Le gaz protecteur utilisé est le Ferroline C8 composé de 92 % d'argon et 8 % de CO<sub>2</sub>, le débit a été fixé à 15 L/min. Ce gaz est adapté au transfert d'arc en court-circuit. Des essais préliminaires ont montré que le mélange de CO<sub>2</sub> dans l'argon est indispensable pour la stabilité de l'arc électrique. Il permet également d'améliorer la mouillabilité du cordon de soudure. La distance entre la buse et la pièce a été fixée à 10 mm. Pour les paramètres de fabrication utilisés dans ces travaux, cette distance permet d'avoir un arc stable tout en évitant les collisions.

## 2.4 Dispositifs de mesure

Des mesures ont été réalisées afin d'étudier les phénomènes physiques liés au processus de dépôt par WAAM. Ces mesures ont été effectuées à la fois pendant la fabrication (mesures in-situ) et après le refroidissement de la pièce ou son usinage ultérieur (mesures à posteriori). Plusieurs équipements ont été employés pour mener à bien ces mesures.

### 2.4.1 Mesures in-situ

#### 2.4.1.1 Mesure du champ de température

Pour la surveillance du champ de température, une caméra Infra-rouge (IR) Flir AX5 a été utilisée pour capturer la température de surface du mur déposé. Ces captures permettent de contrôler l'évolution de la zone à température élevée ( $T \geq 900^\circ\text{C}$ ) et l'accumulation de chaleur pendant le dépôt. Les spécifications de cette caméra sont présentées dans le Tableau 2. 2. La caméra a été fixée face au mur généré. La distance entre l'objectif de la caméra IR et le mur a été fixée à 500 mm (cf. Figure 2. 3). Une caméra IR détermine la température d'un objet en utilisant une valeur constante de l'émissivité  $\varepsilon$  basée sur la loi de Stefan-Boltzmann :

$$\varphi = \varepsilon\sigma T^4 \quad (2.1)$$

$\varphi$  : Irradiance ( $\text{W.m}^{-2}$ )

$\varepsilon$  : Emissivité

$\sigma$  : Constante de Stefan-Boltzman ( $\text{W.m}^{-2}.\text{K}^{-4}$ )

T : Température ( $^\circ\text{K}$ )

La valeur de la mesure de la température par infra-rouge est influencée par la valeur de l'émissivité, qui varie avec la température et peut donc entraîner des erreurs. Une valeur d'émissivité de 0,6 a été utilisée, qui a été calibrée par Farshidianfar et al.[98]. Les données ont été acquises et analysées à l'aide du logiciel Flir ResearchIR<sup>®</sup>.

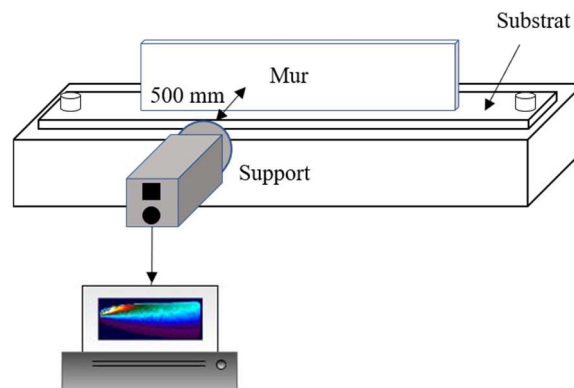


Figure 2. 3 Position de la caméra thermique.

Résolution	350 x 256 pixels
Taux de rafraîchissement	60 Hz
Plage de température	-40 °C à 1000 °C
Précision de mesure	±5%
Plage spectrale	7,5 µm à 13 µm

Tableau 2. 2 *Spécifications de la caméra IR Flir AX5.*

#### 2.4.1.2 Mesure des cycles thermiques par thermocouples

Des thermocouples de type K de 1 mm de diamètre ont été utilisés pendant la fabrication des murs afin de valider la simulation thermomécanique par une comparaison des valeurs expérimentales et numériques. Les positions des thermocouples sont reportées dans le chapitre 4. Les thermocouples ont été choisis en raison de leur capacité à mesurer une large gamme de températures et de la réduction des interférences électriques dues au processus de dépôt de matière. Les caractéristiques de mesure sont illustrées dans le Tableau 2. 3. Les cycles thermiques des points de mesure ont été enregistrés à l'aide de l'appareil Kimo KTT 320, qui possède quatre voies, et du logiciel KILOG pour l'extraction des données.

Précision (°C)	Marge (°C)	Fréquence
± 0.4	[-40 ; 1100]	1 Hz

Tableau 2. 3 *Spécifications des thermocouples.*

### 2.4.2 Mesures à posteriori

#### 2.4.2.1 Mesures de dureté

Pour mesurer la dureté Vickers, une charge est appliquée à l'aide d'un indenteur en diamant en forme de pyramide avec une base carrée. La dureté Vickers est ensuite calculée en utilisant la force appliquée par l'indenteur et en prenant la moyenne des deux diagonales de l'empreinte générée sur la surface. La formule suivante est utilisée pour effectuer ce calcul :

$$HV = \frac{0.18544L}{d^2} \quad (2.2)$$

$L$  : la charge exprimée en Kgf

$d$  : la moyenne de deux diagonales

Durant ces travaux, des mesures de dureté HV10 ont été réalisées avec un duromètre Buehler dans le but de déterminer l'effet des paramètres du procédé WAAM sur la dureté.

#### 2.4.2.2 Etat de surface et géométrie du cordon

Le dispositif de mesure optique Alicona InfiniteFocus G6 a été utilisé pour évaluer la surface des éprouvettes, à la fois après la fabrication WAAM et après le parachèvement par usinage pour déterminer l'effet de la vitesse d'avance et le temps d'inter-passe du procédé WAAM sur les ondulations (après la fabrication additive) et la rugosité (après le parachèvement par usinage). Cette machine offre des capacités de mesure de haute résolution pour les caractéristiques surfaciques des pièces.

### 2.4.2.3 Microscopie

Les analyses de la microstructure réalisées à l'aide du microscope optique Olympus BX60M ont fourni des informations sur la texture microstructurale résultante du procédé WAAM. Pour effectuer ces analyses, des échantillons ont été prélevés et découpés perpendiculairement à la direction de dépôt. Ensuite, ces échantillons ont été enrobés à froid et polis. Le processus de polissage a été réalisé en plusieurs étapes. Tout d'abord, des disques abrasifs de granulométries allant de 300 à 2500  $\mu\text{m}$  ont été utilisés pour le polissage initial. Ensuite, un liquide diamant d'une granulométrie de 1  $\mu\text{m}$  a été appliqué pour affiner davantage la surface polie. Après chaque étape de polissage, les échantillons ont été nettoyés dans un bac à ultrasons afin d'éliminer les résidus et les particules indésirables.

Une fois les étapes de polissage terminées, les échantillons ont été soumis à une attaque chimique utilisant de l'eau régale, qui est un mélange de 2/3 d'acide chlorhydrique (HCl) et de 1/3 d'acide nitrique (HNO<sub>3</sub>). Cette attaque a été effectuée pendant une durée de 15 à 20 secondes. L'attaque chimique avec l'eau régale a pour but de révéler la forme et l'orientation de croissance des grains dans les échantillons.

Les observations micrographiques ainsi que l'analyse d'images ont été effectuées à l'aide des objectifs X5 et X20 du microscope optique Olympus BX60M et du logiciel de traitement d'image ImageJ.

### 2.4.2.4 Macroscopie

Des observations macroscopiques ont été réalisées avec un dispositif Keyence VHX 5000 pour analyser la géométrie du cordon de soudure et ses variations en fonction des paramètres de dépôt et pour développer une nouvelle méthode de recouvrement. Ces analyses ont également permis d'identifier les défauts potentiels tels que les macro-pores et les manques de fusion entre les cordons.

## 2.5 Étude expérimentale par plan d'expériences

Pour analyser l'influence des paramètres opératoires sur les propriétés mécaniques et géométriques, un plan d'expériences a été réalisé. Les essais consistent à déposer des murs en acier inoxydable 316L multicouches (Chaque mur est composé de 30 couches) et multi cordons (chaque couche est composée de deux cordons sous forme de U) sur un substrat selon la direction longitudinale, comme représenté dans la Figure 2. 4. Les cordons ont été déposés en utilisant la stratégie "Zigzag" (aller-retour) : le point d'arrivée d'une couche déposée correspond au point de départ de la couche suivante. Cette stratégie permet de résoudre les variations de hauteur le long du mur [87]. La distance de recouvrement est fixée à 4 mm pour tous les murs. Le procédé WAAM-CMT est dédié à des pièces de grandes dimensions, d'où le choix des murs multi cordons et multicouches afin d'analyser l'effet des échanges thermiques non seulement entre les couches, mais aussi entre les cordons d'une même couche et pour minimiser les vibrations lors de l'usinage. La longueur du mur est choisie après des essais préliminaires de manière à avoir un cordon suffisamment long pour atteindre le régime quasi-stationnaire. Le substrat est une plaque en acier inoxydable 304L de section rectangulaire de 280 mm de longueur, 60

mm de largeur et 10 mm d'épaisseur. Ces dimensions sont choisies pour éviter les effets de bord. Le substrat est fixé sur un support en aluminium, qui permet à la fois d'empêcher les déformations générées par les contraintes résiduelles et d'améliorer l'évacuation de la chaleur.

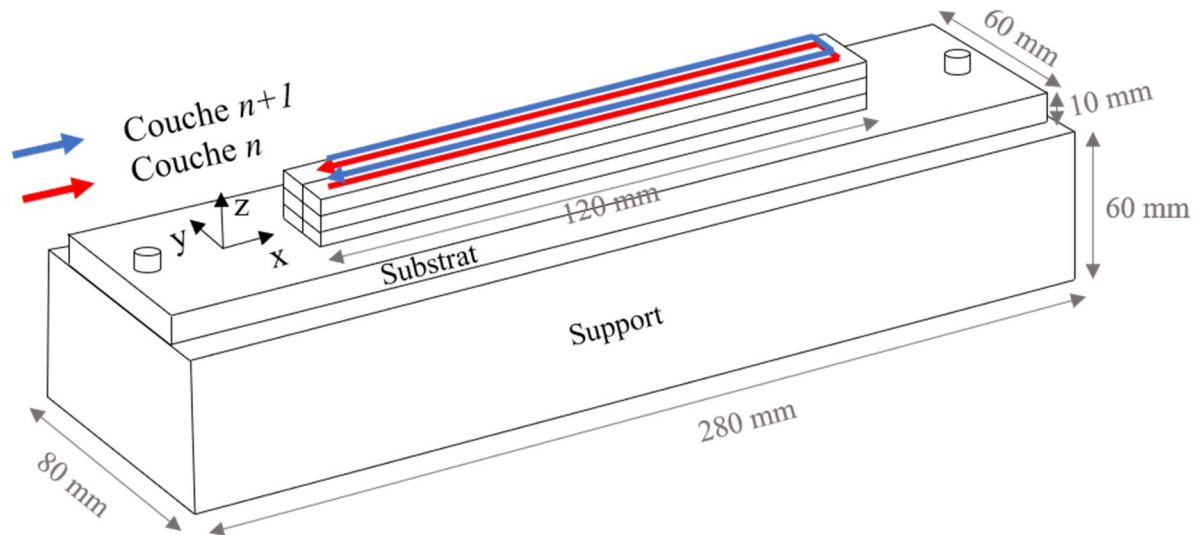


Figure 2. 4 Configuration du montage expérimental.

Les paramètres étudiés dans ce plan d'expériences sont le temps d'inter-passe (I) et la vitesse d'avance (TS), qui sont considérés comme les paramètres principaux pour le procédé WAAM [42]. Tous les autres paramètres sont maintenus constants pour toutes les éprouvettes (quantité de matière, distance de recouvrement, débit de gaz, distance entre la torche et l'éprouvette, nombre de couches). L'objectif est d'analyser les variations géométriques et mécaniques entre des murs fabriqués avec la même quantité de matière et des paramètres WAAM identiques, à l'exception de la vitesse d'avance et du temps d'inter-passe. La méthode des surfaces de réponse (MSR) a été utilisée pour analyser les résultats, car la réponse peut être sujette à des variations en raison de la présence de certains effets aléatoires. Par exemple, la matière première utilisée dans la fabrication peut provenir de lots sélectionnés de manière aléatoire dans le stock. Étant donné que ces lots peuvent présenter des différences de propriétés, le modèle de réponse doit inclure un effet aléatoire pour tenir compte de la variabilité d'un lot à l'autre [99].

Afin de maintenir la même quantité de matière utilisée pour toutes les éprouvettes, un rapport fixe entre la vitesse de déplacement et la vitesse de dévidage du fil a été utilisé (cf. équation 2.3). Ce rapport a été choisi après des essais préliminaires. Il permet d'obtenir un arc stable et un mur relativement épais pour prévenir les vibrations lors de l'usinage. Les éprouvettes ont été pesées après la fabrication afin de vérifier la quantité de matière. Outre la quantité de matière, le maintien d'un rapport vitesse d'avance et vitesse de dévidage fixe permet également de conserver une énergie quasiment constante. En effet, en faisant varier la valeur de la vitesse de dévidage du fil, la puissance va évoluer également. Ce changement est assuré par la loi synergique utilisée. Par conséquent, l'énergie présentée par l'équation 2.4 reste quasiment constante dans les marges des paramètres et avec la loi synergique utilisées dans cette thèse.



$$R_{TSWFS} = \frac{WFS}{TS} = 11,66 \quad (2.3)$$

$$E = \frac{I_{elec} \cdot U_{elec}}{TS} \quad (2.4)$$

Pour un plan d'expériences avec deux facteurs et trois niveaux, 9 échantillons ont été nécessaires, comme indiqué dans le Tableau 2. 4 présentant la matrice du plan d'expérience résultant. La première configuration a été reproduite deux fois au cours de la fabrication pour assurer la répétabilité des essais.

	Vitesse d'avance TS (mm/s)	Temps d'inter-passe I (s)	Vitesse de dévidage du fil WFS (m/min)
M-1	10	60	7
M-2	15	120	10,5
M-3	10	120	7
M-4	5	60	3,5
M-5	5	120	3,5
M-6	15	60	10,5
M-7	10	5	7
M-8	5	5	3,5
M-9	15	5	10,5

Tableau 2. 4 Plan d'expériences.

## 2.6 Effet du temps d'inter-passe et de la vitesse d'avance sur la géométrie et l'ondulation

Les pièces fabriquées par le procédé WAAM présentent toujours des surfaces ondulées du fait du principe de fabrication par ajout successif des couches comme illustré dans la Figure 2. 5 qui présente l'état de surface du mur M-1. L'effet des paramètres WAAM sur ces ondulations doit être connu afin de déterminer la surépaisseur latérale d'usinage qui est égal à  $\frac{TW-EW}{2}$  (cf. Figure 2. 6) et connaître en amont la largeur totale (TW) à fabriquer afin d'aboutir à la largeur effective souhaitée après le parachèvement par usinage. L'effet des paramètres WAAM sur la hauteur de couche est également important pour pouvoir déterminer en amont le nombre de couches nécessaires pour une hauteur totale (TH) souhaitée et la surépaisseur verticale.

Le temps d'inter-passe et la vitesse d'avance sont parmi les paramètres qui influent le plus sur les caractéristiques géométriques de la pièce (ondulations et dimensions) par les effets thermiques générés lors de la fabrication [43], [100], [101]. Par conséquent, il est essentiel de comprendre ces influences afin de les intégrer dans la conception des pièces en anticipant la morphologie du mur généré et en optimisant les paramètres du procédé

WAAM pour obtenir des ondulations de surface réduites ce qui permet de minimiser la surépaisseur d'usinage et donc de réduire le gaspillage de matériau.



Figure 2. 5 Mur M-1.

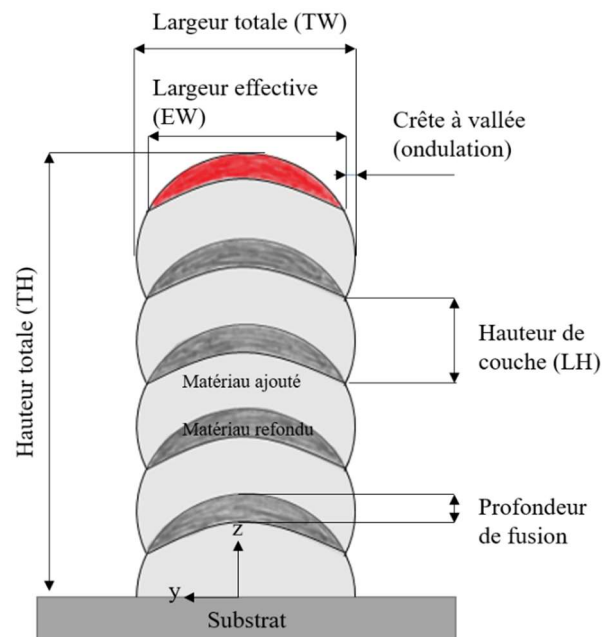


Figure 2. 6 Représentation schématique du mur.

### 2.6.1 Effet du temps d'inter-passe et de la vitesse d'avance sur la géométrie

La Figure 2. 7 illustre la surface de réponse de la hauteur totale des murs en fonction du temps d'inter-passe et de la vitesse d'avance suivant l'équation 2.5. Des différences de hauteur ont été observées, avec une hauteur maximale de 62,5 mm pour le mur M-5 et une hauteur minimale de 52,4 mm pour le mur M-9, représentant ainsi un écart de 19 %. Il est remarquable que la hauteur totale soit sensible à la fois à la vitesse d'avance et au temps d'inter-passe.

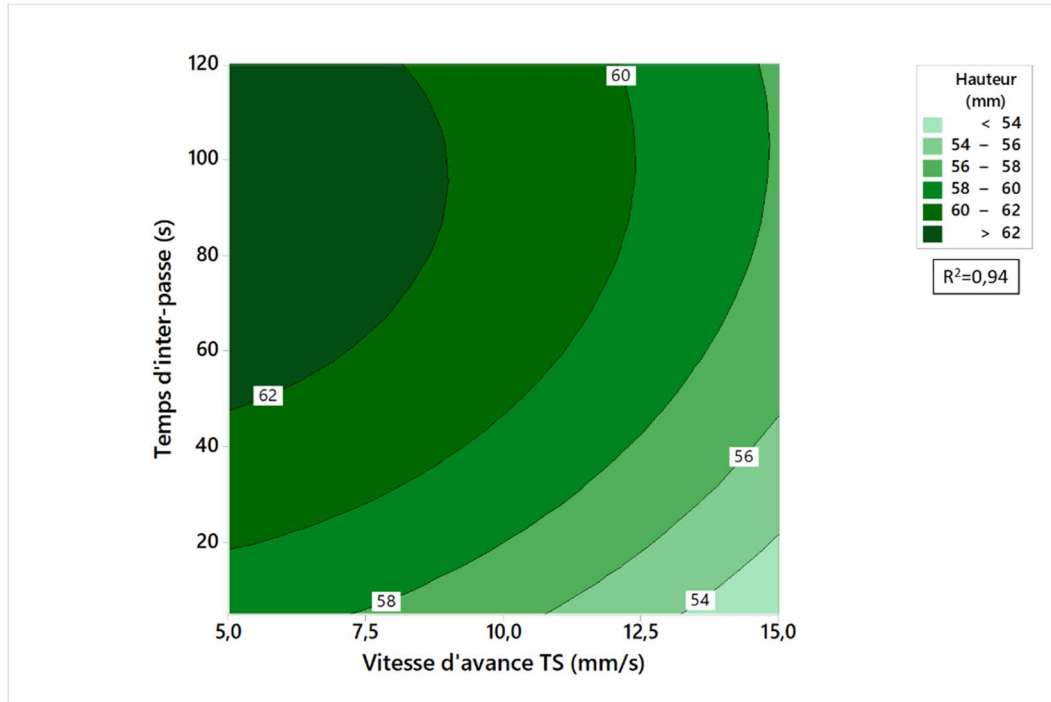


Figure 2. 7 Graphique de contours de TH (mm) en fonction du temps d'inter-passe I (s) et de la vitesse d'avance (mm/s).

$$TH = 58,43 + 0,159 * TS + 0,101 * I - 0,0407 * TS^2 - 0,00058 * I^2 + 0,0125 * I * TS \quad (2.5)$$

La hauteur totale augmente avec l'augmentation du temps d'inter-passe. En effet, Pour une vitesse d'avance fixe de 5 mm/s et en modifiant le temps d'inter-passe de 5 s à 60 s et 120 s, la hauteur du mur a augmenté respectivement de 4 % et 5 %. Pour une vitesse d'avance fixe de 10 mm/s, la hauteur du mur a augmenté respectivement de 9 % et 13 %. Pour une vitesse d'avance fixe de 15 mm/s, la hauteur du mur a augmenté respectivement de 10 % et 8 %.

Le fondement de ce phénomène repose sur l'accumulation de chaleur. En effet, la Figure 2. 8 montre l'évolution de la température à la fin de chaque temps d'inter-passe au point de mesure P-1 lors de la fabrication des murs M-1 et M-3 pour lesquels la vitesse d'avance programmée est identique. Lorsque le temps d'inter-passe varie de 120 s (mur M-3) à 60 s (mur M-1), la température à la fin du temps d'inter-passe augmente de 50 °C entre la 15<sup>ème</sup> et la dernière couche. Cela montre que lorsque le temps d'inter-passe diminue, la température maximale dans le mur lors de la fabrication augmente. Cette augmentation de température permet de diminuer l'angle de mouillage des cordons [9], ce qui rend le mur plus large et plus bas [102], [103], comme schématisé dans la Figure 2. 9. De plus, il est possible d'attribuer la viscosité du bain fondu comme un autre élément permettant d'expliquer l'effet observé. Dans cette optique, diminuer le temps d'inter-passe a pour effet de diminuer la vitesse de refroidissement, ce qui réduit la viscosité pendant une période prolongée. Par conséquent, le bain est moins résistant au mouvement provoqué par la pression de l'arc, ce qui aboutit à une géométrie présentant une plus grande largeur et une moindre hauteur [104].

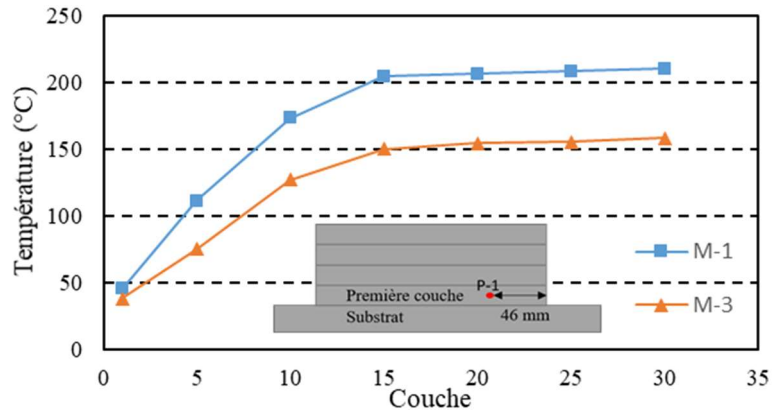


Figure 2. 8 Évolution de la température après chaque temps d'inter-passe au point de mesure P1.

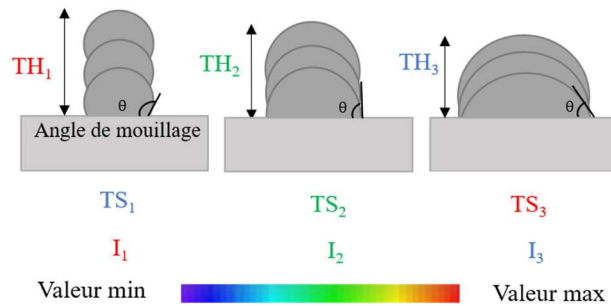


Figure 2. 9 Effet de l'angle de mouillage sur la hauteur et la largeur.

Contrairement au temps d'inter-passe, la Figure 2. 7 montre que l'augmentation de la vitesse d'avance entraîne une diminution de la hauteur et par conséquent, une augmentation de largeur. Pour un temps d'inter-passe fixe de 5 s, en modifiant la vitesse d'avance de 5 mm/s à 10 mm/s et 15 mm/s, la hauteur du mur a diminué respectivement de 7 % et 12 %. Pour un temps d'inter-passe fixe de 60 s, elle a diminué de 3 % et 7 % respectivement. Pour un temps d'inter-passe fixe de 120 s, elle a diminué d'environ 0 % et 9 % respectivement.

Lorsque la vitesse d'avance varie, la forme du cordon de soudure varie également. En effet, une vitesse d'avance plus élevée entraîne une augmentation de la vitesse de dévidage du fil. Ce qui provoque une élévation de la puissance utilisée ainsi qu'une augmentation de la température locale au niveau du bain de fusion. Comme l'effet du temps d'inter-passe, cette augmentation de la température entraîne une diminution de l'angle de mouillage, ce qui entraîne des variations géométriques, comme le montre la Figure 2. 9.

- **Effet de la chaleur sur la géométrie des premières couches**

La Figure 2. 10 présente des coupes transversales des premières couches des murs M-2, M-5 et M-9 qui ont été déposés avec les valeurs extrêmes du plan d'expériences. Il est remarquable que l'effet de la température sur l'étalement des couches précédemment évoqué soit moins prononcé dans les premières couches ( $\approx 5$  premières couches). Pour tous les paramètres WAAM utilisés, les premières couches sont moins larges que celles

d'après. Lors de la fabrication, la température maximale atteinte est faible au début de dépôt, elle augmente progressivement couche après couche et elle se stabilise après un certain nombre de couches [105].

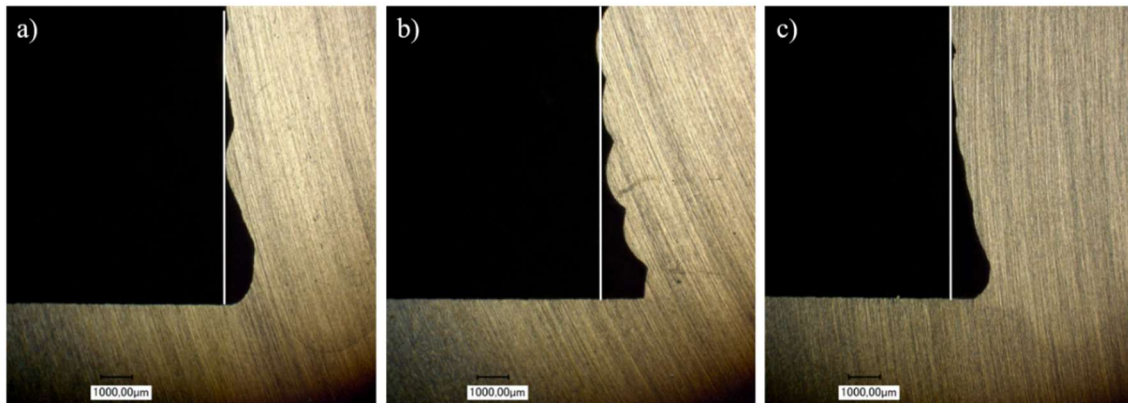


Figure 2. 10 Photographie des premières couches déposées : a) M-2 ; b) M-5 ; c) M-9.

Ce phénomène est démontré dans la Figure 2. 11 qui représente une image thermographique de la 2<sup>ème</sup>, 4<sup>ème</sup>, 8<sup>ème</sup> et 21<sup>ème</sup> couche déposée lors de la fabrication du mur M-1. On peut observer que la zone à température élevée en jaune ( $T \geq 900^{\circ}\text{C}$ ) est plus large et plus profonde avec l'augmentation de la hauteur de dépôt en raison de l'accumulation de chaleur. La taille de cette zone a été également déterminée par un logiciel de traitement d'image et illustrée dans la Figure 2. 12. La zone à température élevée détectée est réduite lors des premiers dépôts. Elle devient de plus en plus grande et augmente rapidement, puis elle commence à se stabiliser. La faible température au début de dépôt par rapport aux couches suivantes s'explique par une vitesse de refroidissement élevée lors du dépôt des premières couches car le substrat est encore à température ambiante, ce qui favorise la dissipation de l'énergie thermique par conduction. Par conséquent, le taux de solidification est également plus élevé à cette étape ce qui empêche le phénomène de l'étalement du bain de fusion et qui explique également la forme moins large de ces couches.

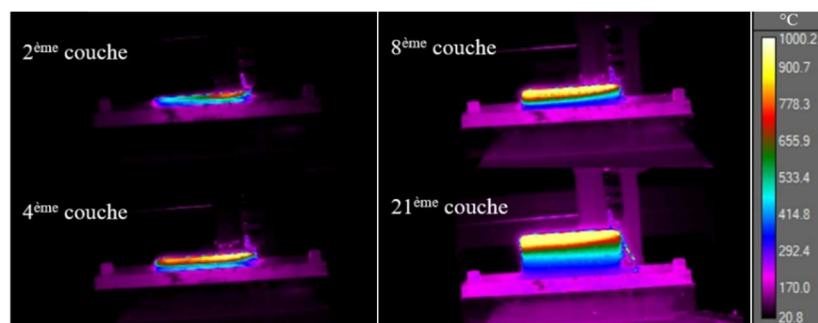


Figure 2. 11 Évolution de la zone à haute température ( $T \geq 900^{\circ}\text{C}$ ) lors de la fabrication du mur M-1.

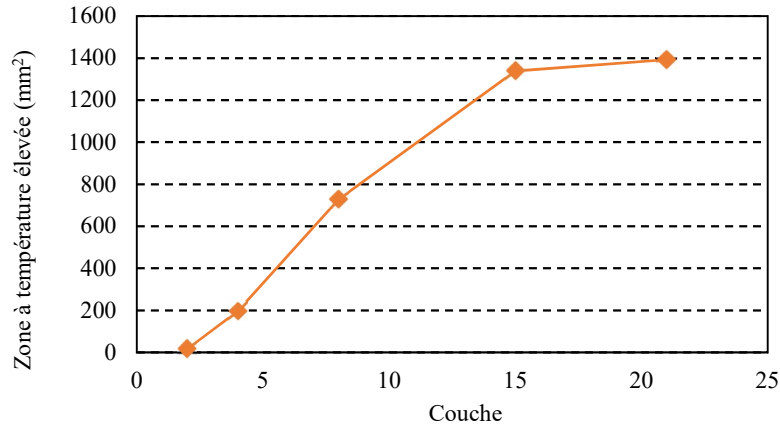


Figure 2. 12 Évolution de la taille de la zone à haute température lors de la fabrication du mur M-1.

### 2.6.2 Effet du temps d'inter-passe et de la vitesse d'avance sur l'ondulation

Des mesures topologiques de surface ont été réalisées sur tous les murs fabriqués afin de déterminer l'effet de la vitesse d'avance et du temps d'inter-passe sur l'ondulation. La zone mesurée au milieu de chaque échantillon est schématisée dans la Figure 2. 13. L'ondulation maximale  $W_z$  mesurée pour chaque mur est exprimée comme suit :

$$W_z = \max(z_p) - \max(z_v) \quad (2.6)$$

Où  $z_p$  et  $z_v$  représentent le pic et la vallée de la surface ondulée.

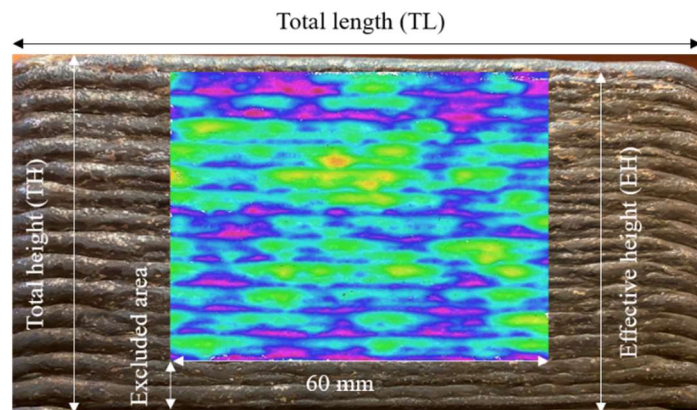


Figure 2. 13 Zone de mesure de  $W_z$ .

La Figure 2. 14 montre la surface de réponse de l'ondulation maximale des surfaces des murs en fonction du temps d'inter-passe et de la vitesse d'inter-passe. La variation de l'ondulation suit l'équation 2.7. Des différences d'ondulation maximale ont été observées, avec une valeur maximale de 2,83 mm pour le mur M-8 et une valeur minimale de 1,09 mm pour le mur M-2, représentant ainsi un écart de 159 %. Il est remarquable que l'ondulation soit sensible à la fois à la vitesse d'avance et au temps d'inter-passe.



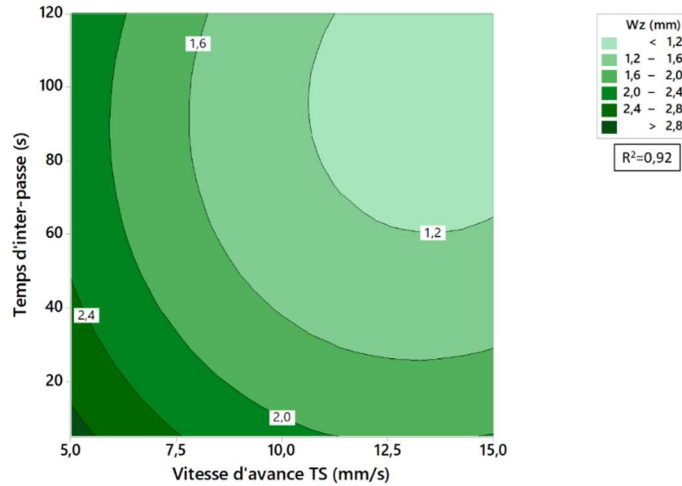


Figure 2. 14 Graphique de contours de  $W_z$  (mm) en fonction du temps d'inter-passe  $I$  (s) et de la vitesse d'avance  $TS$  (mm/s).

$$TH = 4,629 - 0,397 * TS - 0,01658 * I + 0,01533 * TS^2 + 0,0001 * I^2 - 0,00028 * I * TS \quad (2.7)$$

L'ondulation de la surface diminue avec l'augmentation du temps d'inter-passe. En effet, pour une vitesse d'avance fixe de 5 mm/s et en modifiant le temps d'inter-passe de 5 s à 60 s et 120 s,  $W_z$  a diminué respectivement de 18 % et 14 %. Pour une vitesse d'avance fixe de 10 mm/s,  $W_z$  a diminué respectivement de 50 % et 54 %. Pour une vitesse d'avance fixe de 15 mm/s,  $W_z$  a diminué respectivement de 21 % et 40 %.

La Figure 2. 15 montre la différence entre l'état de surface des murs M-3 et M-7, qui ont été fabriqués avec la même vitesse d'avance et des temps d'inter-passe de 120 s et 5 s respectivement. En effet, comme montré dans la section 2.6.1, le temps d'inter-passe affecte profondément la dissipation de chaleur par conduction, ce qui est important pour réduire l'accumulation de chaleur [75]. Lorsque le temps d'inter-passe est élevé, les couches déjà déposées ont le temps pour refroidir. Par conséquent, la dissipation thermique lors du dépôt de la couche suivante est également élevée, ce qui rend le bain de fusion plus stable comme le montre la Figure 2. 15a. Cependant, lorsque le temps d'inter-passe est faible, la dissipation de chaleur par conduction est également faible, ce qui empêche l'évacuation de la chaleur au niveau du bain de fusion. Ainsi, le taux de solidification diminue et des effondrements se produisent sous l'effet de la pression de l'arc et de la gravité [106] comme le montre la Figure 2. 15b. Conformément aux résultats de Xiong et al.[43] qui ont analysé l'influence de la température d'inter-passe sur l'état de surface des murs en acier H08Mn2Si, lorsque le temps d'inter-passe est inférieur à une certaine limite qui dépend surtout de la géométrie de la pièce et du système de refroidissement utilisé, "l'effet escalier" (ondulations) entre les couches n'est plus apparent. Les couches s'effondrent de manière non homogène et un phénomène de "couches mixtes" se produit (cf. Figure 2. 15b). Cela indique que le bain de fusion n'est plus stable pendant la fabrication et sa forme n'est plus prévisible. Ainsi, il déborde de manière aléatoire et des variations dimensionnelles se produisent, notamment la largeur qui n'est plus mesurable et une topologie de surface plus hétérogène.

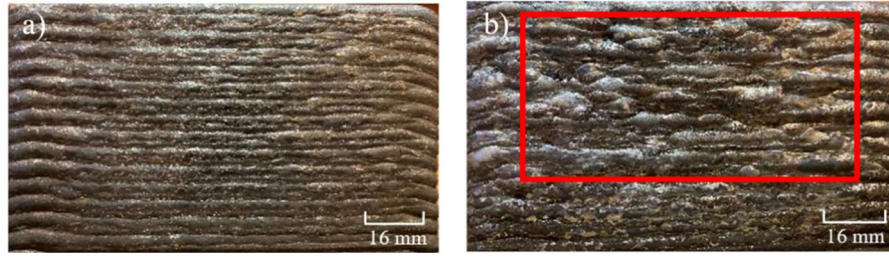


Figure 2. 15 Surface des murs M-3 et M-7 fabriqués avec une vitesse d'avance de 10 mm/s et un temps d'inter-passe de : a) 120 s (M-3) ; b) 5 s (M-7).

La Figure 2. 14 montre que l'augmentation de la valeur de la vitesse d'avance entraîne une diminution de la valeur de  $W_z$ . En effet, pour un temps d'inter-passe fixe de 5 s et en faisant varier la vitesse d'avance de 5 mm/s à 10 mm/s et à 15 mm/s,  $W_z$  a diminué respectivement de 15 % et 35 %. Pour un temps d'inter-passe fixe de 60 s,  $W_z$  a diminué respectivement de 48 % et 38 %. Pour un temps d'inter-passe fixe de 120 s,  $W_z$  a diminué respectivement de 49 % et 55 %. Outre les effondrements, l'ondulation dépend également de la hauteur de la couche. L'augmentation de la vitesse d'avance rend le cordon de soudure plus large et plus bas, ce qui réduit l'angle de mouillage et "l'effet d'escalier". Cela a pour conséquence d'atténuer les effets d'ondulation de surface comme le montre la Figure 2. 16. Ainsi, la valeur de  $W_z$  diminue.

Contrairement au temps d'inter-passe, le changement géométrique dû à la variation de la vitesse d'avance est quasi-homogène sur tout le mur tant que la vitesse d'avance se situe dans le domaine de stabilité de l'arc. L'augmentation de la vitesse d'avance entraîne une augmentation de la largeur sur tout le mur et vice versa. En revanche, le changement géométrique dû au temps d'inter-passe se produit sous forme d'effondrements répartis de manière aléatoire et non homogène (cf. Figure 2. 15).

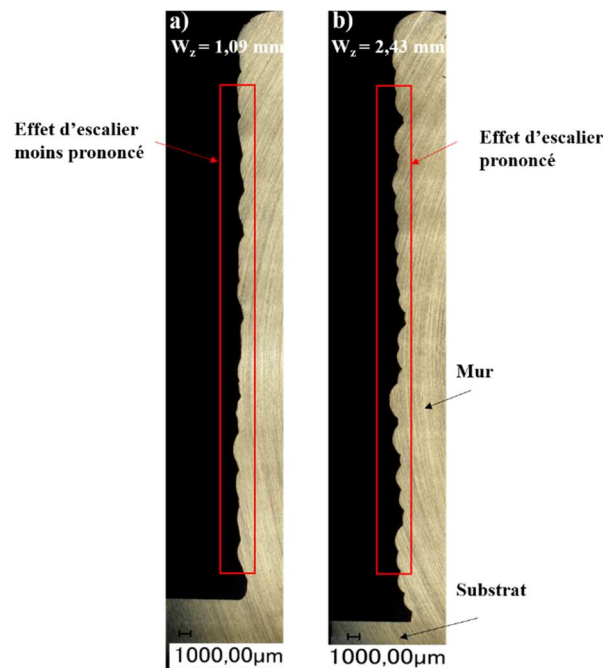


Figure 2. 16 Ondulation et effet d'escalier : a) M-2 ; b) M-5.



## 2.7 Usinage des murs et propriétés mécaniques

### 2.7.1 Configuration expérimentale

Le parachèvement par usinage des pièces fabriquées par le procédé WAAM est une étape nécessaire pour obtenir des pièces fonctionnelles. Après la fabrication WAAM, il peut être nécessaire d'effectuer plusieurs opérations d'usinage pour atteindre les dimensions finales, la géométrie et la qualité de surface requises. Par conséquent, un fraisage de finition a été mené sur une seule face de chaque mur. Les opérations de fraisage ont été réalisées sur une machine Rosilio 850 à 3 axes dont les caractéristiques sont illustrées dans le Tableau 2. 5. La méthode de fraisage est en bout dans des conditions de fraisage à sec, comme indiqué sur la Figure 2. 17. Une fraise Iscar HM390 ETP-M à plaquettes positives en carbure de tungstène Iscar HM390 TPKR 100304PDRHM, d'un diamètre de 32 mm, de 4 dents, d'un angle d'arête de coupe de 90° a été utilisée. Les paramètres de fraisage ont été sélectionnés en se basant sur les caractéristiques fournies par le fabricant d'outils. Les conditions de coupe utilisées sont résumées dans le Tableau 2. 6.

Vitesse maximale de la broche (tr/min)	Puissance maximale de la broche (kW)	Vitesse d'avance (m/min)	Course (mm)
15000	20	X : 20 Y : 20 Z : 24	X : 800 Y : 510 Z : 610

Tableau 2. 5 Caractéristiques du centre d'usinage ROSILIO C850.



Figure 2. 17 Montage d'usinage.

Paramètres de coupe		
	Configuration 1	Configuration 2
$V_c$ (m/min)	150	180
$F$ (mm/d)	0,1	0,08
$A_p$ (mm)	0,25	0,25

Tableau 2. 6 Paramètres de coupe.

### 2.7.2 Surépaisseur d'usinage

Des opérations d'usinage de parachèvement (surfaçages) ont été effectuées sur les neufs murs (cf. Figure 2. 18) pour déterminer la profondeur d'usinage optimale nécessaire, garantissant ainsi une surface parfaitement plane, exempte d'ondulations indésirables. Cette évaluation a été réalisée en comparant la profondeur d'usinage avec la valeur de l'ondulation maximale  $W_z$  mesurée dans la section 2.6.2 conformément à l'équation 2.8, en utilisant les paramètres de coupe de la configuration 1 et en changeant les plaquettes après l'usinage de chaque mur.

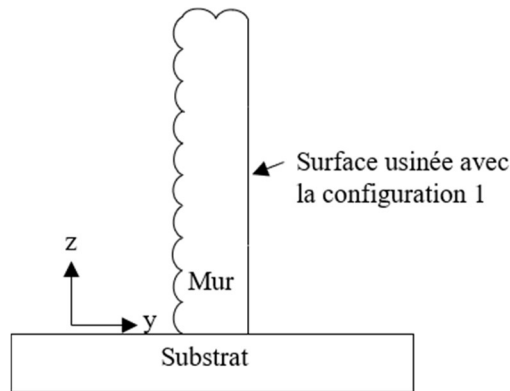


Figure 2. 18 Surface usinée avec la configuration 1

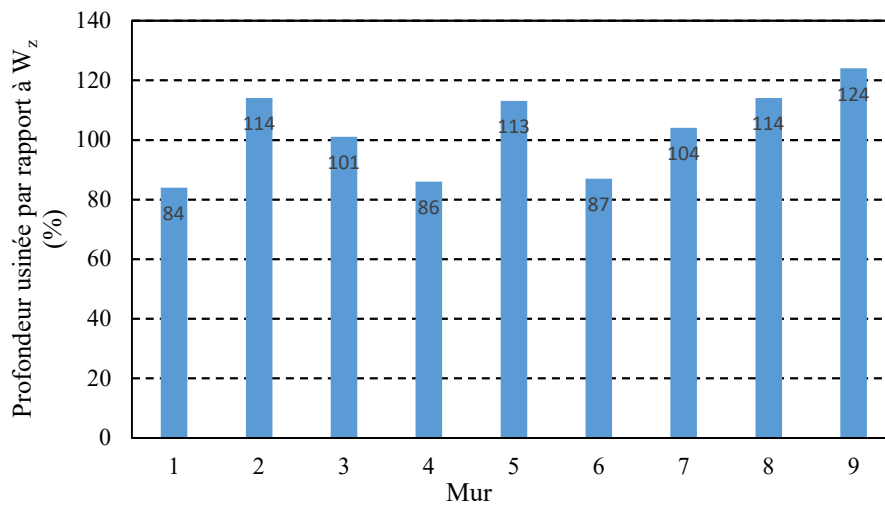
$$\text{Pourcentage de la profondeur usinée} = \frac{\text{Profondeur usinée} - \text{Ondulation } W_z}{\text{Ondulation } W_z} \times 100 \quad (2.8)$$

Un contrôle de l'état de surface a été effectué après chaque passe jusqu'à avoir une surface sans ondulations. La Figure 2. 19 présente les pourcentages de profondeur d'usinage par rapport aux ondulations  $W_z$  mesurées pour chaque mur. Les résultats indiquent que la profondeur d'usinage maximale, correspondant à 124 % de l'ondulation maximale  $W_z$ , garantit une surface exempte de défauts, indépendamment des variations de vitesse d'avance et de temps inter-passe utilisés dans le processus de fabrication des murs. En d'autres termes, quel que soit les paramètres de génération de la pièce brute utilisés, dans le périmètre des paramètres utilisés dans cette étude, la profondeur de passe nécessaire pour aboutir à une surface sans défaut est inférieure ou égale à 124 % de  $W_z$

pour l'acier 316L. Il est important de noter que le processus de palpage pour définir l'origine du programme avant l'usinage a été réalisé de manière aléatoire sur la surface ondulée plutôt que sur le point le plus haut de l'ondulation. Cette approche a été choisie dans le but de faciliter le processus et pour prendre en compte que le point le plus haut peut être non accessible pour des géométries complexes. Cela explique l'usinage d'une profondeur inférieure à la valeur de  $W_z$  pour les murs M-1, M-4 et M-6.

Ce résultat a permis de déterminer la surépaisseur latérale d'usinage adéquate (124 % de  $W_z$ ) en connaissant les spécificités géométriques notamment l'ondulation maximale de chaque surface à usiner. Cependant, la difficulté réside dans la connaissance préalable de la valeur de l'ondulation maximale. En dehors des paramètres WAAM, l'ondulation maximale dépend également de la géométrie de la pièce à fabriquer. Par exemple, dans le cas d'une pièce massive (comme une pièce en remplissage), et pour les mêmes paramètres WAAM, l'accumulation de chaleur est plus intense que pour une pièce mince en raison du remplissage intérieur de la pièce, ce qui influe sur la valeur de l'ondulation maximale. Par conséquent, les valeurs de l'ondulation maximale trouvées dans cette étude ne sont valables que pour des pièces fines ou sans remplissage.

Cette méthode, qui consiste à usiner 124 % de l'ondulation maximale, peut donc trouver sa pertinence si elle est associée à un modèle capable de prédire l'ondulation de la surface latérale de la pièce en fonction de la géométrie et des paramètres WAAM.



*Figure 2. 19 Pourcentage de la profondeur usinée par rapport à l'ondulation mesurée  $W_z$  nécessaire pour obtenir une surface plane pour chaque mur réalisé.*

### 2.7.3 Etat de surface

Après le surfacage des murs avec la configuration 1, une opération de rainurage a été faite au milieu de chaque mur avec la configuration 2 comme illustré dans la Figure 2. 20 dans le but de comparer la rugosité obtenue avec les deux configurations. Le rainurage a été fait dans les mêmes condition que le surfacage. Les seules différences sont la vitesse de coupe qui a été augmentée de 150 à 180 m/min et l'avance qui a été diminuée de 0,1

à 0,08 mm/d (cf. Tableau 2. 6 Paramètres de coupe) dans le but d'observer l'impact des conditions de coupe sur la rugosité.

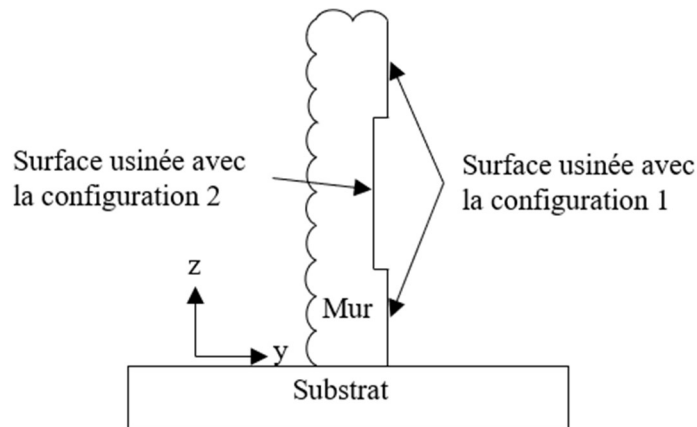


Figure 2. 20 Surface usinée avec la configuration 2.

La rugosité arithmétique a été mesurée pour les deux configurations. Les résultats sont illustrés dans la Figure 2. 21. Avec la configuration 1, la rugosité mesurée varie entre 1,8 et 2,9  $\mu\text{m}$ . Aucune relation directe qui relie cette variation avec les paramètres de fabrication additive des murs, tels que la vitesse d'avance et le temps d'inter-passe, n'a été trouvée. Elle pourrait être attribuée au phénomène de built up edge (BUE) et à l'adhésion de matière qui se produit d'une manière aléatoire. Cependant, en passant à la configuration 2, en augmentant la vitesse de coupe tout en diminuant l'avance, la rugosité a considérablement diminué, se situant entre 0,6 et 0,8  $\mu\text{m}$ , avec des fluctuations nettement réduites. Cette modification des paramètres d'usinage a eu un impact significatif sur la qualité de la surface usinée, permettant d'obtenir des valeurs de rugosité beaucoup plus faibles et plus uniformes. Ces changements dans les paramètres d'usinage ont également permis de minimiser les effets indésirables tels que le phénomène de BUE et l'adhésion de matière, contribuant ainsi à améliorer l'état de surface global des murs.

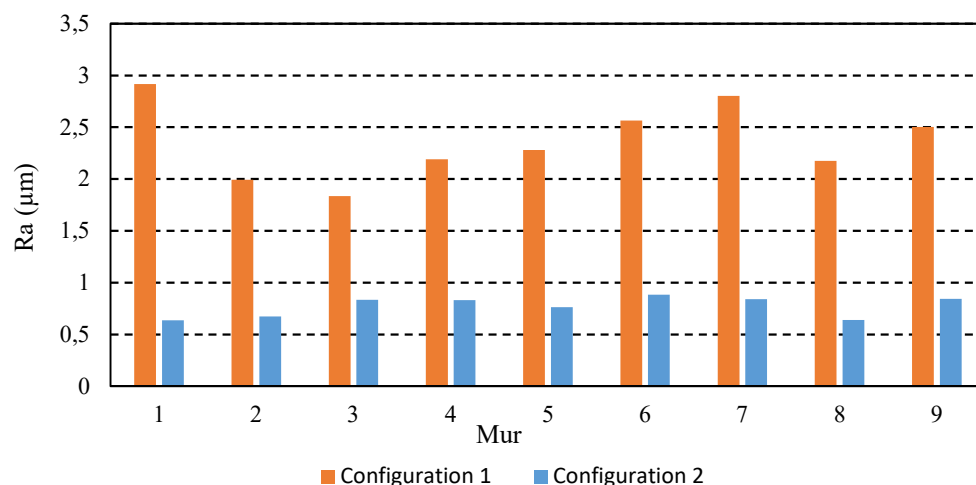


Figure 2. 21 Évolution de la rugosité de surface avec les deux configurations.

Ces résultats montrent que la variation des paramètres WAAM n'a pas un effet significatif sur la rugosité trouvée après usinage. Cependant, les résultats soulignent l'importance des paramètres d'usinage et mettent en évidence la nécessité de sélectionner avec soin les valeurs appropriées pour obtenir des performances optimales et des finitions de haute qualité lors de l'usinage des murs.

#### 2.7.4 Dureté

Pour chaque mur, une série de mesures de dureté HV10 a été effectuée le long de l'axe de croissance des murs. Les résultats sont représentés dans la Figure 2. 22. Au niveau de l'interface substrat-mur, la dureté présente un saut significatif, relatif au changement microstructural dans la zone affectée thermiquement. Cette zone subit des modifications microstructurales lors du processus de fabrication, ce qui entraîne une variation brusque de la dureté.

Ensuite, au fur et à mesure de l'ajout de couches, la dureté diminue progressivement jusqu'à atteindre une valeur stable. Cette évolution de la dureté peut être attribuée à des facteurs thermiques. Conformément à l'analyse thermique détaillée dans la section 2.6, on observe une dissipation thermique plus élevée lors du dépôt des premières couches, en raison du substrat encore froid. Cette dissipation thermique accrue entraîne également une vitesse de refroidissement plus rapide des couches formées. Par conséquent, la dureté présente une légère augmentation. Cependant, une fois que la température maximale de fabrication devient constante, la dureté se stabilise. Cela indique que les conditions thermiques se maintiennent à un niveau constant au cours du dépôt des couches subséquentes.

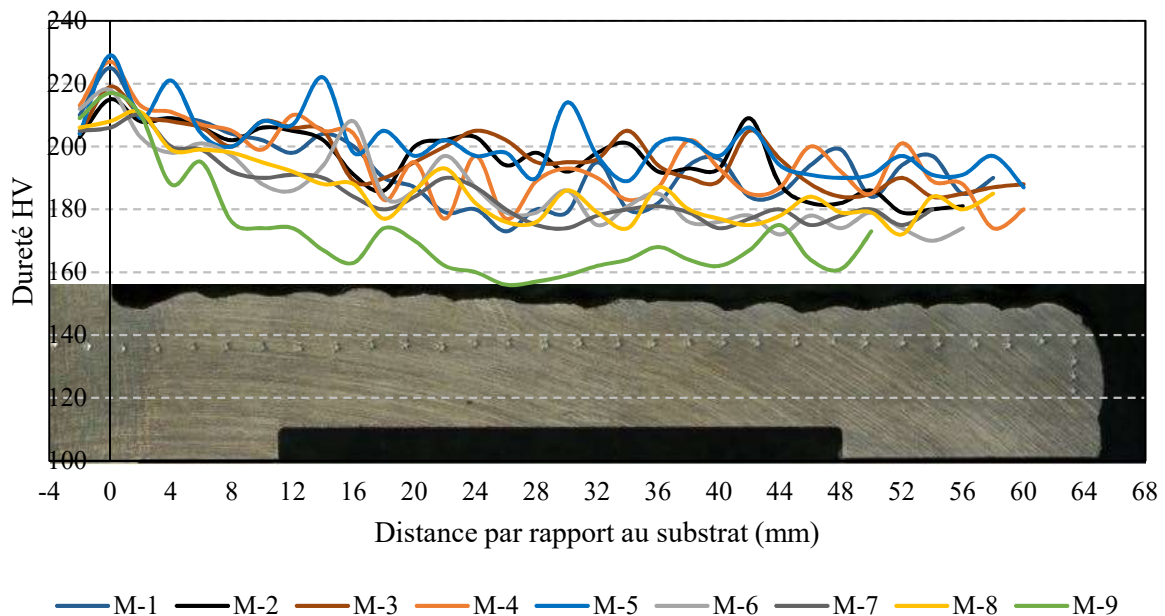


Figure 2. 22 Évolution de la dureté en fonction de la hauteur des murs.

La Figure 2. 23 présente l'évolution de la dureté en fonction des paramètres WAAM. On constate que la dureté varie en fonction de la vitesse d'avance et du temps d'inter-passe. Cette variation de la dureté est cohérente avec les changements thermiques induits par les modifications des paramètres de fabrication.

En diminuant le temps d'inter-passe, la dureté diminue, car cela réduit le temps disponible pour le refroidissement, conduisant à une vitesse de refroidissement plus faible. En revanche, en diminuant la vitesse d'avance, la dureté augmente, car cela réduit la puissance utilisée et permet un refroidissement légèrement plus rapide, favorisant ainsi une dureté légèrement plus élevée [35].

Ces observations démontrent clairement le lien entre les paramètres du procédé WAAM, les conditions thermiques et la dureté des murs. En tenant compte de ces relations, il est possible d'ajuster les paramètres de fabrication afin d'obtenir des murs avec des propriétés de dureté spécifiques, adaptées aux exigences de l'application visée.

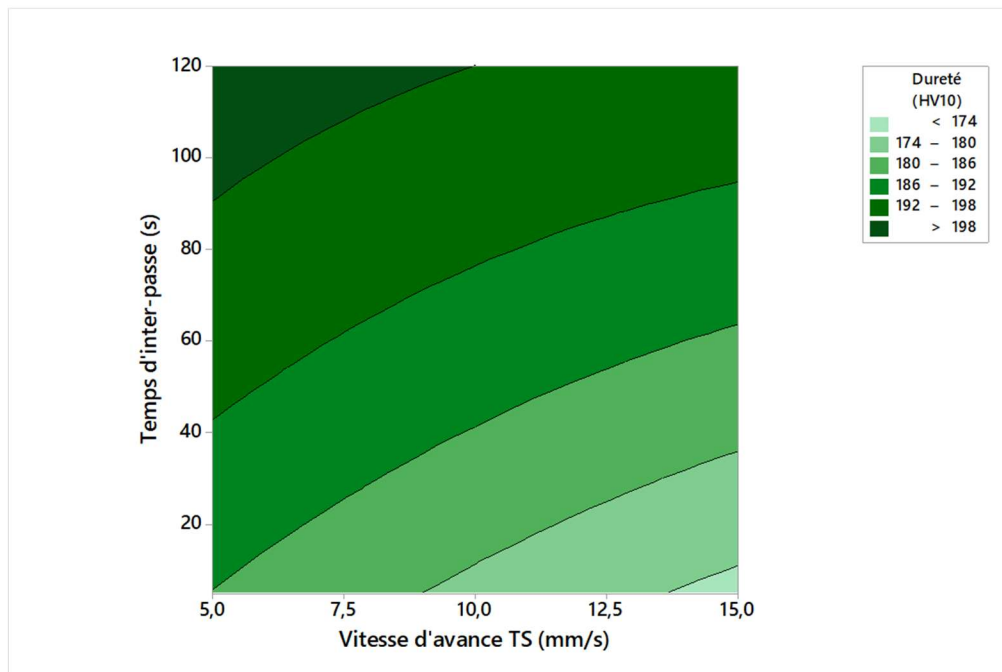


Figure 2. 23 Graphique de contours de la dureté en fonction du temps d'inter-passe  $I$  (s) et de la vitesse d'avance  $TS$  (mm/s).

Des mesures de dureté ont été réalisées également au niveau de la surface usinée pour chaque échantillon et illustrées dans le Tableau 2. 7. Les résultats ont révélé une augmentation significative de la dureté, s'élevant entre 21 % et 32 % par rapport aux mesures précédentes effectuées au cœur des murs. En outre, la Figure 2. 24 dévoile la microstructure de la surface usinée, mettant en évidence une déformation notable des grains cristallins dans les zones proches de cette surface.

Cette augmentation de dureté ainsi que la déformation des grains sont expliquées par le phénomène d'écrouissage généré lors de l'usinage. En effet, il s'agit d'une déformation superficielle qui crée des dislocations au sein du réseau cristallin. Ces dislocations

induisent une augmentation de la résistance du matériau, conduisant ainsi à une dureté accrue dans la zone usinée [107], [108].

Eprouvette	Vitesse d'avance (mm/s)	Temps d'inter-passe (s)	Dureté moyenne au cœur (HV10)	Dureté moyenne sur la surface usinée (HV10)
M-1	10	60	193	247
M-2	15	120	196	246
M-3	10	120	197	249
M-4	5	60	194	255
M-5	5	120	201	243
M-6	15	60	186	235
M-7	10	5	185	237
M-8	5	5	186	237
M-9	15	5	172	225

Tableau 2. 7 Évolution de la dureté en fonction des paramètres WAAM.

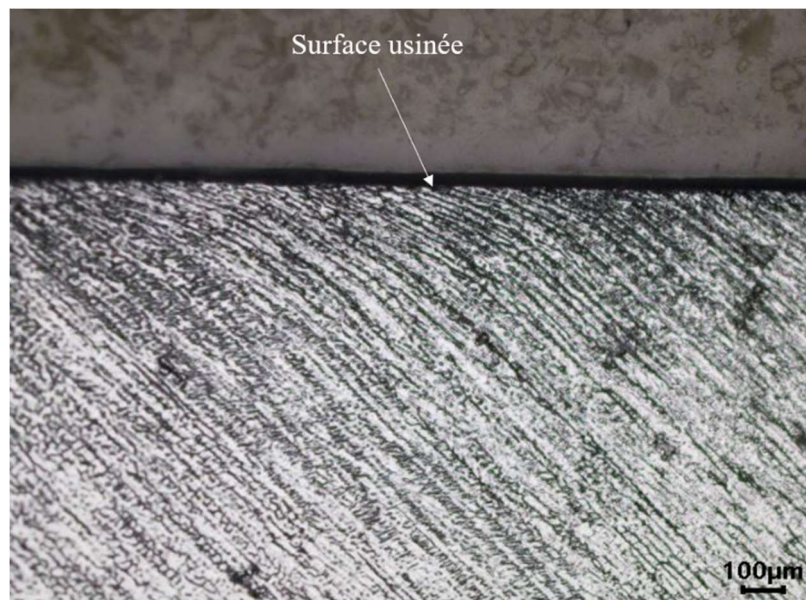


Figure 2. 24 Déformation des grains à la surface usinée du mur M-1.

## 2.8 Analyse macrographique et micrographique

### 2.8.1 Analyse macrographique

Des coupes transversales ont été réalisées sur les neuf murs dans le but d'effectuer des analyses macrographiques. La Figure 2. 25 illustre les coupes transversales des éprouvettes M-4, M-5 et M-6 qui ont été fabriquées avec différents temps d'inter-passe et différentes vitesses d'avance. Toutes les éprouvettes ont été fabriquées avec la même distance de recouvrement. Cependant, des différences entre les éprouvettes sont remarquables. L'éprouvette M-6 (cf. Figure 2. 25a) présente un bon recouvrement, justifié par l'absence de porosités. Les deux cordons qui composent chaque couche ne peuvent pas être distingués. En revanche, l'éprouvette M-4 (cf. Figure 2. 25b) qui a été fabriqué



avec une vitesse d'avance plus faible et avec le même temps d'inter-passe présente des porosités concentrées à l'interface entre les cordons des différentes couches, ce qui indique une distance de recouvrement très élevée. En effet, comme montré dans la section 2.6.1, en diminuant la vitesse d'avance, l'angle de mouillage augmente et le cordon devient moins large, ce qui favorise la présence de porosités causées par un manque de fusion entre les cordons de chaque couche. En gardant cette même vitesse et en augmentant le temps d'inter-passe (cf. Figure 2. 25c), le cordon devient encore plus étroit, le taux de porosité augmente, le manque de fusion est plus prononcé et l'interface entre les cordons de chaque couche est également plus claire, comme le montre le mur M-5.

La distance de recouvrement dépend donc de la vitesse d'avance et du temps d'inter-passe. Par conséquent, ces paramètres doivent être pris en compte en amont afin de déterminer la géométrie du cordon et la distance de recouvrement adéquate qui garantit une fusion complète entre les cordons et réduit au minimum le taux de porosité, préservant ainsi les propriétés mécaniques du matériau. Une nouvelle méthode de recouvrement est développée dans la suite de ce chapitre.

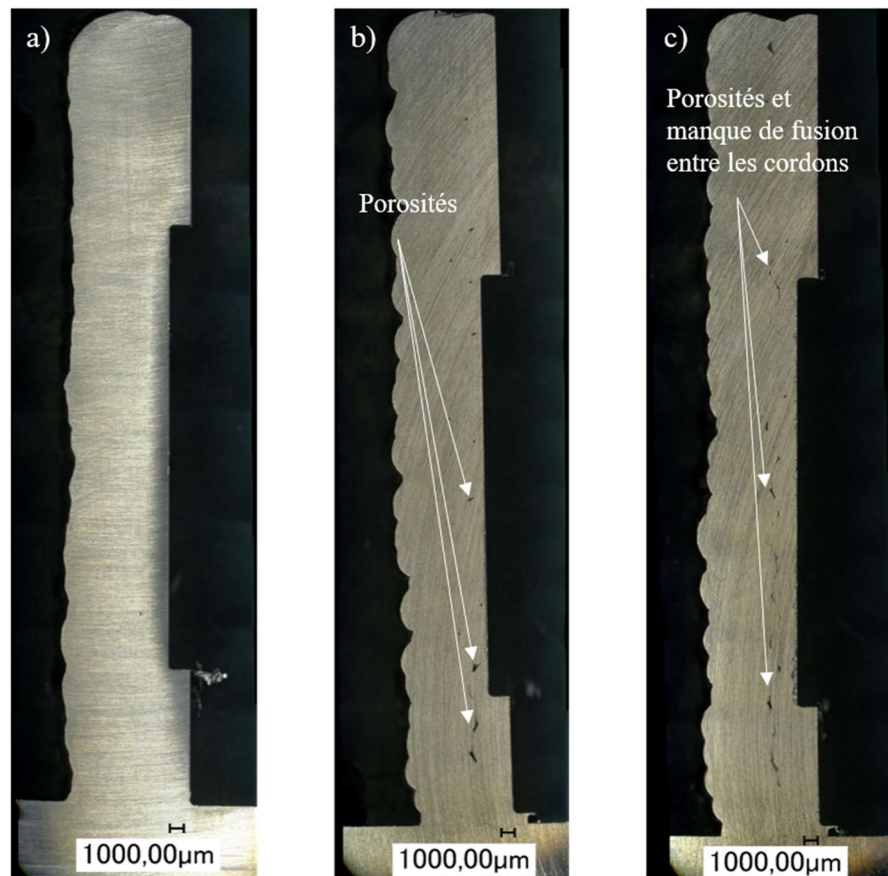


Figure 2. 25 Coupes transversales des murs : a) M-6 ( $TS=15\text{ mm/s}$ ,  $I=60\text{ s}$ ) ; b) M-4 ( $TS=5\text{ mm/s}$ ,  $I=60\text{ s}$ ) ; c) M-5 ( $TS=5\text{ mm/s}$ ,  $I=120\text{ s}$ ).

La Figure 2. 26 présente une macrographie des couches composant le mur M-1. La stratégie "Zigzag" utilisée lors du dépôt, crée une texture qui se répète systématiquement après chaque deux couches. Cette texture périodique génère une forme de tresses délimitées par la ligne de fusion. Les cordons  $n$  et  $n+1$  forment une couche  $k$ , tandis que



les cordons  $n+2$  et  $n+3$  forment une couche  $k+1$ . Les lignes de fusion rouges traduisent le recouvrement entre les cordons. Cette texture se répète de la même manière dans tous les murs.

La profondeur de fusion du premier cordon de chaque couche est toujours plus élevée que celle du cordon suivant (le cordon de recouvrement). Ce phénomène est plus clair au niveau de la première couche du mur (cf. Figure 2. 26c). En effet, contrairement au premier cordon, lors du dépôt du deuxième cordon de chaque couche, une partie de l'énergie thermique est consacrée au recouvrement, ce qui affaiblit la profondeur de pénétration.

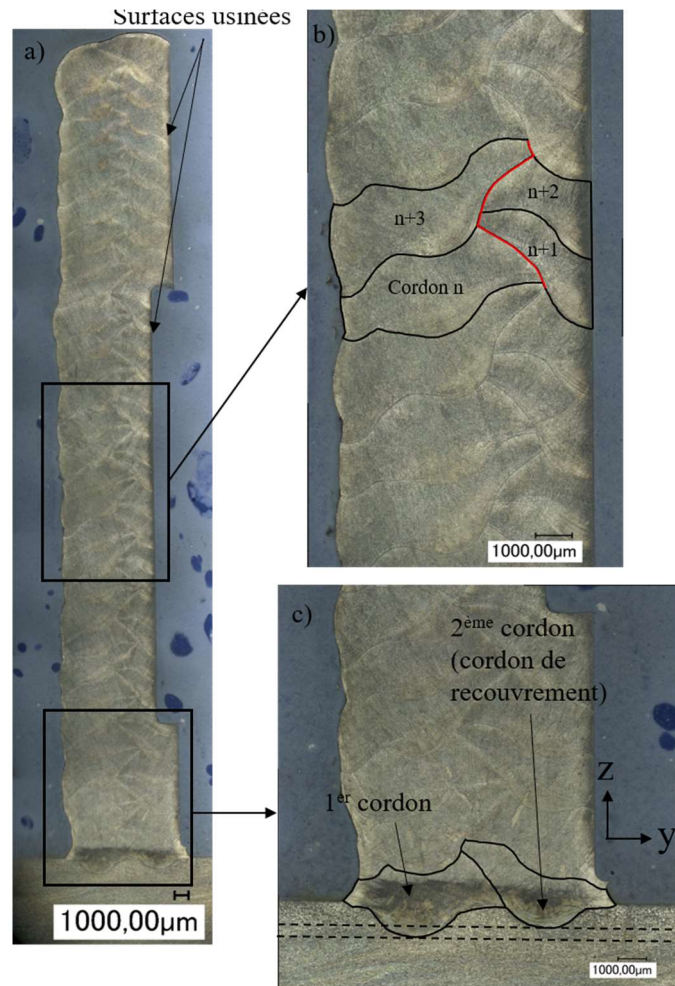


Figure 2. 26 Macrographie d'une coupe transversale du mur M-1.

La Figure 2. 27 présente la macrographie des échantillons M-1, M-3 et M-7, qui ont été générés avec une vitesse d'avance de 10 mm/s et des temps d'inter-passe de 60 s, 120 s et 5 s respectivement. La hauteur de la texture périodique a été mesurée pour ces trois échantillons. Il est intéressant de noter que la diminution du temps d'inter-passe entraîne également une diminution de la hauteur de la texture, et donc la hauteur du mur, ce qui confirme les résultats obtenus dans la section 2.6.1. Il est également remarquable que la profondeur de fusion augmente à mesure que le temps d'inter-passe diminue. Pour des temps d'inter-passe élevés, la profondeur de fusion est quasiment stable et tous les

cordons ont quasiment la même hauteur comme montré dans les Figure 2. 27a et Figure 2. 27b. Lorsque le temps d'inter-passe est faible (5 s) la profondeur de fusion augmente et des effondrements apparaissent aléatoirement, comme le montre clairement la Figure 2. 27c. Ces effondrements sont le résultat direct de cette augmentation de la profondeur de fusion et ils provoquent une augmentation des ondulations au niveau de la surface du mur et donc une augmentation de la surépaisseur pour les opérations de parachèvement.

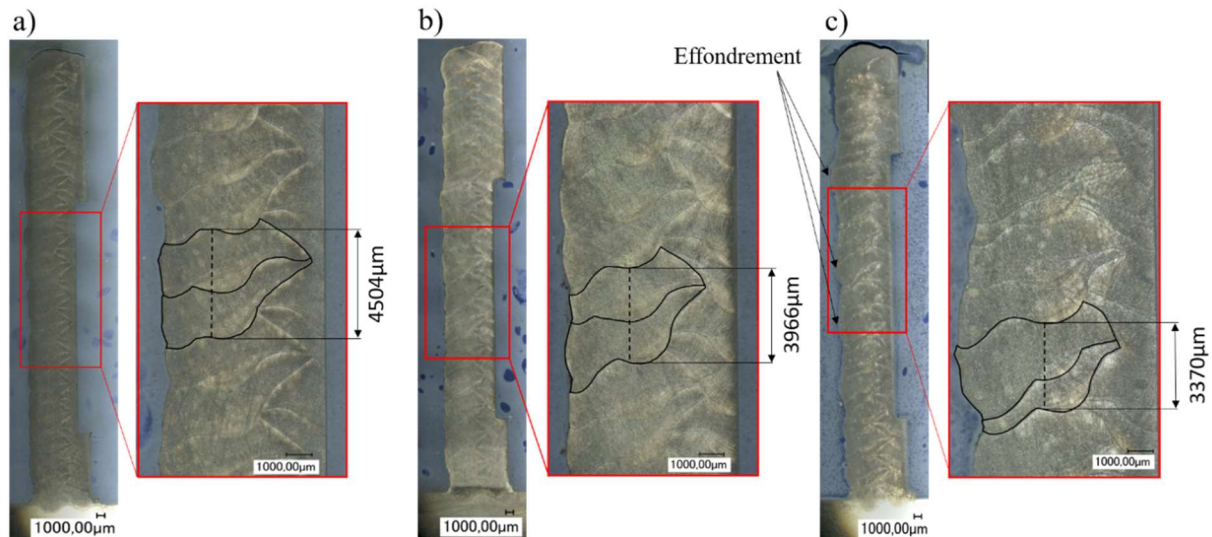


Figure 2. 27 Hauteur de la texture périodique des murs : a) M-3 ; b) M-1 ; c) M-7.

### 2.8.2 Analyse microstructurale

Une micrographie du plan  $yz$  du mur M-1, où les limites de fusion sont visibles, est présentée dans la Figure 2. 28.

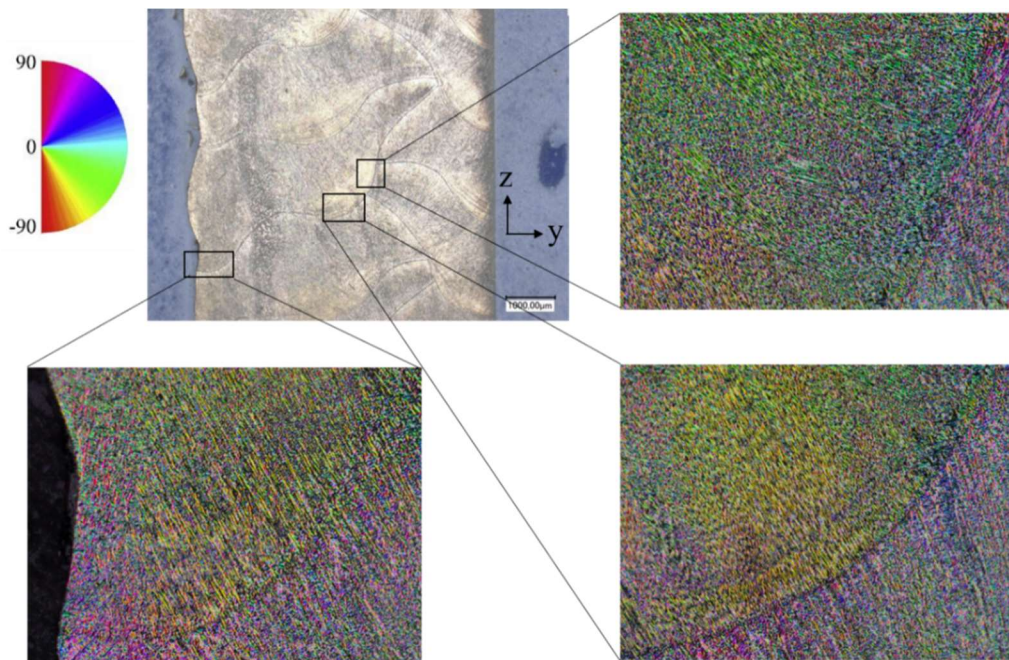


Figure 2. 28 Directions de croissance des grains pour le mur M-1.



Les limites de fusion définissant les zones de fusion voisines sont mises en évidence. Les zones distinctes présentent un profil de pénétration en forme de vague, représentant la distance sur laquelle la fusion s'étend dans le matériau précédemment déposé, en fonction des paramètres utilisés pour fabriquer le mur. La direction de croissance des grains est étudiée à partir de la carte angulaire locale, confirmant la tendance des grains à croître perpendiculairement à la ligne de fusion, ce qui correspond à la direction d'extraction de la chaleur. La même tendance a été trouvée pour tous les murs. Ce résultat est en accord avec l'analyse faite par Belotti et al.[109].

La Figure 2. 29 présente les micrographies optiques le long de la section transversale d'une couche au milieu de l'éprouvette M-1. La ferrite ( $\delta$ ), représentée en gris, est répartie au sein de la matrice d'austénite ( $\gamma$ ), représentée en blanc [110]. Les grains poussent presque dans la direction verticale perpendiculairement à la ligne de fusion. Des structures colonnaires fines ont été observées à proximité de la ligne de fusion au niveau de la zone basse de la couche comme le montre la Figure 2. 29a. Ensuite, ces structures colonnaires fines se transforment en structures colonnaires grossières, et des dendrites secondaires peuvent être clairement observées plus loin de la ligne de fusion, comme le montre la Figure 2. 29b. Pour la couche suivante, les grains se développent de la même manière. Cette texture est caractéristique du procédé WAAM pour de l'acier 316L [111]–[113].

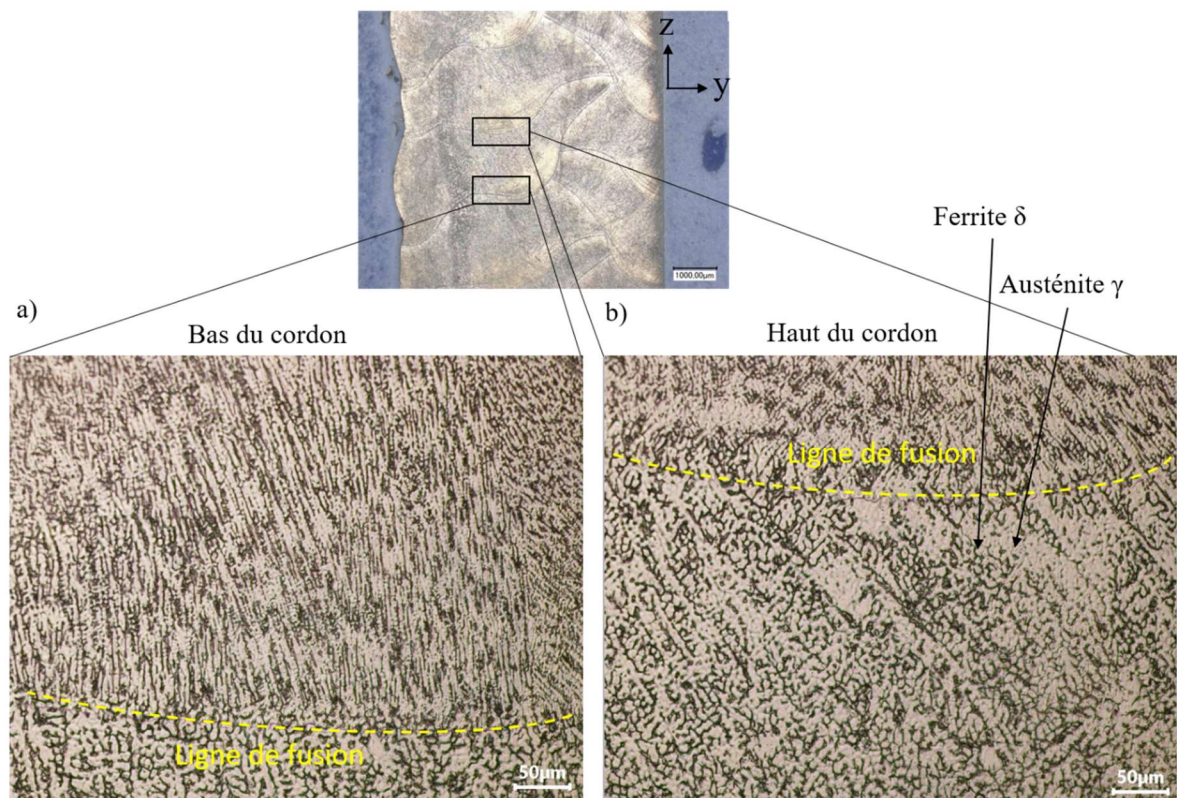


Figure 2. 29 Microstructure typique de l'acier 316L pour procédé WAAM : a) Bas du cordon ; b) Haut du cordon.

Le passage d'une structure colonnaire fine en bas du cordon à une structure dendritique en haut du cordon s'explique par plusieurs facteurs clés. Tout d'abord, ce passage est affecté par le changement de vitesse de croissance des grains tout au long du processus de fabrication comme illustré dans la Figure 2. 30. En bas du cordon, où la solidification commence, la croissance des grains est relativement rapide, ce qui favorise la formation de structures colonnaire fines.

En outre, la Figure 2. 30 montre que le gradient thermique joue également un rôle crucial dans la transformation de la structure microstructurale. En bas du cordon, le contact étroit avec la couche précédente permet un échange thermique intensif par conduction. Cela favorise une dissipation de chaleur plus efficace et maintient une température relativement basse, favorisant ainsi la croissance des grains sous forme colonnaire. En revanche, en haut du cordon, où il y a moins de contact direct avec les couches précédentes, l'échange thermique se produit principalement par convection avec l'environnement ambiant. En conséquence, l'échange thermique est moins efficace, ce qui entraîne une diminution de la vitesse de solidification. Cette diminution favorise la formation de structures dendritiques, où les dendrites se développent à partir de noyaux de cristallisation et s'étendent dans différentes directions [109], [114].

Ainsi, le passage d'une structure colonnaire fine en bas du cordon à une structure dendritique en haut du cordon est le résultat d'une combinaison de la variation de la vitesse de croissance des grains et du gradient thermique entre ces deux zones. Ces facteurs interagissent pour influencer la microstructure finale du matériau.

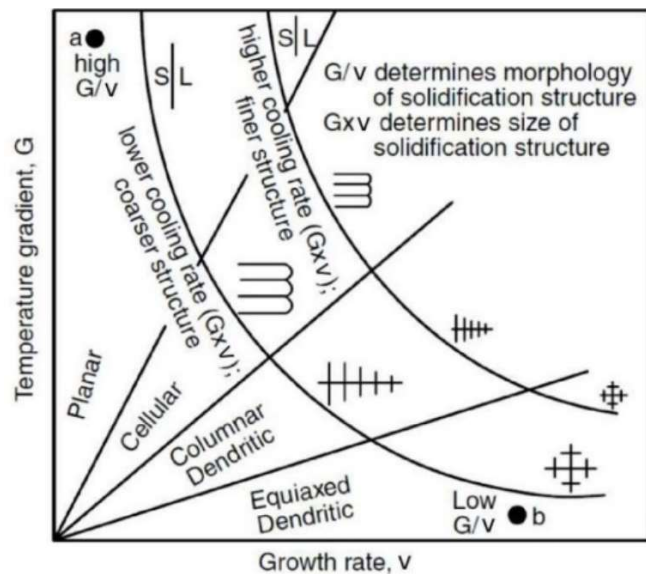


Figure 2. 30 Morphologie microstructurale obtenue en fonction du gradient de température [115].

## 2.9 Circular Overlapping Method (COM) : une nouvelle méthode de recouvrement

Comme démontré dans la section 1.3.4 du chapitre 1 et la section 2.8.1 de ce chapitre, le recouvrement est un élément primordial dans la fabrication additive afin de parvenir à une pièce sans porosité. Cependant, jusqu'à présent, les méthodes développées, comme la méthode FOM [57] et la méthode TOM [55], reposent sur des calculs empiriques effectués sur la première couche de dépôt, qui n'a pas la même forme que les couches suivantes, car elle est déposée sur un substrat plat. L'objectif de cette partie est de développer un nouveau modèle empirique basé sur des cordons déposés sur des couches précédentes, et non pas sur un substrat plat.

### 2.9.1 Modélisation de la forme du cordon

Afin de déterminer la distance de recouvrement entre les cordons, il est nécessaire de déterminer d'abord leur forme. Selon la littérature [55], trois fonctions mathématiques sont couramment utilisées pour modéliser la section transversale d'un cordon déposé sur un substrat plat. Pour ces modèles résumés dans le Tableau 2. 8, la hauteur et la largeur du cordon sont déterminées en fonction des paramètres de la fonction.

Modèle	Fonction	Hauteur du cordon h	Largeur du cordon w
Modèle parabolique	$y = ax^2 + c$	$c$	$2\sqrt{\frac{-c}{a}}$
Modèle en arc	$y = \sqrt{r^2 - x^2} + b$	$r - b$	$2\sqrt{r^2 - b^2}$
Modèle cosinus	$y = a \cos(bx)$	$a$	$\frac{\pi}{b}$

*Tableau 2. 8 Modèles de cordon les plus utilisés [55].*

Afin d'analyser la forme du cordon, 4 murs mono-cordon ont été déposés avec 1, 2, 3 et 4 couches. La vitesse d'avance a été réglée à 15 mm/s, la vitesse de dévidage du fil à 10,5 m/min et le temps d'inter-passe à 300 s afin d'éviter le phénomène d'effondrement. La torche était perpendiculaire au substrat et la distance entre la buse et la pièce a été fixée à 10 mm. Les sections transversales obtenues par le profilomètre optique ont été analysées afin de déterminer la forme du cordon.

La Figure 2. 31 montre la forme du cordon déposé sur une couche précédente (cf. Figure 2. 31a) et celle du cordon déposé sur un substrat plat (cf. Figure 2. 31b). Contrairement au cordon déposé sur un substrat plat, il est clair que la forme du cordon déposé sur un cordon précédent ne peut pas être modélisée par une fonction parabole ou une fonction cosinus. Par conséquent, les profils extraits de ces cordons ont été ajustés uniquement par le modèle en arc.

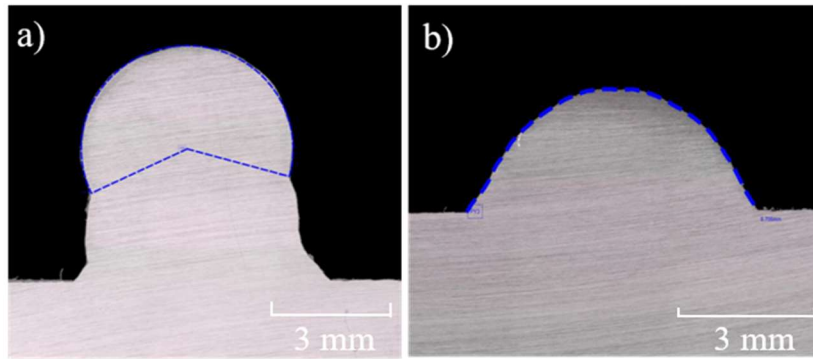


Figure 2. 31 Forme d'un cordon déposé sur : a) un cordon précédent (3<sup>ème</sup> couche) ; b) un substrat plat (1<sup>ère</sup> couche).

Comme indiqué sur la Figure 2. 32, l'ajustement par une fonction circulaire montre un bon accord avec les résultats expérimentaux.

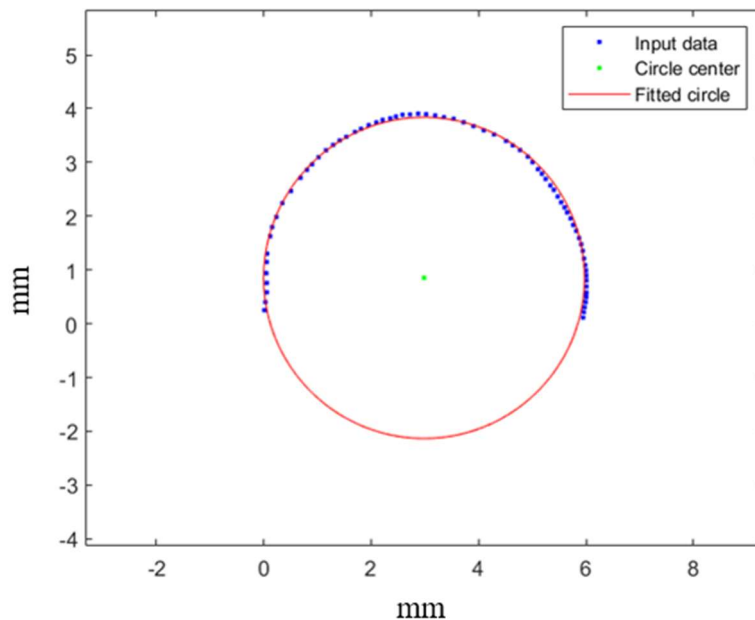


Figure 2. 32 Ajustement de courbe prédit par Matlab.

Les paramètres de chaque cordon ont été calculés comme indiqué dans le Tableau 2. 9. Le coefficient de détermination ( $R^2$ ) de tous les ajustements des cordons déposés sur une couche antérieure est supérieur à 0,976, ce qui indique que le modèle d'arc prédit avec précision la forme du cordon. Cependant, le modèle d'arc ne prédit pas la forme de la première couche déposée sur un substrat plat avec la même précision, c'est traduit par un coefficient de détermination égal à 0,813. Pour les prochaines sections, le modèle d'arc sera utilisé pour développer le nouveau modèle de recouvrement COM.

Nombre de couches	Paramètres algébriques				$R^2$
	$r$ (mm)	$b$ (mm)	Hauteur prédite (mm)	Largeur prédite (mm)	
1	2,91	-0,91	3,82	5,82	0,813
2	2,97	-0,872	3,842	5,94	0,976
3	2,87	-1,11	3,98	5,74	0,983
4	3,07	-0,94	4,01	6,14	0,981

Tableau 2. 9 Ajustement de courbe avec la fonction circulaire.

## 2.9.2 Modèle de recouvrement multi-cordons COM

### 2.9.2.1 Principe du modèle de recouvrement

Les procédés WAAM sont principalement utilisés pour les pièces de grandes tailles, c'est pourquoi la plupart des couches sont composées de plusieurs cordons. Ces cordons doivent se chevaucher pour former une pièce fonctionnelle. La qualité de surface et les propriétés mécaniques sont sensibles à la distance de recouvrement  $d$ . Lorsque cette distance est supérieure à la largeur du cordon  $w$ , il n'y a pas de chevauchement, comme le montre la Figure 2. 33a, ce qui entraîne une mauvaise qualité de la surface supérieure et des porosités. Avec une diminution de la distance de recouvrement, la largeur de la couche diminue également, mais la qualité de la surface supérieure s'améliore et le taux de porosité diminue jusqu'à atteindre la valeur de recouvrement optimale  $d^*$ , comme le montre la Figure 2. 33b. Dans la zone de chevauchement, il y a un excès de matériau qui va combler les vallées. Lorsque la zone de chevauchement est égale à la zone de la vallée,  $d$  atteint sa valeur optimale  $d^*$ . Cependant, lorsque  $d$  est inférieur à la valeur optimale, un chevauchement excessif provoquera un écart inattendu de la hauteur de la couche et cet écart s'accumule cordon après cordon [57], [59], comme le montre la Figure 2. 33c.

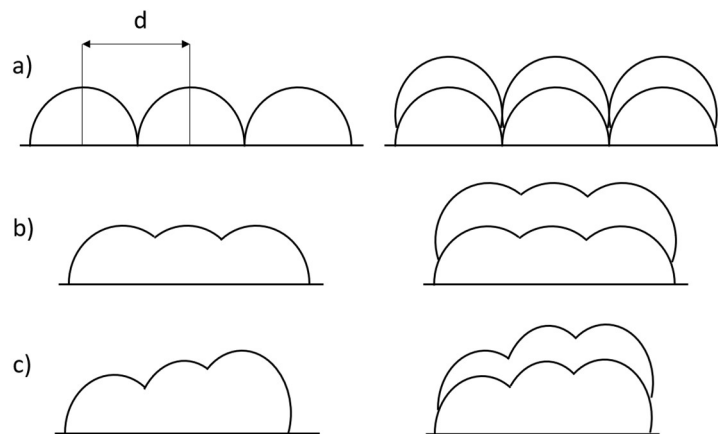


Figure 2. 33 Représentation schématique de la section transversale des murs avec différentes distances de recouvrement : a)  $d > d^*$ , b)  $d = d^*$ , c)  $d < d^*$ .

### 2.9.2.2 Développement du modèle COM

Ces dernières années, quelques études ont été menées pour déterminer la distance de recouvrement optimale, comme cité dans le chapitre 1. La plupart de ces études ont

utilisé un modèle de parabole pour décrire la forme du cordon [55], [57], [116]–[118], d'autres études ont utilisé un arc plus petit qu'un demi-cercle [59]. Ces modèles ne s'appliquent qu'à la première couche, comme indiqué dans la section 2.9.1. Les modèles de recouvrement ont été également développés sur la première couche déposée sur un substrat plat, de sorte que tous ces modèles présentent une seule zone de vallée en haut de la couche, comme décrit par les modèles FOM (cf. Figure 2. 34a) et TOM (cf. Figure 2. 34b), sans tenir compte de la vallée située en bas de la couche. C'est pourquoi il est important de développer un modèle basé sur une couche déposée sur une couche précédente et non sur un substrat plat. La Figure 2. 34c montre le modèle COM basé sur une couche déposée sur une couche précédente composée par deux cordons de largeur  $w$  et de hauteur  $h$ . Le cordon 1 est le premier cordon déposé sur la couche précédente et le cordon 2 est le cordon de recouvrement déposé avec une distance de recouvrement  $d$ . Contrairement aux études précédentes, après la première couche, il y a toujours deux vallées à combler afin d'obtenir une couche plate et de réduire la possibilité d'avoir des porosités entre les cordons. La vallée supérieure est présentée par la zone ABC, identique au modèle FOM, tandis que la vallée inférieure est délimitée par la zone DEF, la zone de recouvrement est la zone CD.

Pour simplifier le modèle, quatre hypothèses sont proposées [58], [59] :

- (1) Le profil en section transversale d'un seul cordon de soudure est symétrique.
- (2) La forme du cordon de soudure reste uniforme pendant le soudage.
- (3) Le profil d'un cordon de soudure reste inchangé pendant le chevauchement.
- (4) L'effet de la pression de l'arc est négligé.

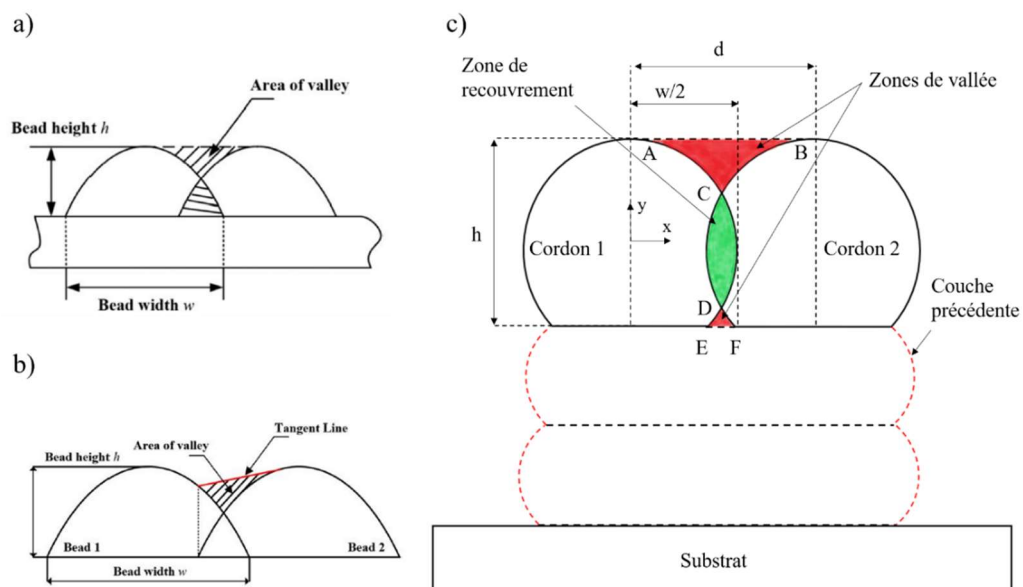


Figure 2. 34 Schéma du modèle de recouvrement : a) FOM [119]; b) TOM [119]; c) COM.



Dans la Figure 2. 34c, les formes des cordons sont modélisées par deux fonctions d'arc exprimées comme suit :

$$\begin{cases} y = \sqrt{(r^2 - x^2)} \text{ (cordon 1)} \\ y = \sqrt{(r^2 - (x - d)^2)} \text{ (cordon 2)} \end{cases} \quad (2.9)$$

Où  $r$  représente la moitié de la largeur  $w$  du cordon de soudure. Si les coordonnées des points A, B et E sont définies comme suit :  $A(0; \frac{w}{2}), B(d; \frac{w}{2}), E(\sqrt{h(w-h)}; \frac{w}{2} - h)$ , les zones de vallée et la zone de recouvrement peuvent être représentées à l'aide des fonctions suivantes :

$$S_{ABC} = d \frac{w}{2} - \frac{\pi w^2}{8} + 2 \int_{d/2}^{w/2} \sqrt{\left(\frac{w}{2}\right)^2 - x^2} dx \quad (2.10)$$

$$\begin{aligned} S_{DEF} = & 2 \left( \frac{d}{2} - \sqrt{h(w-h)} \right) \left( h - \frac{w}{2} \right) - 2 \int_{\sqrt{h(w-h)}}^{w/2} \sqrt{\left(\frac{w}{2}\right)^2 - x^2} dx \\ & + 2 \int_{d/2}^{w/2} \sqrt{\left(\frac{w}{2}\right)^2 - x^2} dx \end{aligned} \quad (2.11)$$

$$S_{CD} = 4 \int_{d/2}^{w/2} \sqrt{\left(\frac{w}{2}\right)^2 - x^2} dx \quad (2.12)$$

Puisque la zone de chevauchement optimale doit être égale à la somme des zones de vallée, la distance optimale du centre peut être calculée comme suit :

$$d = d^* \leftrightarrow S_{ABC} + S_{EFG} - S_{CE} = 0 \quad (2.13)$$

$$\begin{aligned} d^* = & \frac{\pi w^2}{8h} + 2\sqrt{h(w-h)} \left( 1 - \frac{w}{2h} \right) + \frac{\pi}{h} - \frac{2}{h} \arcsin \left( \frac{2\sqrt{h(w-h)}}{w} \right) \\ & - \frac{1}{h} \sin \left( 2 \arcsin \left( \frac{2\sqrt{h(w-h)}}{w} \right) \right) \end{aligned} \quad (2.14)$$

Une fois que la distance de recouvrement est déterminée, il est possible de calculer le nombre de couches nécessaires pour atteindre une largeur totale de couche TW comme suit :

$$n = \frac{TW - w}{d} + 1 \quad (2.15)$$

Contrairement aux autres modèles, le modèle COM permet d'estimer la distance optimale à partir d'une équation plutôt que d'un simple coefficient multiplié par la largeur du cordon.

### 2.9.3 Validation expérimentale du modèle de recouvrement COM

Afin de valider le modèle COM, une analyse comparative expérimentale a été réalisée. Les paramètres de fabrication utilisés sont résumés dans le Tableau 2. 10. Trois murs composés de deux couches ont été fabriqués, chaque couche étant composée de cinq cordons adjacents. La distance de recouvrement a été déterminée en utilisant les modèles COM, FOM et TOM. La largeur et la hauteur du cordon utilisées pour déterminer la distance de recouvrement ont été déterminées à partir d'un cordon déposé sur un substrat plat pour les modèles FOM et TOM, et à partir d'un cordon déposé sur un cordon précédent pour le modèle COM.

Modèle	TS (mm/s)	WFS (m/min)	I (s)	w (mm)	d (mm)	Largeur de couche prédite (mm)	Largeur de couche mesurée (mm)	Erreur (%)
COM	15	10,5	300	5,7	4,12	22,18	22,69	2,24
FOM	15	10,5	300	6,8	4,53	24,94	24,15	-3,27
TOM	15	10,5	300	6,8	5,01	26,87	25,7	-4,55

*Tableau 2. 10 Comparaison des paramètres et des résultats des modèles de recouvrement.*

La Figure 2. 35 présente les profils des trois murs déposés. La mesure a été réalisée à l'aide d'un dispositif de mesure optique Alicona InfiniteFocus G6. La Figure 2. 35a montre le profil du mur construit avec le modèle COM. Après le dépôt de deux couches, on remarque clairement que la hauteur des cordons aux deux extrémités est inférieure à celle des cordons du milieu. Les cordons aux extrémités sont toujours plus susceptibles de s'affaisser que les cordons du milieu car ils ne bénéficient pas du soutien d'un cordon adjacent. Cependant, les cordons internes ont quasiment la même hauteur. La variation de hauteur devient plus claire avec le modèle FOM, comme le montre la Figure 2. 35b. Pour le modèle TOM, la distance de chevauchement n'était pas suffisante, ce qui a entraîné de grandes vallées et un chevauchement instable, comme le montre la Figure 2. 35c.

Ces résultats montrent que la distance de recouvrement optimale pour la première couche déposée sur un substrat peut ne pas être optimale pour les couches suivantes en raison du changement de forme du cordon, et que la distance de recouvrement présentée par le modèle COM permet un chevauchement stable.

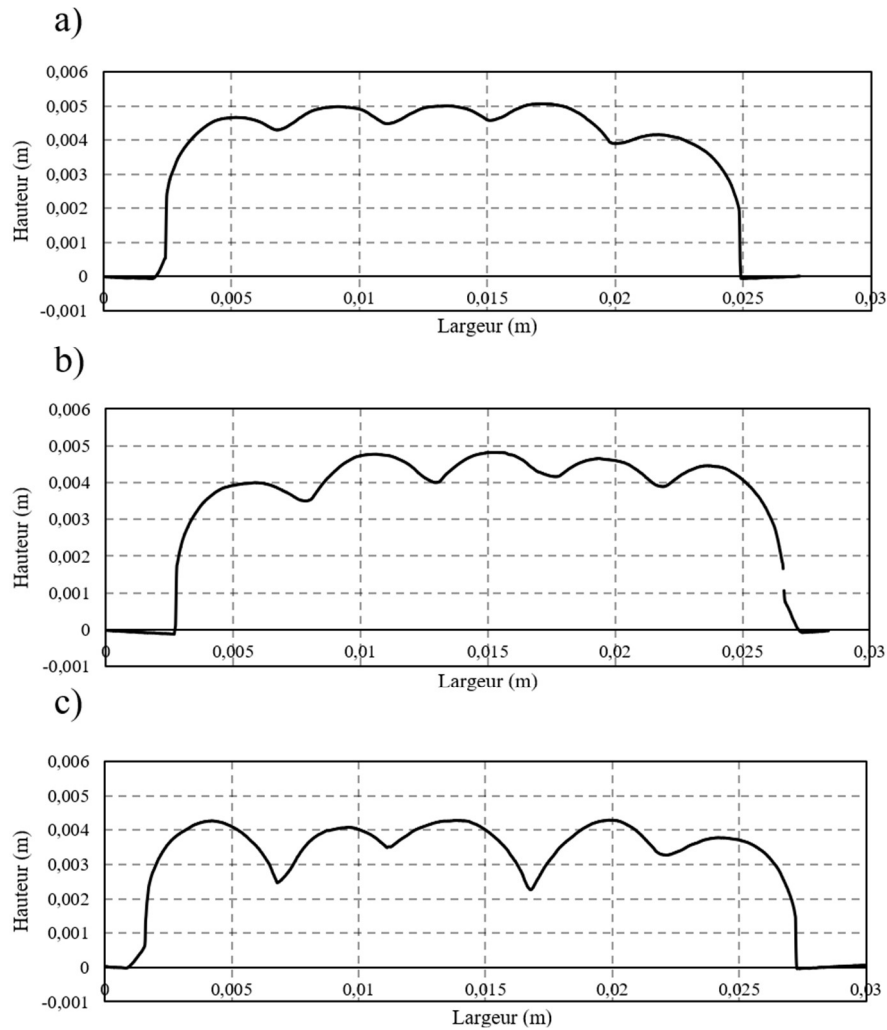


Figure 2. 35 Profils de mur à 2 couches fabriqués selon : a) le modèle COM ; b) le modèle FOM ; c) le modèle TOM.

Pour mettre en évidence les fluctuations de la surface supérieure et évaluer la planéité, la variance de la hauteur a été calculée à l'aide de l'équation 2.16.

$$\sigma^2 = \frac{\sum (h_i - \mu)^2}{N} \quad (2.16)$$

Où  $h_i$  est la hauteur des pics et des vallées,  $\mu$  est la valeur moyenne de la hauteur. La variance de la hauteur des trois modèles a été calculée comme indiqué dans la Figure 2. 36. En comparant les résultats, il est clair que le modèle COM présente la meilleure condition de surface ( $\sigma^2 = 0,16$ ), suivi par le modèle FOM ( $\sigma^2 = 0,21$ ), et enfin le modèle TOM ( $\sigma^2 = 1,07$ ) qui, malgré sa bonne planéité pour la première couche, présente une mauvaise qualité de surface pour la deuxième couche avec une valeur de variance élevée. Cela confirme la différence entre la forme d'un cordon déposé sur une surface plate et celle d'un cordon déposé sur un cordon précédent.

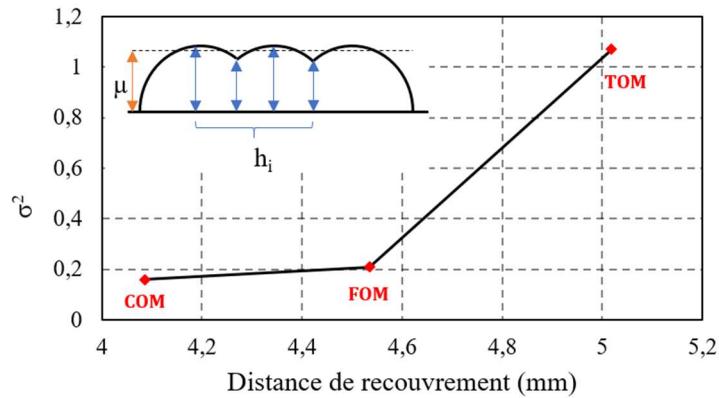


Figure 2. 36 La variance de la hauteur des modèles de recouvrement.

L'erreur relative de la largeur des couches est définie comme le pourcentage de la différence de largeur entre la largeur prédite et la largeur mesurée.

$$\text{Erreur (\%)} = \frac{\text{Largeur prédite} - \text{Largeur mesurée}}{\text{Largeur mesurée}} \times 100 \quad (2.17)$$

Comme le montre la Figure 2. 37, les erreurs des trois modèles se situent dans une plage de  $\pm 5\%$ , ce qui prouve que tous les modèles fournissent une précision de largeur de couche presque similaire. Parmi les trois modèles empiriques, le modèle COM offre une précision légèrement plus grande que les autres modèles.

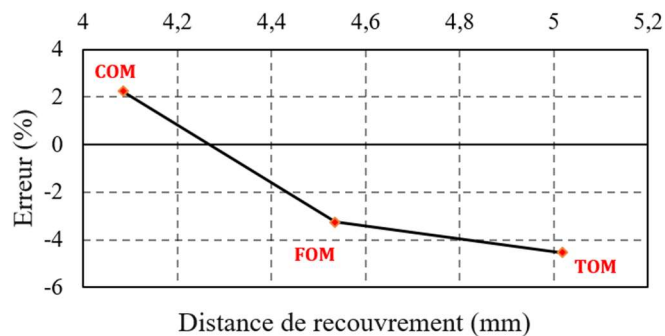


Figure 2. 37 Erreur relative pour la largeur de couche prédite et mesurée.

## 2.10 Conclusion

Dans ce chapitre, un plan d'expériences a été réalisé, permettant de déterminer l'impact des paramètres WAAM, en particulier la vitesse d'avance et le temps d'inter-passe sur le dépôt et le parachèvement par usinage.

Au cours de cette étude, des observations remarquables ont été effectuées :

- La variation du temps d'inter-passe exerce un impact significatif sur les caractéristiques géométriques de la pièce. Une réduction du temps d'inter-passe

entraîne une diminution de la dissipation de l'énergie thermique. En conséquence, la température maximale lors du dépôt ainsi que l'angle de mouillage à l'intérieur de la pièce augmentent. Cela conduit à un cordon déposé plus large et plus bas. De plus, lorsque le temps d'inter-passe est inférieur à une certaine limite, dépendant du système de refroidissement utilisé et la géométrie, des effondrements non négligeables surviennent, entraînant des ondulations accrues et une surépaisseur latérale d'usinage plus grande. Des observations ont montré que le temps d'inter-passe a un léger impact sur la dureté de la pièce. En diminuant le temps d'inter-passe, la vitesse de refroidissement ralentit, ce qui entraîne une diminution de la dureté de la pièce. Inversement, en augmentant le temps d'inter-passe, la dureté de la pièce augmente également.

- La vitesse d'avance et le temps d'inter-passe agissent de manière inverse. Lorsque la vitesse d'avance augmente tout en maintenant la même quantité de matière déposée, la puissance utilisée augmente également. Par conséquent, la température maximale dans le bain de fusion augmente, entraînant une diminution de l'angle de mouillage. Cela rend le cordon déposé plus large et plus bas, permettant de réduire les ondulations générées, la surépaisseur d'usinage et la dureté.
- Bien que les deux paramètres aient des effets similaires sur l'aspect thermique, il existe une différence entre l'impact de la vitesse d'avance et celui du temps d'inter-passe. La vitesse d'avance crée des effets homogènes sur toute la pièce, tandis que les effets du temps d'inter-passe ne sont pas stables. Par exemple, les effondrements résultants d'une diminution excessive du temps d'inter-passe se produisent de manière aléatoire.

Par la suite, des opérations de parachèvement par usinage ont été réalisées. Une observation importante a été faite pour l'acier 316L et dans la marge des paramètres WAAM utilisée dans ces travaux : en usinant à une profondeur équivalente à 124 % de la valeur de l'ondulation maximale, une surface sans défaut inhérent au processus de génération de la pièce a pu être obtenue. Ce résultat revêt une grande importance pour déterminer la surépaisseur latérale à prévoir pour le parachèvement lors de la phase de conception de la pièce brute. Cependant, il est important de noter que cette approche est basée sur des pièces minces et qu'elle n'est applicable que lorsque la valeur de l'ondulation maximale est préalablement connue.

Des mesures de rugosité ont également été effectuées. Il a été constaté que les paramètres du procédé WAAM n'ont pas d'effet significatif sur la rugosité par rapport aux paramètres d'usinage.

Enfin, une nouvelle méthode de recouvrement a été développée, basée sur les cordons déposés sur des couches précédentes plutôt que sur une surface plane. Par la suite, cette méthode a été soumise à des essais de validation et à une analyse comparative avec les deux méthodes de recouvrement les plus connues pour le procédé WAAM.

En se basant sur les résultats trouvés dans ce chapitre, le chapitre suivant consiste en le développement des règles et des directives d'élaboration du brut et de parachèvement par usinage.

## Chapitre 3

# Développement d'une pièce brute et application de règles méthodes pour le parachèvement

### 3.1 Introduction

L'objectif de ce chapitre est d'établir des directives méthodologiques spécifiques au procédé WAAM, permettant ainsi la transition de la conception 3D vers la réalisation d'une pièce massive finale. Ces directives reposent sur une phase de fabrication additive et une phase de parachèvement par usinage. Elles ont pour but de résoudre les problèmes liés au manque de précision géométrique du procédé WAAM, résultant de l'accumulation de chaleur. Cela inclut la détermination de la surépaisseur latérale nécessaire à l'usinage, la validation de la fiabilité du modèle de recouvrement COM, ainsi que surmonter les difficultés liées à la mise en position et au maintien en position lors du parachèvement par usinage, qui découlent des dispersions géométriques et de l'état de surface inhérents au procédé WAAM.

### 3.2 Pièce d'étude

Dans le but de développer des règles méthodes en utilisant les résultats des chapitres précédents, un essai de fabrication d'une pièce de remplissage (pièce massive) à géométrie évolutive a été envisagé, comme illustré dans la Figure 3. 1. Cet essai constitue une étude de cas visant à déterminer une méthode de fabrication additive et une méthode d'usinage. Par conséquent, les défauts de surface, la surépaisseur d'usinage, les spécifications géométriques (angles, planéité) et dimensionnelles seront analysés. Aucun tolérancement n'a été défini sur ces spécifications, les valeurs calculées seront comparées aux valeurs nominales. La géométrie a été choisie de manière à inclure le plus grand nombre possible de spécifications tout en restant réalisable avec les caractéristiques techniques du robot WAAM et du centre d'usinage 3 axes utilisés pour cette étude. La réalisation de cette pièce se divise en deux étapes : une étape de fabrication additive et une étape de parachèvement par usinage.

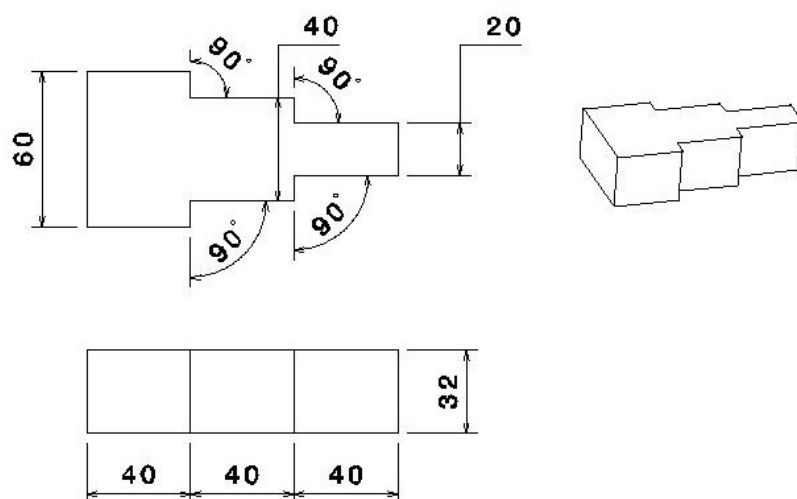


Figure 3. 1 Pièce d'étude (pièce finie).



### 3.3 Fabrication additive de la pièce d'étude

Le dépôt en acier inoxydable 316L a été réalisé sur un substrat en acier inoxydable 304L (280 mm x 80 mm x 10 mm) monté sur un support en aluminium jouant le rôle de dissipateur thermique (cf. Figure 3. 2). Ce support permet également de prévenir les déformations générées pendant la fabrication dues aux contraintes résiduelles de traction et de compression. Ces déformations peuvent entraîner une diminution significative de la précision du dépôt et de la stabilité de l'arc, car elles modifient la distance entre la buse et la matière déjà déposée (Nozzle-to-Work distance), pouvant même provoquer une collision. Les paramètres de fabrication sont récapitulés dans le Tableau 3. 1.

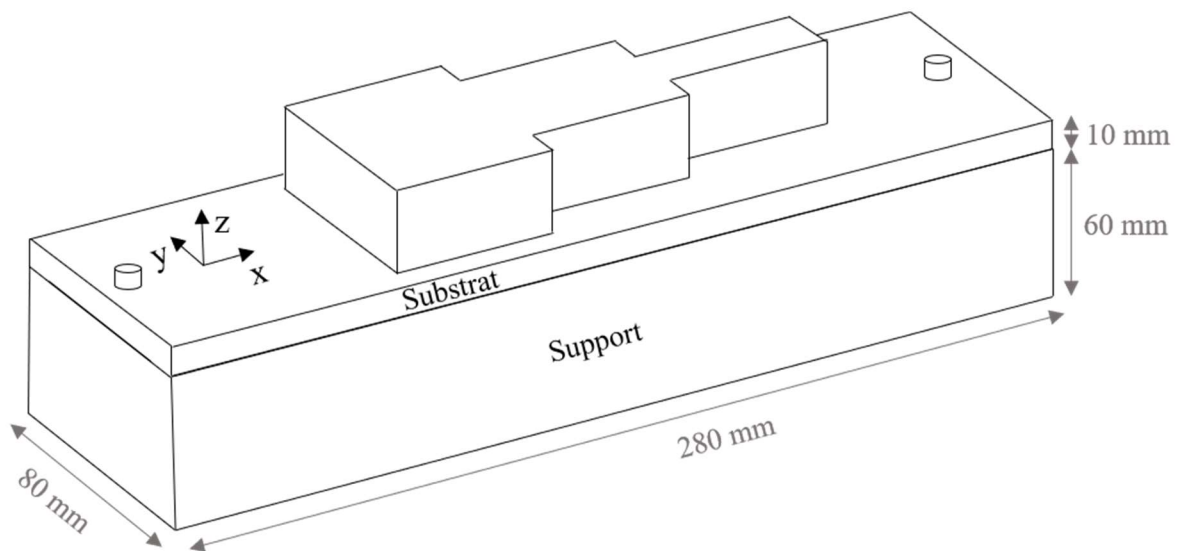


Figure 3. 2 Dispositif opératoire pour la génération de la pièce d'étude.

Vitesse d'avance (TS)	Vitesse de dévidage du fil (WFS)	Temps d'inter-passe (I)	Distance nozzle to work	Débit de gaz
10 mm/s	5 m/min	2 x 60 s	10 mm	15 L/min

Tableau 3. 1 Paramètres WAAM.

#### 3.3.1 Méthode de fabrication et surépaisseur nécessaire pour le parachèvement

Les défauts géométriques générés et les surépaisseurs nécessaires pour le parachèvement difficiles à déterminer sont parmi les obstacles qui limitent l'utilisation du procédé WAAM. Dans la section 2.7.2 du chapitre 2, il a été montré que l'usinage d'une profondeur de 124 % de l'ondulation maximale  $W_z$  permet d'obtenir une surface plane exempte de défaut d'ondulation dans la marge des paramètres utilisés dans le cadre de cette thèse. Cette valeur représente également la surépaisseur minimale à considérer lors de la phase de conception et de fabrication WAAM ou la profondeur de passe minimale pour usiner une surface issue du procédé WAAM. Cependant, il est important

de noter que cette approche trouve sa pertinence uniquement pour des pièces minces où la valeur de l'ondulation maximale est préalablement connue pour les paramètres WAAM spécifiques employés. Pour les pièces en remplissage (pièces massives), en plus des paramètres WAAM tels que la vitesse d'avance et le temps d'inter-passe, il convient de prendre en compte la géométrie et la taille de la pièce, car ces facteurs ont un impact significatif sur l'accumulation de chaleur et, par conséquent, sur l'ondulation résultante de la pièce. En conséquence, anticiper avec précision la valeur de l'ondulation pour chaque géométrie demeure complexe. Une solution envisageable consiste à fabriquer une pièce de test initiale pour déterminer cette valeur, mais cette approche peut s'avérer coûteuse en termes de temps de production, de matières premières et de consommation d'énergie, notamment pour les pièces de grande taille et la fabrication en petite série.

La méthode utilisée dans ces travaux pour une pièce massive s'inspire de la fabrication additive FDM (Fused Deposition Modeling) [120] et se divise en deux phases (cf. Figure 3. 3) :

- Phase de dépôt du contour : Cette phase représente la première étape du processus, au cours de laquelle seuls les contours extérieurs de la pièce sont fabriqués, sans procéder au remplissage interne. L'un des avantages majeurs de cette approche est la gestion plus efficace de la chaleur générée pendant la fabrication. En évitant le dépôt continu de plusieurs cordons adjacents les uns aux autres, cette phase limite les températures élevées et les effets indésirables sur la géométrie, comme décrit en détail dans le chapitre 2. Ces problèmes thermiques sont souvent intensifiés lors du remplissage en raison de l'accumulation de chaleur due au dépôt répété de cordons. En optant pour cette méthode, le résultat est un dépôt plus uniforme, un cordon plus stable et, par conséquent, une précision géométrique plus élevée. Au cours de cette phase, la torche suit le contour de la pièce finale, tel qu'illustré dans la Figure 3. 3. La surépaisseur latérale d'usinage correspond donc à la moitié de la largeur du cordon qui trace le contour de la pièce. Cette approche permet de s'affranchir de la nécessité d'une connaissance préalable de la valeur de l'ondulation, qui dépend des paramètres WAAM utilisés et de la géométrie de la pièce.
- Phase de remplissage : La deuxième phase, quant à elle, se concentre sur le remplissage de la pièce, et elle présente une approche distincte par rapport à la première étape. Étant donné que le contour de la pièce a déjà été soigneusement déposé lors de la phase précédente, les dimensions de la pièce sont déjà solidement établies. Cela ouvre la voie à une plus grande liberté dans le choix de la stratégie de remplissage ainsi que des paramètres spécifiques pour cette étape. Dans cette phase, l'attention se concentre principalement sur la réalisation du volume interne de la pièce, sans avoir besoin de se préoccuper de l'état de surface extérieur, qui a été pris en charge lors de la première étape. Cette dissociation entre la phase de contour et la phase de remplissage permet d'optimiser davantage le processus de fabrication en adaptant les paramètres en fonction des besoins internes de la pièce, tout en simplifiant la gestion de l'aspect extérieur. Cela contribue à améliorer l'efficacité globale de la fabrication WAAM.

En divisant le processus de cette manière, la conception de la pièce se limite à sa géométrie finale, et la surépaisseur latérale d'usinage est égale à la moitié de la largeur du cordon de dépôt du contour.

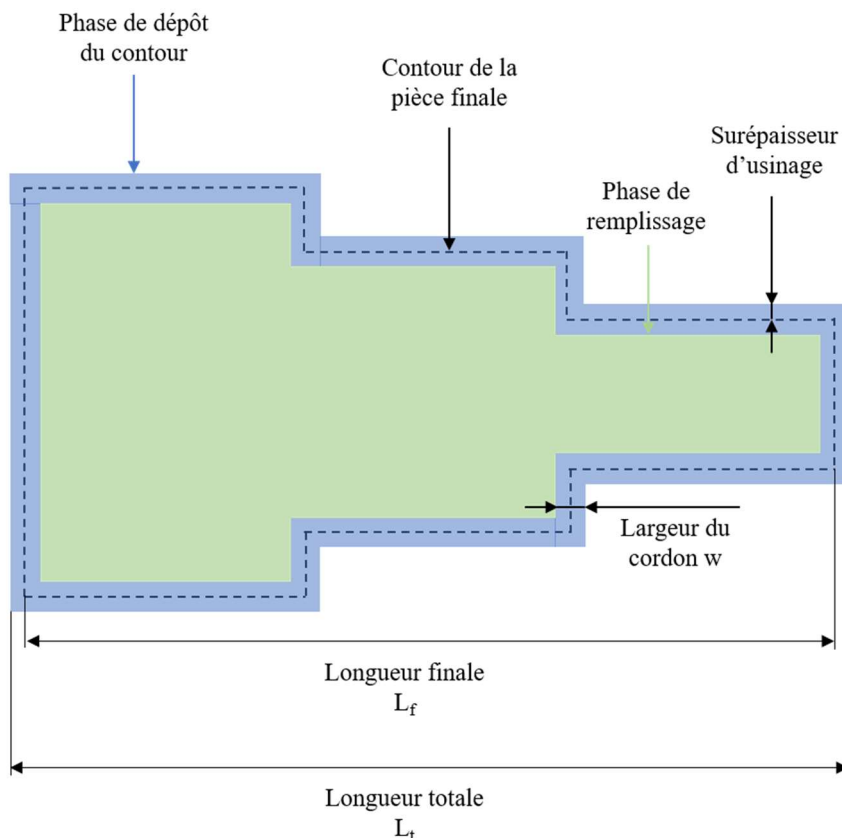


Figure 3. 3 Méthode de fabrication et surépaisseur d'usinage (brute du WAAM).

### 3.3.2 Etapes et stratégie de fabrication

Étant donné qu'il s'agit d'une pièce épaisse et afin de prévenir le phénomène de surchauffe qui peut déstabiliser le dépôt, deux temps d'inter-passe ont été planifiés pendant la fabrication de cette pièce. Comme le montre la Figure 3. 4, les étapes de fabrication sont les suivantes :

- Dépôt 1 : Cette étape consiste à déposer le contour extérieur de la pièce. La séparation du dépôt de la partie extérieure et du remplissage de la pièce a été effectuée conformément à la méthode de fabrication précédemment présentée.
- Dépôt 2 : Cette étape permet de remplir le premier bloc de la pièce.
- Inter-passe 1 : Un premier temps de pause entre le remplissage du premier bloc et celui du deuxième est réalisé, dans le but d'éviter le phénomène de surchauffe.
- Dépôt 3 : Cette étape permet de remplir le deuxième bloc de la pièce.
- Inter-passe 2 : Un deuxième temps de pause intervient entre le remplissage du deuxième bloc et celui du troisième, toujours dans le but d'éviter le phénomène de surchauffe.
- Dépôt 4 : Enfin, cette étape permet de remplir le troisième bloc de la pièce.

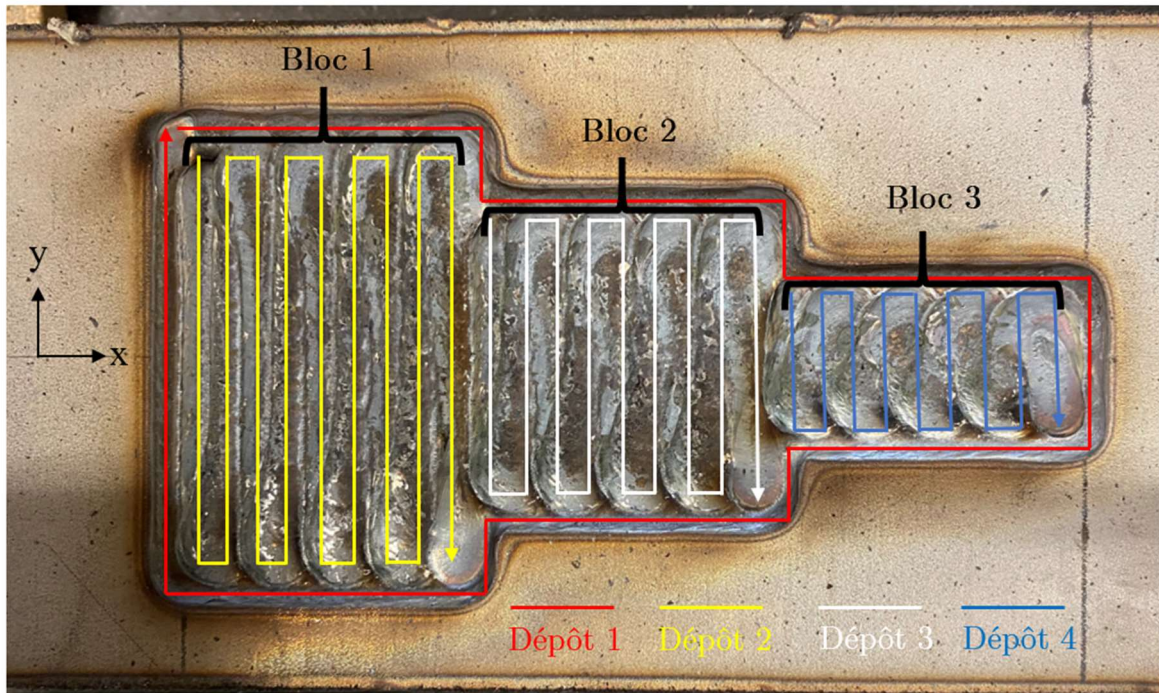


Figure 3. 4 Stratégie de fabrication.

La hauteur de la pièce finie est de 32 mm. Afin de prendre en compte les pertes de matière résultant de l'usinage de la surface supérieure et de la surface inférieure, de l'opération d'enlèvement du substrat, ainsi que des éventuelles déformations inhérentes, une hauteur de 37 mm a été choisie pour la pièce brute (issue de la fabrication additive). Des essais préliminaires, consistant en le dépôt d'un mur simple, ont révélé que la hauteur moyenne du cordon  $h$  est d'environ 2,2 mm, et la largeur moyenne  $w$  est d'environ 5,9 mm. Par conséquent, 17 couches ont été déposées. La hauteur prévue du brut est donc d'environ 37,4 mm. Il est important de noter que la hauteur du cordon peut varier pendant le dépôt en raison de l'accumulation de chaleur comme expliqué dans le chapitre 2, en particulier dans la zone de remplissage, et que les déformations inhérentes restent difficiles à quantifier précisément pour des géométries relativement complexes avec plusieurs directions de dépôt.

La méthode COM développée dans la section 2.9 du chapitre 2 a été utilisée pour déterminer la distance de recouvrement optimale, notée  $d^*$ , entre les cordons, qui est égale à 4,3 mm selon l'équation 2.14.

En tenant compte du cordon déposé lors de la phase de dépôt du contour, le nombre requis de cordons pour chaque couche est donné par l'équation suivante :

$$n = \frac{L_t - w}{d^*} + 1 = \frac{L_f}{d^*} + 1 = 29 \quad (3.1)$$

Avec  $L_t$  : la longueur totale de la pièce



### 3.3.3 Résultat

La Figure 3. 5 présente la pièce après sa fabrication. Dans l'ensemble, le dépôt a été stable tout au long de la fabrication, à l'exception d'un défaut observé à la fin de la dernière couche, dû à l'extinction brusque du dépôt en raison de la surchauffe du contrôleur du robot. La surface supérieure de la pièce montre un bon recouvrement, sans aucune zone de manque de fusion entre les cordons et sans effet d'escalier, ce qui indique que la méthode COM modélise le recouvrement de manière fidèle.



*Figure 3. 5 Pièce d'étude après la fabrication additive.*

Le dépôt du contour de la pièce avant le remplissage a contribué à minimiser les ondulations au niveau des surfaces latérales verticales à éviter les effondrements causés par l'accumulation de chaleur et à améliorer la précision dimensionnelle. Le Tableau 3. 2 présente les dimensions prévues et mesurées de la pièce brute après la fabrication WAAM. En ce qui concerne les longueurs et les largeurs, l'erreur maximale constatée est d'environ -2,5 %, tandis que pour la hauteur, elle atteint -3,74 %. En effet, comme le dépôt du contour de la pièce et le remplissage sont effectués séparément, le dépôt de remplissage n'a pas un impact sur les dimensions en longueur et en largeur. En revanche, la mesure de la hauteur a été effectuée à différents points de mesure, dont certains se trouvent dans la zone de remplissage et lors du dépôt dans cette zone, l'accumulation de chaleur est inévitablement plus élevée que sur le contour extérieur, ce qui influe sur la géométrie du cordon, comme décrit dans le chapitre 2, et par conséquent, sur la hauteur totale de la pièce.

	Prévue (mm)	Mesurée (mm)	Erreur
Longueur totale	125,9	≈ 124,1	-1,43 %
Longueur Bloc 1	45,9	≈ 45	-2 %
Longueur Bloc 2	40	≈ 39	-2,5 %
Longueur Bloc 3	40	≈ 39	-2,5 %
Largeur Bloc 1	65,9	≈ 65	-1,3 %
Largeur Bloc 2	45,9	≈ 45,7	-0,4 %
Largeur Bloc 3	25,9	≈ 25,6	-1,16 %
Hauteur	37,4	≈ 36	-3,74 %

Tableau 3. 2 Comparaison entre les dimensions prévues et mesurées.

La Figure 3. 5 présente une déformation générée au niveau du substrat avant le débridage de la pièce. Le dépôt de remplissage a été réalisé selon l'axe y, ce qui a engendré des contraintes résiduelles longitudinales (dans ce cas, suivant l'axe y) lorsque les cordons ont été déposés. Ces contraintes, lorsqu'elles dépassent la limite élastique, provoquent une déformation inhérente comme expliqué dans la section 1.3.2 du chapitre 1. La Figure 3. 6 présente la déformée de l'extrémité du substrat, avec une flèche d'environ 3,29 mm. Il est à noter que la déformation maximale s'est produite devant le bloc 1 et 2, puisque les cordons de remplissage sont les plus longs dans ces zones, générant ainsi des contraintes longitudinales de traction plus élevées et, par conséquent, une déformation plus prononcée. Cependant, pour la pièce déposée, aucune déformation gênante susceptible de provoquer une collision entre la zone de dépôt et la torche n'a été observée durant le dépôt. Guilmois et al.[11] ont montré que le bridage du substrat a un effet significatif sur l'amplitude de déformation qui a augmenté de plus de 100 % en passant d'un dépôt avec bridage à un dépôt sans bridage.

Dans les cas où le substrat ne fait pas partie de la pièce finale, la déformation du substrat peut ne pas être gênante. Cependant, l'enlèvement du substrat peut provoquer une relaxation des contraintes et donc des déformations supplémentaires [72]. Cette relaxation des contraintes résiduelles doit être prise en compte lors du parachèvement par usinage.

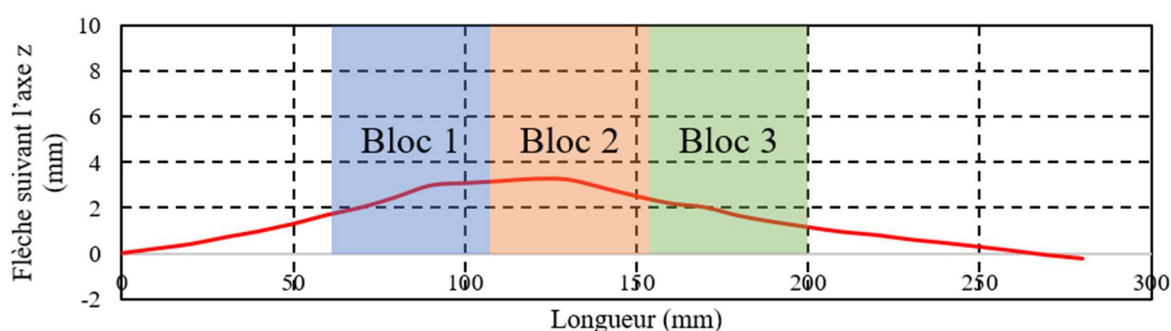


Figure 3. 6 Déformation du substrat.

## 3.4 Parachèvement par usinage

### 3.4.1 Méthode d'usinage

Le parachèvement par usinage d'une pièce WAAM présente jusqu'à présent des difficultés en raison des déformations, les dispersions géométriques et d'état de surface inhérentes au procédé WAAM. La méthode d'usinage développée, qui vise à résoudre ces problèmes, comprend les étapes suivantes (cf. Figure 3. 7) :

- Etape 1 : Mise et Maintien en position avec le support : La mise en position (MIP) et le maintien en position (MAP) sont des étapes critiques lors du processus d'usinage, exigeant de la précision. Pour les pièces issues de la fabrication additive WAAM, ces étapes s'avèrent souvent complexes en raison de la mauvaise qualité de surface des pièces et des potentielles déformations du substrat. Dans cette étude, le support, qui a joué un rôle essentiel en évitant une déformation excessive du substrat pendant la fabrication, joue un nouveau rôle en tant que référence lors du parachèvement par usinage. La MIP et le MAP ont donc été réalisés en utilisant les surfaces de ce support comme références. Cette approche garantit un serrage rapide de la pièce, sans la nécessité de concevoir un support sur mesure. L'origine programme a été réglée en se basant sur ces références.
- Etape 2 : Usinage des nouvelles surfaces de référence : Cette phase implique l'usinage du minimum possible de surfaces requises pour l'usinage de la pièce après le desserrage du support et la découpe du substrat (si celui-ci ne fait pas partie de la pièce finale). L'objectif de cette étape est d'usiner des nouvelles surfaces de référence tout en laissant le plus possible d'usinage après l'enlèvement du substrat afin de prendre en compte le relâchement des contraintes résiduelles (générées durant la fabrication WAAM) et les déformations potentielles avant de finir l'usinage. Le but est donc d'éviter la déformation de la pièce après la réalisation de l'usinage complet.
- Etape 3 : Enlèvement du substrat.
- Etape 4 : La MIP et le MAP de la pièce et l'initialisation de l'origine du programme en se basant sur les nouvelles surfaces de référence.
- Etape 5 : Usinage des surfaces fonctionnelles restantes.

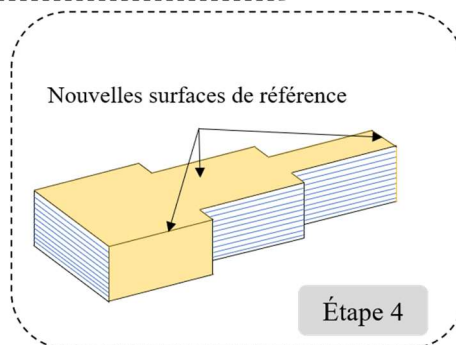
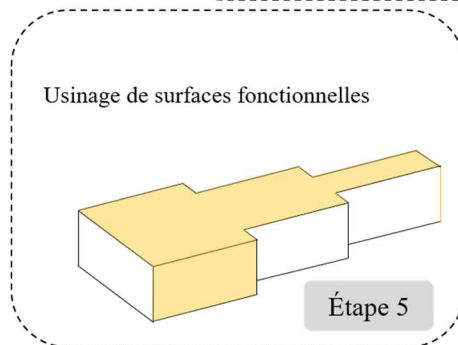
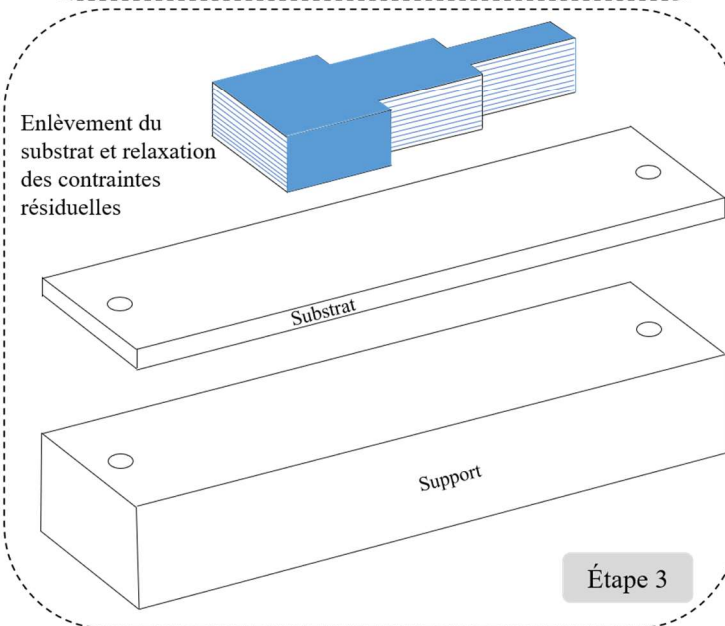
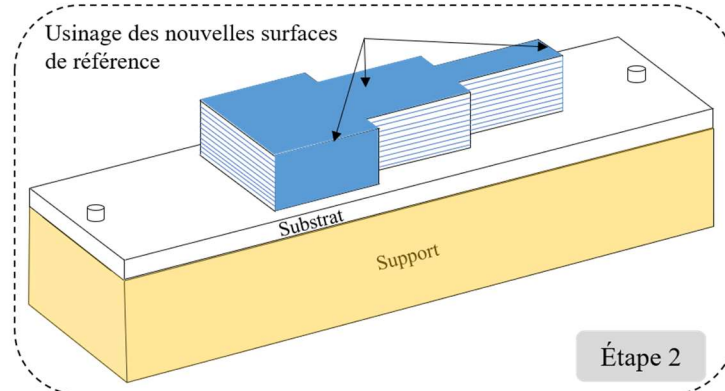
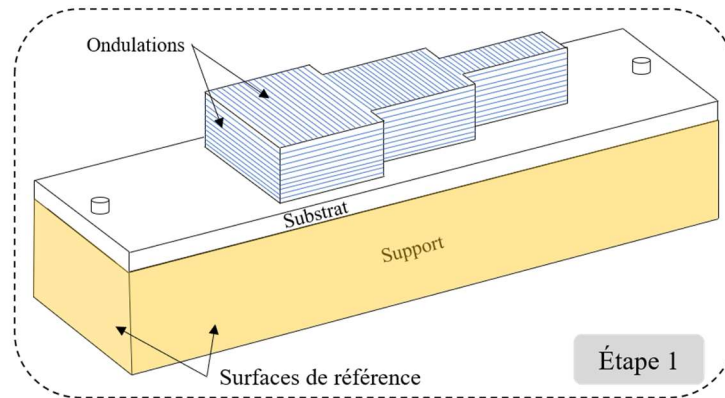


Figure 3. 7 Les étapes d'usinage.



### 3.4.2 Usinage

Les opérations de fraisage ont été réalisées sur une machine Rosilio 850 à 3 axes. Les conditions de coupe sont illustrées dans le Tableau 3. 3. Une fraise Iscar HM390 ETP-M à plaquettes positives en carbure de tungstène Iscar HM390 TPKR 100304PDRHM, d'un diamètre de 32 mm, de 4 dents, d'un angle de direction d'arête  $\kappa_r$  de 90° a été utilisée.

$V_c$ (m/min)	130
F (mm/dent)	0,1
Lubrification	Non

Tableau 3. 3 Conditions de coupe.

#### 3.4.2.1 Usinage des nouvelles surfaces de référence

La Figure 3. 8 présente la pièce d'étude après l'usinage des nouvelles surfaces de référence et le desserrage du support dont la gamme d'usinage est détaillée dans l'annexe A. Conformément à la méthode précédemment expliquée, cette étape implique l'usinage du strict nécessaire des surfaces requises pour l'usinage du reste de la pièce après l'enlèvement du substrat. Trois surfaces ont été usinées : la surface supérieure SS, la surface latérale SL1, et la surface avant SAV. Pour les surfaces SL1 et SAV, la moitié de la largeur du cordon a été usinée (la surépaisseur fixée dans la section 3.3.1). Pour la surface SS, le minimum nécessaire est usiné, la profondeur d'usinage est égale donc à 124 % de  $W_z$  au lieu d'usiner la moitié de la largeur du cordon dans le but de préserver autant de matière que possible pour compenser les éventuelles pertes de matière causées par l'enlèvement du substrat et les déformations éventuelles qui peuvent survenir après l'enlèvement du substrat.

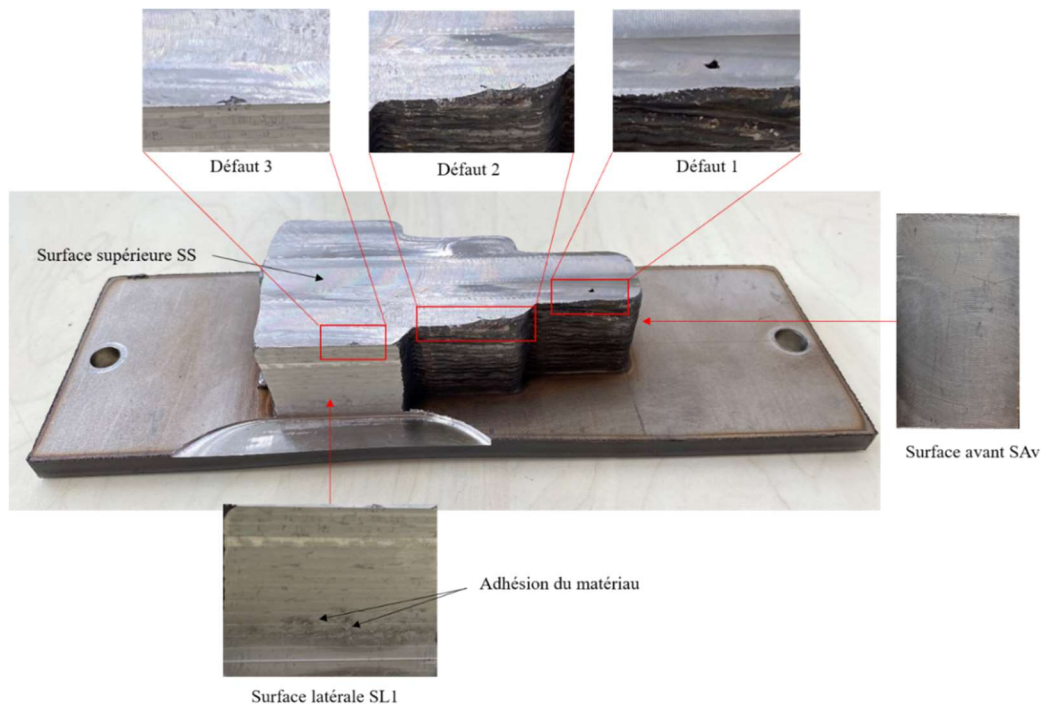


Figure 3. 8 Pièce d'étude après l'usinage des nouvelles surfaces de référence.

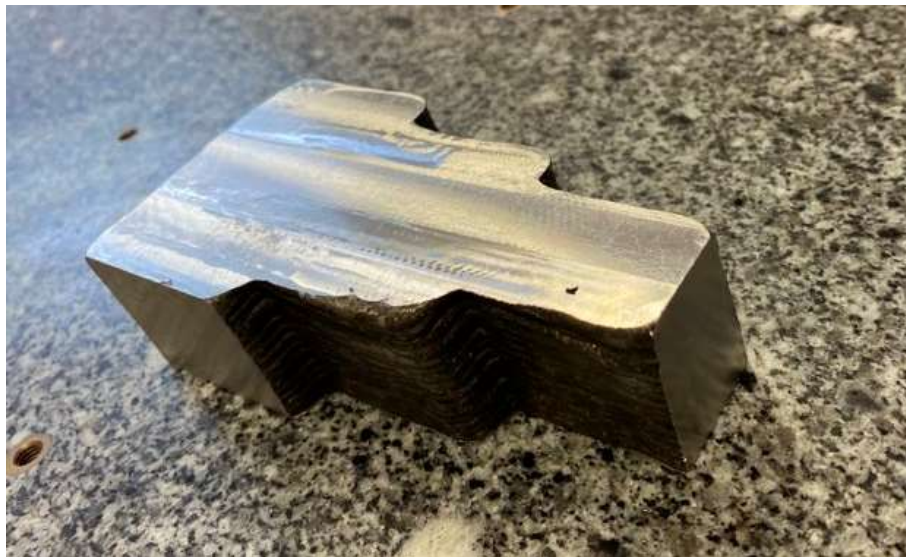
Aucun défaut d'ondulation résiduelle n'a été observée sur la surface latérale SL1 et la surface avant SAV. En ce qui concerne la surface supérieure, on observe un défaut notable (défaut 1), causé par l'extinction brusque de la torche lors de la fabrication, comme précédemment mentionné dans la section 3.3.3. De plus, deux zones n'ont pas été suffisamment usinées avec une surépaisseur de 124 % de  $W_z$  (défaut 2 et 3). Il est important de rappeler que ce pourcentage a été calculé en fonction des ondulations résultantes de l'ajout successif des couches l'une sur l'autre, plutôt qu'en se basant sur les cordons juxtaposés appartenant à la même couche, ce qui explique la présence de ces défauts.

### 3.4.2.2 Enlèvement du substrat

L'étape suivante consiste à retirer le substrat. L'opération a été réalisée en utilisant une unité de sciage avec lubrification. La Figure 3. 9 montre l'état de la pièce après le découpage.

Des mesures ont été effectuées pour analyser la perpendicularité entre la surface latérale SL1 et la surface supérieure SS, avec une précision de mesure du comparateur de 0,01 mm. La valeur mesurée avant le desserrage du substrat du support est de 0,03 mm. Cette valeur n'a pas changé après le desserrage du substrat. Cependant, après le découpage du substrat, le défaut de perpendicularité s'est élevé à 0,04 mm.

L'analyse de la planéité de la surface supérieure a montré un écart plus élevé comme montré dans la Figure 3. 10. Le défaut de planéité après usinage est d'environ 0,01 mm, et cette valeur reste constante après le desserrage du substrat du support. Toutefois, après l'enlèvement du substrat, cette valeur est passée à 0,11 mm, ce qui suggère qu'un phénomène de relaxation de contrainte s'est produit.



*Figure 3. 9 Pièce d'étude après l'enlèvement du substrat.*

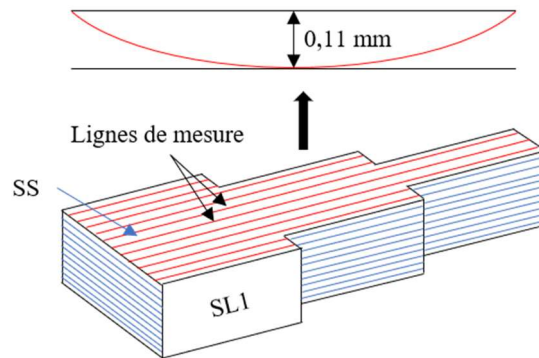


Figure 3. 10 Défaut de planéité.

### 3.4.2.3 Usinage des surfaces fonctionnelles restantes

Après avoir usiné les nouvelles surfaces de référence et découpé le substrat, l'étape suivante consiste à usiner les surfaces restantes conformément aux gammes d'usinage présentée dans l'annexe A. Les trois surfaces déjà usinées ont été considérées comme des surfaces de référence, ce qui permet d'usiner la pièce tout en respectant les spécifications dimensionnelles et géométriques.

L'usinage s'est fait suivant l'ordre détaillé dans la Figure 3. 11. L'usinage de toutes les surfaces restantes a été réalisé avec la stratégie en bout afin d'aboutir à un meilleur état de surface.

- La première opération consiste en l'usinage des surfaces latérales SL'1, SL'2 et SL'3. Durant cette étape, la MIP a été assurée par les nouvelles surfaces de référence.
- La deuxième opération consiste en l'usinage des surfaces latérales restantes de l'autre côté SL2 et SL3.
- La troisième opération consiste en l'usinage de la surface arrière SAR.
- La quatrième opération consiste en l'usinage de correction de la surface inférieure SI, qui a été découpée du substrat à l'aide d'une unité de sciage. L'enlèvement du substrat aurait pu être réalisé dès le départ par usinage. Cependant, pour des pièces de grande taille, un substrat épais est souvent utilisé, et pour des raisons économiques et de rapidité, le découpage du substrat à l'aide d'une scie pourrait être une solution plus adéquate.

Il convient de noter qu'une opération d'ébavurage était également nécessaire après chaque opération.

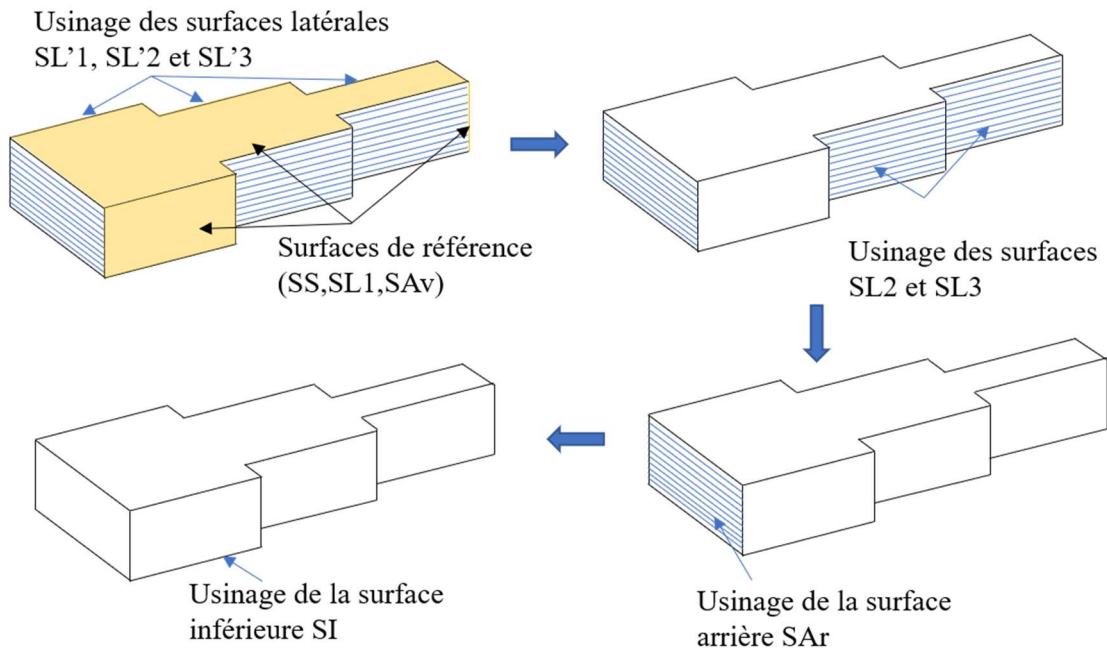


Figure 3. 11 Usinage des surfaces fonctionnelles.

La Figure 3. 12 présente la pièce après le surfacage de surfaces latérales  $SL'1$ ,  $SL'2$  et  $SL'3$ . Aucun défaut d'ondulation n'a été observé sur ces trois surfaces. On observe un phénomène d'adhésion de matériau prononcé au niveau de ces dernières. Comme le montre la Figure 3. 12, des bavures d'usinage sont présentes après chaque opération.

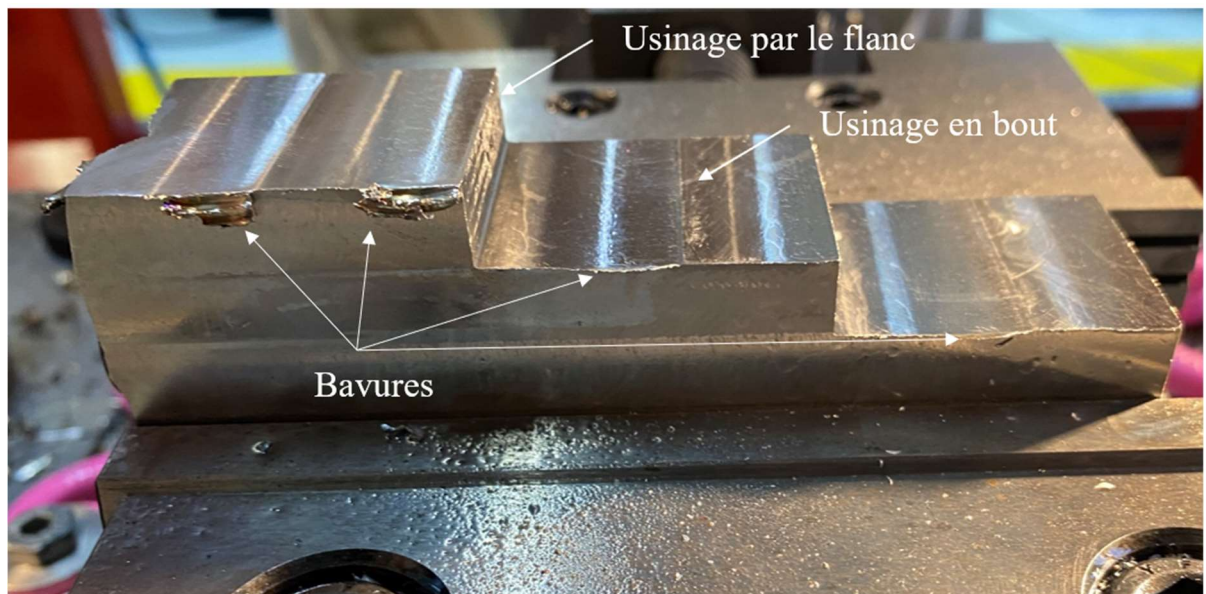


Figure 3. 12 pièce après le surfacage de surfaces latérales  $SL'1$ ,  $SL'2$  et  $SL'3$ .

### 3.4.3 Résultat

La Figure 3. 13 présente la pièce finale. Pour les surfaces latérales, aucun défaut d'ondulation n'a été observé, démontrant ainsi que la méthode de surépaisseur présentée



dans la section 3.3.1 conduit à des surfaces planes, exemptes d'ondulations après le parachèvement par usinage.

Il convient également de noter qu'aucun manque de fusion ou manque de matière n'a été constaté sur la surface supérieure et la surface inférieure. Cette constatation confirme la validité de la distance de recouvrement déterminée par la méthode COM.

Un manque de matière a été identifié au niveau de la surface arrière et plus précisément au niveau des zones d'amorçage et désamorçage de la torche à chaque couche. Ce défaut s'étendant sur toute la hauteur de la pièce. Il est intrinsèquement lié à la stratégie adoptée pour le dépôt du contour fermé où l'amorçage et le désamorçage de la torche se fait au même point pour toutes les couches. En effet, la hauteur du cordon WAAM se révèle irrégulière dans les zones de début et de fin du dépôt. Durant les phases d'amorçage et de désamorçage de l'arc électrique, le contrôle de la forme du cordon ainsi que l'apport d'énergie et de matière sont complexes. Ces irrégularités s'accumulent de couche en couche, générant le défaut que nous pouvons observer dans la Figure 3. 13 [121]. Ce phénomène pourrait être corrigé en changeant la position d'amorçage et de désamorçage après chaque couche. Par ailleurs, si les conditions thermiques le permettent, la création d'une trajectoire continue avec un seul amorçage au début et un seul désamorçage à la fin de la fabrication pourrait être une solution fiable [50].



*Figure 3. 13 Pièce d'étude après usinage.*

Dans le but de vérifier la fiabilité des règles développées, une analyse dimensionnelle et géométrique a été réalisée et est illustrée dans le Tableau 3. 4.

- Contraintes dimensionnelles : l'écart entre les mesures et les valeurs attendues n'a généralement pas dépassé 0,04 mm pour la plupart des dimensions, à l'exception des dimensions  $La_2$  et  $La_3$ , pour lesquelles l'écart a atteint 0,35 mm. Cet écart pourrait être attribué à une erreur liée la MIP et au MAP de la pièce avant l'usinage des surfaces SL2 et SL3, qui ont été usinées lors de la phase 300 (cf. Annexe A).

La hauteur H, qui a permis un surfaçage complet de la surface supérieure SS et de la surface inférieure SI après l'enlèvement du substrat, est de 31,5 mm. L'écart est donc de 0,5 mm par rapport à la hauteur attendue. La hauteur moyenne mesurée après la fabrication additive est d'environ 36 mm, tandis que la hauteur théorique prévue est de 37,4 mm (cf. Tableau IV. 2). Cela signifie que 4 mm étaient légèrement insuffisants pour tenir en compte la perte de matière due au surfaçage de la surface supérieure SS, à la déformation inhérente, à l'enlèvement du substrat et au surfaçage de la surface inférieure SI.

- Planéité : le défaut de planéité maximal observé est de 0,11 mm au niveau de la surface supérieure SS. Il est essentiel de rappeler que la valeur mesurée avant l'enlèvement du substrat était de 0,01 mm. Après l'enlèvement, une relaxation des contraintes s'est produite, faisant passer le défaut à 0,11 mm. Cependant, cette valeur n'a pas évolué après l'usinage complet de la pièce. Pour les autres surfaces, le défaut n'a pas dépassé 0,01 mm. Ce résultat met en évidence que l'effet des contraintes résiduelles est significatif après l'enlèvement du substrat. Une opération d'usinage corrective supplémentaire pourrait être une solution pour corriger les défauts géométriques générés par la relaxation des contraintes résiduelles après le retrait du substrat (dans ce cas un usinage correctif pour la surface supérieure SS).
- Perpendicularité : l'écart maximal mesuré entre les angles mesurés est d'environ  $0,13^\circ$  au niveau de l'angle  $A_2'$ .

Les règles développées dans cette étude ont permis de fabriquer une pièce brute avec des écarts maximaux acceptables d'environ -2,75 % pour les largeurs et les longueurs, et d'environ -3,74 % pour la hauteur. Malgré l'existence de ces écarts négatifs pour les largeurs et les longueurs, la surépaisseur latérale choisie dans cette étude (la moitié de la largeur du cordon) a permis de rattraper ces écarts lors du parachèvement par usinage, aboutissant à des surfaces exemptes de défauts d'ondulation qui respectent les contraintes dimensionnelles. Cependant, la difficulté réside dans la détermination de la surépaisseur verticale, qui dépend des déformations générées par le procédé WAAM. Ces déformations sont difficiles à prévoir en raison de leur dépendance à plusieurs paramètres, tels que les paramètres WAAM, la géométrie de la pièce et la stratégie de dépôt. Enfin, les règles utilisées dans le parachèvement ont permis d'usiner la pièce brute sans nécessité de numérisation.

Contraintes dimensionnelles		Mesurée	Prévue
		$Lo_1$	39,96 mm
$Lo_2$	40,01 mm	40 mm	
$Lo_3$	40,01 mm	40 mm	
$La_1$	60,01 mm	60 mm	
$La_2$	39,67 mm	40 mm	
$La_3$	19,65 mm	20 mm	
H	31,5 mm	32 mm	
Planéité	SS	0,11 mm	
	SI	0,01 mm	
	SL1	0,01 mm	
	SL2	0,01 mm	
	SL3	0,01 mm	
	SL'1	0,01 mm	
	SL'2	0,01 mm	
	SL'3	0,01 mm	
Angles	$A_1$	89,94°	
	$A_2$	90,05°	
	$A_1'$	90,11°	
	$A_2'$	90,13°	

Tableau 3. 4 Analyses dimensionnelle et géométrique.

### 3.5 Méthode et règles métiers

Ce chapitre propose une démarche globale axée sur des règles métiers appliquées sur une pièce d'étude, guidant à la réalisation d'une pièce massive finale. L'accent est mis sur l'optimisation des paramètres de fabrication pour renforcer l'intégrité structurelle et la conformité aux exigences fonctionnelles.

Établir des règles métiers pour la conformité géométrique et les spécifications est indispensable. Ces règles garantissent que chaque pièce respecte les tolérances dimensionnelles et les exigences de finition de surface dès la phase de conception. Par exemple, les règles peuvent stipuler des surépaisseurs spécifiques pour les surfaces de référence, assurant ainsi que la pièce finale s'insère parfaitement dans l'ensemble prévu.

L'optimisation du recouvrement et du dépôt de matériau est également primordiale pour obtenir une pièce de haute qualité. Dans notre cas d'étude, une nouvelle méthode de recouvrement a été développée en fonction de la géométrie du cordon, résultant en une réduction significative des défauts et une amélioration de la qualité de la pièce.

Dans le processus WAAM, l'usinage joue un rôle clé pour atteindre la précision finale requise. Les règles métiers s'appliquent à l'utilisation des supports, et à la planification

de l'accès des outils. Dans notre cas d'étude, ces règles ont permis de déterminer l'épaisseur latérale adéquate du matériau pour l'usinage afin de surmonter les déviations générées lors de la fabrication additive. Cela démontre l'importance d'intégrer les contraintes d'usinage dès le début du processus de conception WAAM.

En suivant ces directives, le processus WAAM peut être optimisé pour produire des composants métalliques avec précision. Une série de règles énoncées dans le Tableau 3. 5 sous forme d'OBJECTIF-ACTION-EVALUATION→REGLE qui résument l'ensemble des étapes du cas d'étude proposé en début de ce chapitre :

OBJECTIF	ACTION	EVALUATION	REGLE
Réduire l'accumulation thermique	Minimiser l'accumulation thermique : varier l'ordre de dépôt des couches dans les zones critiques pour éviter l'accumulation de chaleur qui pourrait endommager la pièce	Concentration de chaleur	Alterner la séquence de dépôt pour minimiser la concentration de chaleur et les défauts dus à l'amorçage et au désamorçage de la torche
Maximiser la précision dimensionnelle	Optimiser la stratégie du dépôt : Pour chaque couche, commencer par le dépôt du contour extérieur avant le remplissage.	Etat de surface et spécifications dimensionnelles	Prioriser le dépôt des zones pour lesquelles des spécifications dimensionnelles sont requises.
Prévenir la déformation	Éviter un apport de chaleur excessif : Réduire l'intensité de l'arc et l'alimentation en matériau dans les zones complexes.	Apport énergétique	Réduire l'énergie de l'arc et le taux d'alimentation en fil dans les zones géométriquement complexes pour éviter l'effondrement.
Améliorer le refroidissement	Maximiser la dissipation de la chaleur : Laisser plus de temps pour que la pièce refroidisse dans les sections massives afin d'éviter les contraintes dues à une température élevée.	Dissipation thermique	Augmenter les temps de refroidissement entre les passes dans les zones de sections épaisses pour maximiser la dissipation thermique
Maintenir l'intégrité de la pièce	Exiger un recouvrement uniforme entre les cordons : Adapter le mouvement de l'outil pour aboutir à des couches d'hauteur uniforme et sans défauts.	Uniformité de la couche	Ajuster le trajet de l'outil avec des calculs de recouvrement pour les surfaces avec géométries variables afin d'exiger un dépôt de couche uniforme.
Faciliter la réussite de la construction	Exiger des structures de support adéquates : Utiliser des supports pour prévenir la déformation et faciliter l'usinage	Efficacité du support	Mettre en place des structures de support adéquates pour minimiser les déformations permettant ainsi de faciliter la MIP et le MAP dans la phase d'usinage.

*Tableau 3. 5 Règles et directives dédiées au procédé WAAM.*



Ces règles d'action constituent une base de connaissances codifiée que les ingénieurs peuvent appliquer au processus WAAM. En suivant ces règles, les ingénieurs peuvent prendre des décisions éclairées qui optimisent le processus de fabrication et améliorent la qualité du produit final, même sans l'utilisation de modèles numériques complexes.

### 3.6 Conclusion

Dans ce chapitre, des règles et directives dédiées au procédé WAAM ont été développées. Elles englobent les éléments suivants :

- Une stratégie de fabrication additive inspirée de l'impression 3D plastique, qui consiste à déposer d'abord le contour extérieur de la pièce, suivi du remplissage intérieur. Cette approche permet de minimiser les irrégularités causées par l'accumulation de chaleur au niveau du contour extérieur de la pièce, notamment pour les pièces épaisses, tout en garantissant une géométrie de bonne précision. De plus, cette approche offre une plus grande flexibilité dans le choix des paramètres de remplissage.
- Une stratégie d'usinage reposant sur l'utilisation d'un support sur lequel le substrat est monté. Ce support sert à usiner les surfaces de référence nécessaires pour l'usinage de la pièce. Après l'usinage de ces surfaces, l'étape suivante consiste à enlever le substrat afin de relâcher les contraintes résiduelles. Ensuite, l'usinage du reste de la pièce s'effectue en se basant sur les nouvelles surfaces de référence. Cette méthode évite de scanner la pièce brute issue de la fabrication additive avant de l'usiner.

La pièce finale a démontré que la surépaisseur latérale définie dans cette étude permet d'obtenir des surfaces sans défaut d'ondulation, tout en respectant les contraintes dimensionnelles en longueur et en largeur de la pièce. De plus, la méthode de recouvrement COM s'est avérée fiable, en garantissant une surface supérieure et une surface inférieure sans aucun défaut de manque de matière ou manque de fusion, tout en maintenant une hauteur de pièce presque constante sur toute la pièce.

Cependant, la principale difficulté réside dans la détermination de la surépaisseur verticale (suivant la hauteur) nécessaire lors de la fabrication additive pour atteindre la hauteur attendue après le parachèvement par usinage. Cette hauteur supplémentaire dépend de la déformation inhérente générée, ce qui reste difficile à déterminer. Par conséquent, une étude numérique du comportement thermomécanique a été menée dans le chapitre suivant afin de comprendre le mécanisme de génération des contraintes résiduelles et des déformations inhérentes, ainsi que pour déterminer l'impact des paramètres WAAM.



## Chapitre 4

# Étude numérique du comportement thermomécanique du procédé WAAM

## 4.1 Introduction

Les contraintes résiduelles et les déformations générées par le procédé WAAM posent un problème dans la chaîne de fabrication. Dans le chapitre 3, il a été montré que les déformations inhérentes ont un effet non négligeable sur la détermination de la surépaisseur verticale (le long de l'axe de croissance de la pièce). De plus, ces déformations génèrent des difficultés lors du parachèvement par usinage, comme une profondeur de passe non constante et la déformation de la pièce après le retrait du substrat. Par conséquent, dans ce chapitre, une étude numérique du comportement thermomécanique du procédé WAAM a été développée par la méthode des éléments finis en utilisant le logiciel "Abaqus" couplé aux "subroutines DFLUX".

L'objectif de cette étude est d'appréhender le mécanisme de génération des contraintes résiduelles et des déformations induites durant et après le dépôt ainsi qu'après le desserrage. L'analyse numérique permet également de déterminer l'influence des paramètres de dépôt notamment la vitesse d'avance et le temps d'inter-passe sur les contraintes résiduelles et les déformations générées.

Cette simulation consiste à déterminer l'évolution du champ de température, les contraintes résiduelles et les distorsions produites dans un mur composé de 4 couches mono-cordons en acier 316L déposées en fixant les paramètres WAAM souhaités (la puissance de l'arc électrique, la vitesse d'avance), la géométrie du cordon (la hauteur et la largeur) et les dimensions du substrat en acier 304L sur lequel le dépôt sera fait.

## 4.2 Hypothèses de modélisation

Des hypothèses ont été établies pour développer la simulation thermomécanique du procédé WAAM selon les principes suivants :

- La simulation repose sur un couplage faible, où l'analyse thermique et mécanique sont dissociées, et les résultats thermiques servent de données d'entrée pour l'analyse mécanique. Sous cette approche, seul le couplage prédominant des aspects thermiques est pris en compte pour l'analyse mécanique qui permet de diminuer le temps de calcul [31], [85], [91], [122], [123].
- L'étude thermomécanique est tridimensionnelle, prenant en compte les gradients thermiques lors de l'analyse thermique et les déformations lors de l'analyse mécanique dans les trois directions.
- Cette simulation est réalisée à l'échelle de la pièce, excluant ainsi tous les phénomènes électromagnétiques et mécaniques de fluides liés au bain de fusion. Seuls les transferts thermiques sont pris en compte, et pour cela, la conductivité thermique du bain de fusion a été artificiellement multipliée par un coefficient tiré de la littérature [11], [31].
- L'étude thermomécanique a été menée en régime transitoire en utilisant une approche lagrangienne. Cela signifie que la source de chaleur se déplace selon un référentiel fixé sur l'éprouvette. Bien que l'approche lagrangienne demande

davantage de temps de calcul, elle fournit des résultats thermiques et mécaniques plus précis [31], [115].

- Les transformations de phase ne sont pas prises en compte dans une simulation en couplage faible. En raison de ses propriétés métallurgiques spécifiques (absence de transformation structurale à l'état solide), il est possible de considérer un couplage purement thermomécanique, même si la taille et l'orientation des grains dans la ZAT (Zone Affectée Thermiquement) et la zone fondue puissent influencer les niveaux de contrainte dans ces zones [122].

### 4.3 Configuration expérimentale

Pour réaliser cette étude thermomécanique, la même configuration expérimentale que le chapitre 2 a été maintenue pour ce qui concerne le substrat et le métal d'apport. Seulement, le support en aluminium a été remplacé par un autre support qui permet l'insertion de thermocouples en dessous du substrat, tout en bridant les deux extrémités du substrat pour prévenir d'éventuelles déformations pendant la fabrication, comme illustré dans la Figure 4. 1.

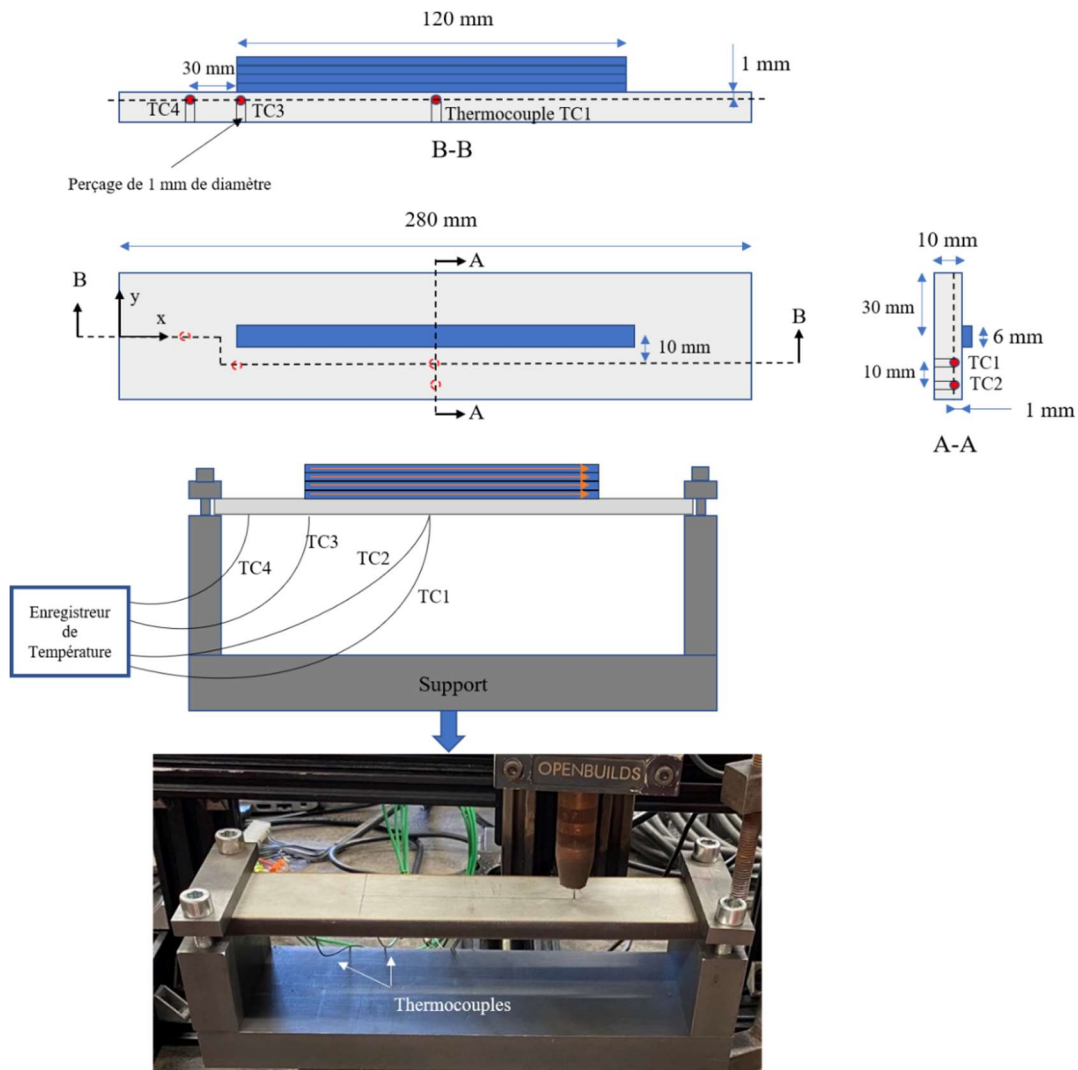


Figure 4. 1 Montage utilisé pour la simulation du procédé WAAM.

Le substrat sur lequel les cordons ont été déposés est équipé de 4 thermocouples de type K de 1 mm de diamètre (cf. Chapitre 2, section 2.4.1.2) disposés à différentes positions, permettant ainsi d'obtenir des informations exhaustives sur l'évolution des champs de température dans les différents endroits du substrat. Des perçages de 1 mm de diamètre ont été réalisés pour pouvoir insérer les thermocouples d'une manière légèrement serrée afin d'empêcher les éventuelles vibrations qui permettent de générer du bruit sur les résultats de mesure. Les thermocouples sont situés à 1 mm sous la surface supérieure pour garantir un bon contact entre la sonde et la pièce, évitant ainsi d'éventuelles erreurs de contact en les fixant sur une surface extérieure.

Quatre cordons d'une longueur de 120 mm et de largeur de 6 mm ont été déposés en utilisant la stratégie "one way" dans la direction x. Les paramètres de fabrication ont été sélectionnés dans le but d'utiliser le plus d'énergie possible, afin d'analyser les contraintes résiduelles et les déformations générées, tout en maintenant une géométrie de cordon adaptée à la fabrication additive. Ainsi, une vitesse d'avance de 15 mm/s et une vitesse de dévidage du fil de 12 m/min ont été utilisées pour cette étude, avec une puissance instantanée moyenne de 3972,5 W. Le temps d'inter-passe a été fixé à 60 s, suivi d'un temps de refroidissement final de 1200 s avant de desserrer l'éprouvette.

## 4.4 Modélisation du comportement thermique

### 4.4.1 Bilan énergétique

La modélisation thermomécanique repose sur la modélisation du bilan énergétique de la pièce représentée sur la Figure 4. 2.

Durant le processus, on a :

- Un apport de l'énergie au niveau du domaine  $\Omega$ . Ce domaine est directement affecté par la chaleur générée par l'arc électrique. La direction de la source de chaleur est suivant l'axe (Ox) avec une vitesse  $TS$  bien déterminée.
- Un métal d'apport modélisé par la méthode d'activation des éléments.
- Un transfert thermique par conduction au niveau du domaine  $\Omega$ .
- Un transfert thermique par convection avec l'environnement extérieur.
- Un transfert thermique par rayonnement avec l'environnement extérieur.
- Un transfert thermique par conduction négligé entre le substrat et le support.

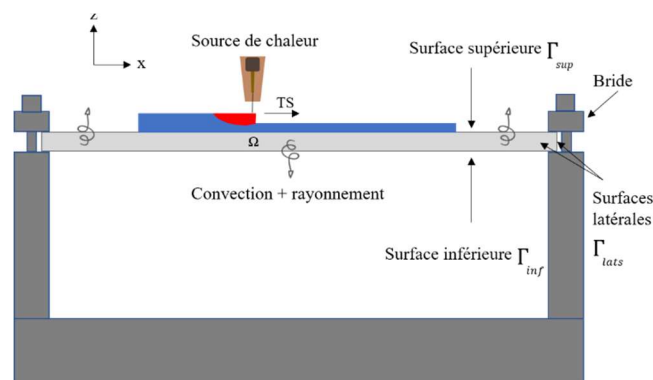


Figure 4. 2 Transferts thermiques appliqués sur le domaine  $\Omega$ .

## 4.4.2 Mise en équation

### 4.4.2.1 Equation de la chaleur

La modélisation thermique se décompose en trois phases essentielles : la phase de dépôt, la phase d'inter-passe et la phase de refroidissement final.

- Phase de dépôt : Durant cette étape, l'arc électrique s'établit et se déplace suivant la direction (Ox) à une vitesse d'avance  $TS$  fixe.
- Phase d'inter-passe : Durant cette étape, l'arc électrique est éteint, et son objectif est de diminuer la température maximale avant de commencer le dépôt de la couche suivante.
- Phase de refroidissement final : Après le dépôt, la source de chaleur est éteinte, permettant ainsi de diminuer la température de la pièce fabriquée avant de la desserrer du support.

Soit  $\Omega$  le domaine d'étude,  $(O, x, y, z)$  un repère orthonormé où  $\vec{x} = (x, y, z)$  et  $M = [0, t_f]$  un intervalle de temps. Les équations de la chaleur appliquées sur le domaine  $\Omega$  sont données par les équations 4.1 et 4.2 :

- Durant la Phase de dépôt

$$\rho(T).C_p(T) \frac{\partial T}{\partial t} - \text{div}(\lambda(T)\text{grad}(T)) = Q(\vec{x}, t) \forall \vec{x} \in \Omega ; \forall t \in M \quad (4.1)$$

- Durant la Phase d'inter-passe et le refroidissement final :

$$\rho(T).C_p(T) \frac{\partial T}{\partial t} - \text{div}(\lambda(T)\text{grad}(T)) = 0 \forall \vec{x} \in \Omega ; \forall t \in M \quad (4.2)$$

Dans les équations 4.1 et 4.2,  $\rho, C_p, \lambda$  sont respectivement la masse volumique, la chaleur spécifique et la conductivité thermique. Dans cette modélisation, les propriétés thermo-physiques dépendent uniquement du champ de température.  $T$  est la température en tout point de l'espace à un instant  $t$ . Le terme  $Q$  représente la source de chaleur volumique.

### 4.4.2.2 Conditions aux limites et condition initiale

- Durant la Phase de dépôt, les équations correspondant aux conditions aux limites dépendent des surfaces extérieures.

#### ❖ Sur la surface supérieure :

Sur la surface supérieure, les conditions aux limites, schématisées sont données par l'équation 4.3. Dans cette équation, la partie surfacique de la source de la chaleur est modélisée par le terme  $q$ , un échange thermique par convection avec  $h$  est le coefficient de convection de  $5,7 \text{ W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$  et un échange par rayonnement avec  $\varepsilon$  est l'émissivité thermique du matériau de  $0,8$ . Ces valeurs ont été retenues par confrontation avec les résultats expérimentaux.  $\sigma$  est la constante de Stefan Boltzmann ( $5,7.10^{-8} \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-4}$ ).

$$-\lambda \left( \frac{\partial T(\vec{x}, t)}{\partial \vec{n}} \right) \cdot \vec{n} = q(\vec{x}, t) + h(T)(T(\vec{x}, t) - T_0) + \varepsilon(T) \cdot \sigma(T^4(\vec{x}, t) - T_0^4) \forall \vec{x} \in \Gamma_{sup} \quad (4.3)$$

❖ **Sur les surfaces latérales et la surface inférieure :**

Sur les surfaces latérales et la surface inférieure, les pertes sont par convection et par radiation entre celles-ci et l'environnement. Ces pertes sont données par l'équation 4.4.

$$-\lambda \left( \frac{\partial T(\vec{x}, t)}{\partial \vec{n}} \right) \cdot \vec{n} = h(T)(T(\vec{x}, t) - T_0) + \varepsilon(T) \cdot \sigma(T^4(\vec{x}, t) - T_0^4) \forall \vec{x} \in \Gamma_{lats}, \Gamma_{inf} \quad (4.4)$$

- Durant la phase d'inter-passe et la phase de refroidissement final, l'arc électrique est éteint ( $Q = 0$ ). Les équations correspondant aux conditions aux limites sont les suivantes :

$$-\lambda \left( \frac{\partial T(\vec{x}, t)}{\partial \vec{n}} \right) \cdot \vec{n} = h(T)(T(\vec{x}, t) - T_0) + \varepsilon(T) \cdot \sigma(T^4(\vec{x}, t) - T_0^4) \forall \vec{x} \in \Omega \quad (4.5)$$

Pour résoudre le système d'équations 4.1 à 4.5, il faut lui ajouter une condition initiale, donnée par l'équation 4.6 :

$$T(\vec{x}, 0) = 23 \text{ °C } \forall \vec{x} \in \Omega \quad (4.6)$$

#### 4.4.2.3 Modélisation de la source de chaleur

D'un point de vue de simulation, le processus WAAM présente de grandes similitudes avec le processus de soudage multi-passes [124]. Cependant, le soudage implique des phénomènes physiques complexes, tels que la thermodynamique, le transfert de chaleur et de masse, ainsi que l'électricité et le magnétisme [56]. La modélisation de ces phénomènes à l'échelle d'une pièce est coûteuse en raison des exigences en temps de calcul, souvent irréalistes. Par conséquent, de nombreuses études recommandent dans la littérature d'adopter un modèle de source de chaleur pour représenter l'apport thermique. Ce modèle spécifie une génération de chaleur par unité de volume et prend en compte la contribution énergétique des différentes interactions physiques qui se produisent dans le bain de fusion.

Le modèle de Goldak (cf. Figure 4. 3), présenté dans le chapitre 1, a été pris en compte dans cette étude. Il s'agit d'une approche largement utilisée en raison de sa précision et de sa simplicité [8], [11], [81]–[83], [125]–[127]. Cette méthode de distribution volumique du bain de fusion prend en compte à la fois l'énergie transportée par les gouttelettes de métal et l'énergie requise pour la fusion du substrat ou de la couche précédente.



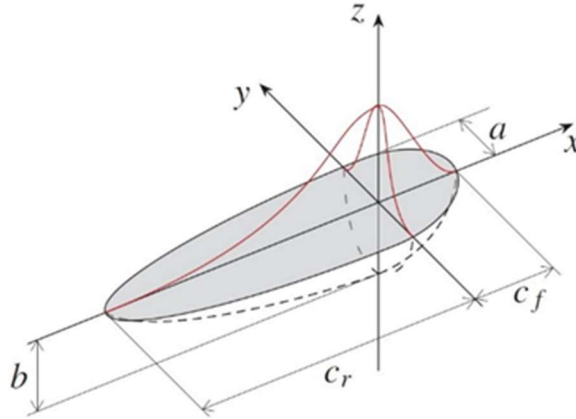


Figure 4. 3 Modélisation de Goldak [74].

La modélisation de Goldak dans le repère cartésien lié à la pièce est donnée par l'équation 4.7 :

$$Q_{f,r}(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3f_{f,r}Q_0}}{abc_{f,r}\pi\sqrt{\pi}} e^{-3\left(\frac{(x-x_c)^2}{c_{f,r}^2} + \frac{(y-y_c)^2}{a^2} + \frac{(z-z_c)^2}{b^2}\right)} ; Q(x, y, z) = \begin{cases} Q_f & \text{si } x > x_c \\ Q_r & \text{si } x \leq x_c \end{cases} \quad (4.7)$$

Le terme  $Q_0 = \eta \cdot I \cdot U$  représente le flux maximum où  $\eta$  est le rendement du procédé,  $X_c$  est le centre du modèle de Goldak,  $I$  est l'intensité et  $U$  et la tension.

Afin d'avoir des résultats précis, une série de calculs a été exécutée dans le but d'investiguer les différents paramètres de la source et leur influence sur la morphologie du bain de fusion ainsi que les champs de température générés. Après des investigations, des paramètres produisant des résultats thermiques satisfaisants ont été déterminés. Ces derniers ont été répertoriés dans le Tableau 4. 1.

a (mm)	b (mm)	c <sub>f</sub> (mm)	c <sub>r</sub> (mm)	Q (W)	η	f <sub>f</sub>	f <sub>r</sub>
3	3	3	6	3972,5	0,75	0,6	1,4

Tableau 4. 1 Les paramètres de la modélisation de Goldak.

#### 4.4.2.4 Méthode d'activation des éléments

La stratégie d'activation des éléments "Element birth" (cf. Chapitre 1, section 1.5.1.2.4) est la méthode utilisée pour simuler l'apport de matière. Au départ la pièce à simuler est totalement construite en éléments inactifs donc les propriétés mécaniques et thermiques sont nulles. Un élément est activé s'il croise l'arc électrique en lui attribuant les propriétés thermiques et mécaniques, sinon il reste inactif. Cette stratégie présente un inconvénient en termes de temps de calcul mais elle permet une description réaliste du procédé [94].

#### 4.4.2.5 Propriétés thermo-physiques

Les propriétés thermo physiques utilisées dans la simulation sont dépendantes de la température, que ce soit pour le métal d'apport en acier 316L ou pour le substrat en acier 304L, sont répertoriées en Annexe B. La chaleur latente de fusion est de 250 KJ/Kg pour l'acier 316L [115] et de 260 KJ/Kg pour l'acier 304L [11], entre les températures de solidus (1450°C) et celle du liquidus (1500°C). Pour prendre en compte les effets de convection dans le bain de fusion, la conductivité a été artificiellement multipliée par quatre pour les températures supérieures à la température de fusion [11]. Quant à la chaleur spécifique, en raison du manque de données thermodynamiques disponibles, l'auteur a estimé une valeur moyenne au-dessus de la température de fusion en se basant sur la faible dépendance de la capacité thermique massique pour la plupart des métaux à l'état liquide [11]. Les transformations de phase ne sont pas prises en compte dans une simulation en couplage faible.

### 4.5 Modélisation du comportement mécanique

Comme expliqué dans la section 1.5.2, l'équation d'équilibre statique (équations 4.8) permet de déterminer les champs de déformation et les champs de déplacement en utilisant une loi de comportement adéquate au matériau utilisé.

$$\text{div}(\sigma) + F = 0 \quad (4.8)$$

Avec :  $\sigma$  : tenseur de contrainte de Cauchy,  $F$  : densité de force.

Comme mentionné dans le premier chapitre, l'hypothèse de petites déformations est utilisée. Le tenseur de déformation est décomposé en plusieurs parties, qui, dans le cas présent, sont la partie thermique, la partie élastique et la partie plastique :

$$\varepsilon = \varepsilon^{el} + \varepsilon^{th} + \varepsilon^p \quad (4.9)$$

Le tenseur de déformation thermique s'exprime en fonction du gradient thermique et du coefficient de dilatation thermique  $\alpha$  spécifique aux matériaux selon l'équation suivante (en l'absence de transformation de phases) :

$$\varepsilon^{th} = \alpha(T)(T - T_{int})I \quad (4.10)$$

Avec :  $T_{ref}$  : la température de référence pour laquelle la déformation thermique est nulle.

Selon la loi de Hook, le tenseur de déformation élastique  $\varepsilon^{el}$  peut être exprimé comme suit :

$$\varepsilon^{el} = \frac{1 + \nu(T)}{E(T)} - \frac{\nu(T)}{E(T)} \text{tr}(\sigma)I \quad (4.11)$$

Avec :  $\nu$  : le coefficient de poisson en fonction de la température ;  $E(T)$  : le module de Young en fonction de la température.

Le tenseur de déformations plastiques  $\varepsilon^p$  traduit le type d'écrouissage subi par le matériau.

Les propriétés mécaniques dépendant de la température pour le comportement élastique sont répertoriées en Annexe B. Pour caractériser le comportement en plasticité, une loi de comportement élastoplastique à écrouissage isotrope bilinéaire a été envisagée. Cette loi prend en compte l'augmentation de la zone élastique proportionnellement à la déformation plastique sans tenir compte de l'effet Bauschinger, car la surface de charge reste centrée en zéro [91].

- **Conditions aux limites**

Afin de simuler avec précision les systèmes de serrage aux extrémités du substrat utilisé durant la fabrication, une condition de contact a été établie sur la surface inférieure en contact avec le support qui permet d'empêcher la translation suivant  $z$  ( $U_z=0$ ). Pour la surface supérieure, le serrage a été modélisé en utilisant une condition d'encastrement comme illustré dans la Figure 4. 4.

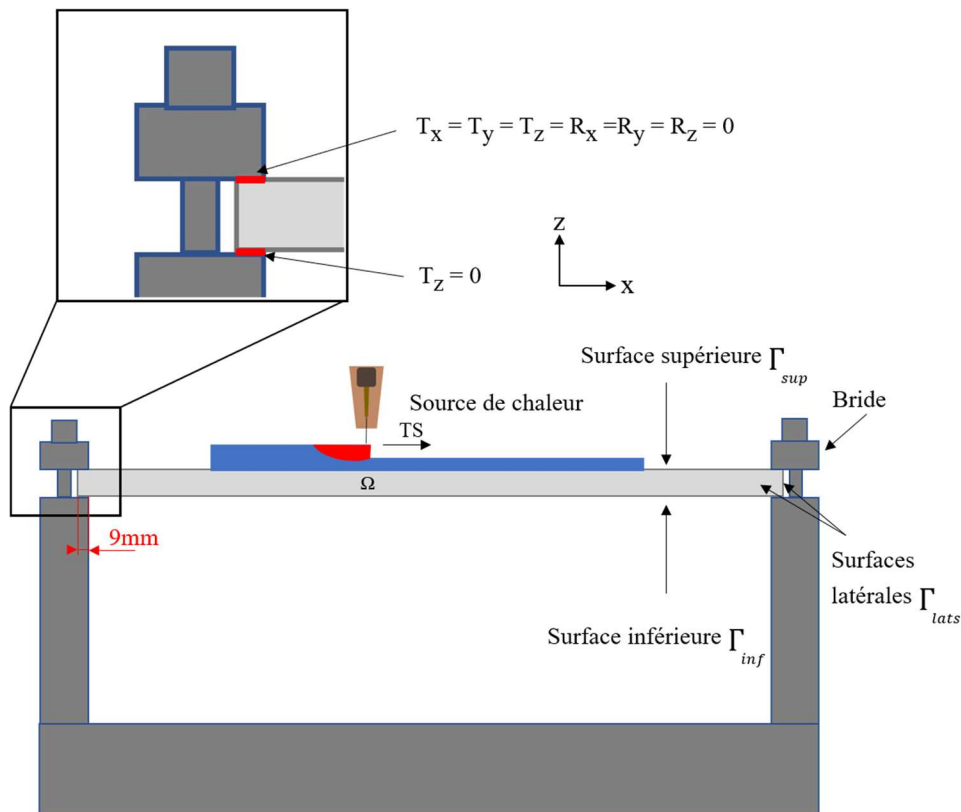


Figure 4. 4 Conditions aux limites mécaniques.

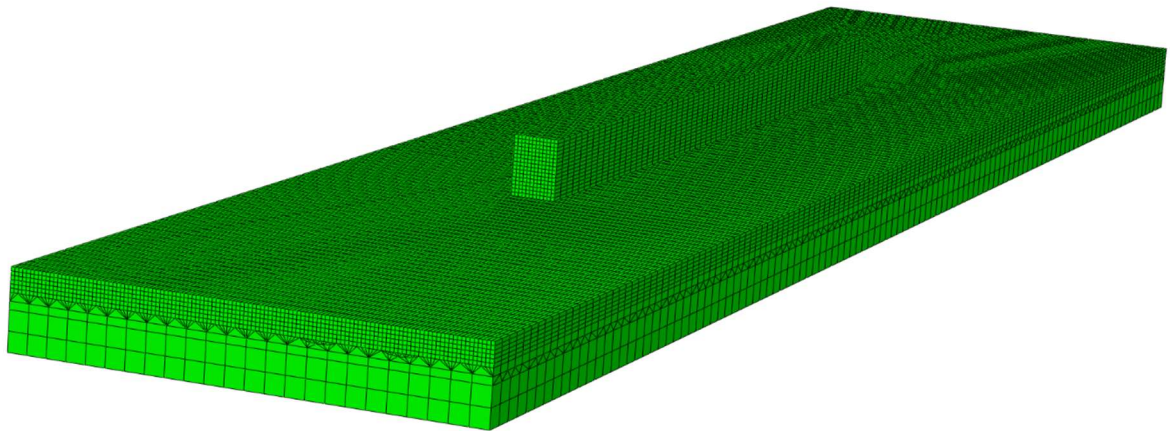
## 4.6 Maillage

Le maillage utilisé est structuré et construit à l'aide d'éléments hexagonaux à 8 nœuds de type linéaire (DC3D8). Une étude de sensibilité du maillage a été réalisée afin d'obtenir un compromis entre la précision des résultats et le temps de calcul. Il a été observé que l'influence de la taille du maillage dans les directions  $y$  et  $z$  est plus significative que dans la direction  $x$  (Cf. Figure 4.4). Cette observation est confirmée par

Ding et al.[31]. Étant donné que les gradients thermiques sont élevés au niveau des zones de dépôt, un maillage raffiné est utilisé dans cette zone.

- Suivant la direction  $x$ , 140 éléments d'une longueur de 2 mm ont été utilisés pour couvrir la longueur de l'éprouvette.
- Suivant la direction  $y$ , 12 éléments d'une largeur de 0,5 mm ont été utilisés pour couvrir le bain de fusion au niveau de la zone du métal déposé.
- Suivant la direction  $z$ , 4 éléments d'une hauteur de 0,5 mm ont été utilisés pour couvrir le bain de fusion.

Pour les zones éloignées des zones de dépôt, le maillage construit est grossier car les gradients thermiques sont faibles dans ces régions (cf. Figure 4. 5).



*Figure 4. 5 Maillage.*

## 4.7 Principe de la simulation numérique

La modélisation numérique permet d'analyser les phénomènes de transfert de matière et d'énergie, ainsi que les déformations inhérentes durant les différentes phases de fabrication en résolvant les systèmes thermique et mécanique. Ces systèmes seront résolus à l'aide d'un logiciel de calcul par éléments finis (Abaqus). Des "subroutines" Fortran et des codes Python sont développés afin de traduire la modélisation de la source de chaleur, de déterminer les équations de trajectoire, d'appliquer la stratégie d'activation des éléments et d'introduire les paramètres du procédé WAAM.

La résolution numérique des modèles thermique et mécanique est illustrée dans la Figure 4. 6.

1. La simulation commence par l'étape "Désactivation", qui sert à désactiver tous les éléments de matière constituant les couches.

2. Le dépôt de la première couche ( $i=1$ ) commence durant l'étape Couche-1. Durant cette étape, la méthode d'activation des éléments est mise en œuvre, où les éléments de matière  $k$  sont activés un par un. La longueur de chaque élément de matière est égale à 10 mm. Plus la taille des éléments de matière est réduite, plus les résultats de la simulation sont proches des résultats expérimentaux, mais le temps de calcul augmente

également. Le temps d'activation des éléments dépend de la vitesse d'avance, selon l'équation 4.12. Pour la vitesse d'avance utilisée dans cette simulation, le temps d'activation est de 0,66667 s.

$$t_{elt} = \frac{l_{elt}}{TS} \quad (4.12)$$

Avec :  $l_{elt}$  : la longueur de l'élément ;  $TS$  : Vitesse d'avance.

3. Après le dépôt de la première couche, la simulation passe à l'étape Inter-passe de 60 s pour simuler le refroidissement. Durant cette étape, la source de chaleur est désactivée.

Les étapes 2 et 3 se répètent de la même manière pour simuler les couches suivantes.

4. Une étape de refroidissement final est exécutée.

5. Une étape de desserrage est exécutée.

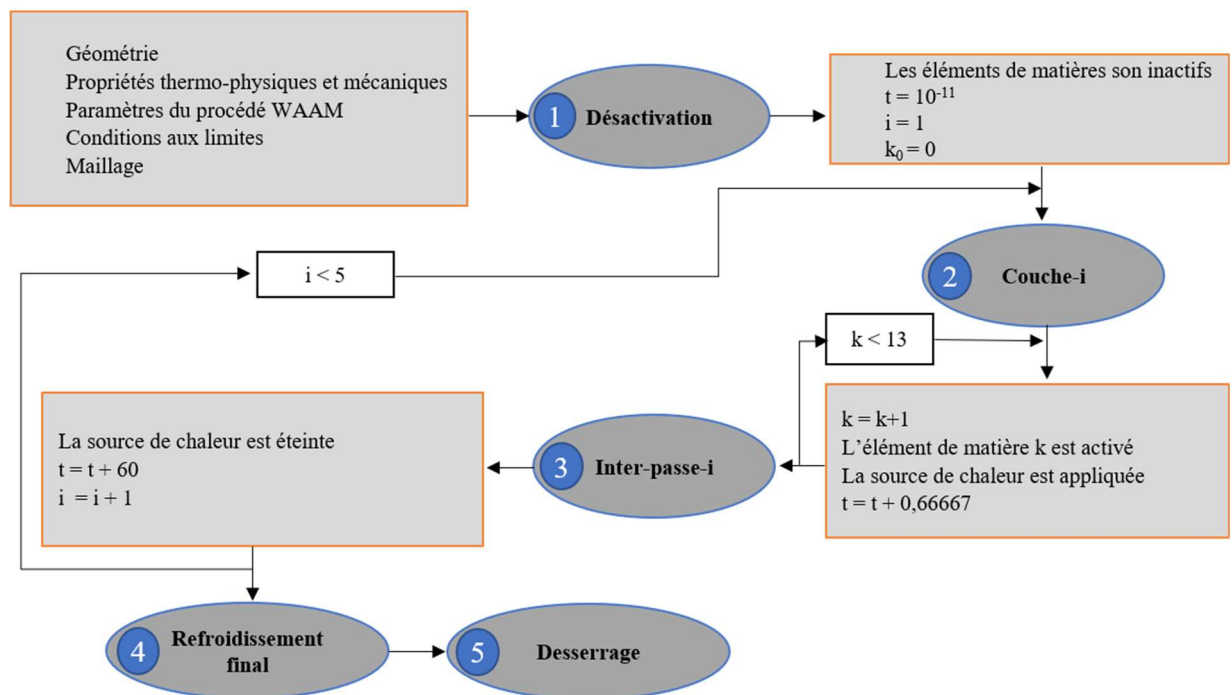


Figure 4. 6 Organigramme de la simulation numérique.

## 4.8 Résultats du modèle thermomécanique

### 4.8.1 Validation thermique

La Figure 4. 7 montre les cycles thermiques expérimentaux et simulés à la position du thermocouple TC1. Les courbes expérimentale et simulée sont en bonne concordance, que ce soit en phase de chauffage ou en phase de refroidissement. Les écarts entre les températures maximales atteintes pour les 4 couches déposées sont : 6,2 %, 4,18 %, 3,47 % et 2,77 % respectivement.

D'après Cheng et al., un écart de 50 °C entre la température expérimentale et la température simulée sur une marge allant jusqu'à 900 °C est raisonnable. Dans cette simulation, l'écart maximal de température n'a pas dépassé 11 °C. Par rapport au dépôt, le refroidissement final présente un écart plus élevé. Cette augmentation est le résultat de la négligence de la dissipation thermique entre le substrat et le support au niveau des extrémités.

La position du thermocouple TC1 est très proche du bain de fusion (4 mm). Le fait d'avoir des résultats très similaires durant la phase de chauffage montre le bon calibrage de la source de chaleur, qui a une influence thermique beaucoup plus significative sur les zones proches du bain de fusion.

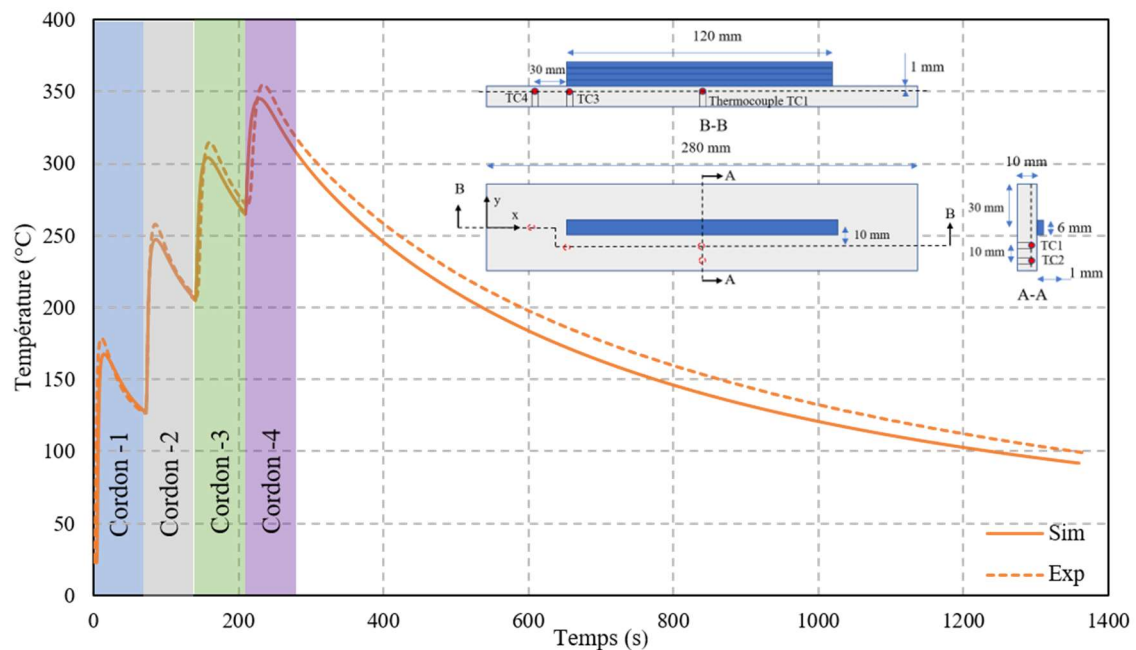


Figure 4. 7 Cycles thermiques expérimentaux et simulés relevés au niveau de la position du thermocouple TC1.

La Figure 4. 8 présente les cycles thermiques expérimentaux et numériques associés à la position du thermocouple TC2, qui est situé plus loin de la zone de dépôt que TC1. Les deux courbes sont en bonne adéquation. Les températures maximales atteintes dans cette position présentent un décalage temporel (retard) par rapport au résultat du thermocouple TC1 et il n'y a pas de diminution notable de la température durant les temps d'inter-passe. Ce phénomène est dû à la variation de la vitesse de chauffage et de refroidissement en fonction de la position transversale du point d'analyse par rapport à la source (dans la direction y) [128]. Les écarts entre les températures maximales atteintes pour les 4 couches déposées sont : 6,96 %, 4,83 %, 4,85 % et 4,1 %, respectivement. L'écart maximal de température est de 12,6 °C.

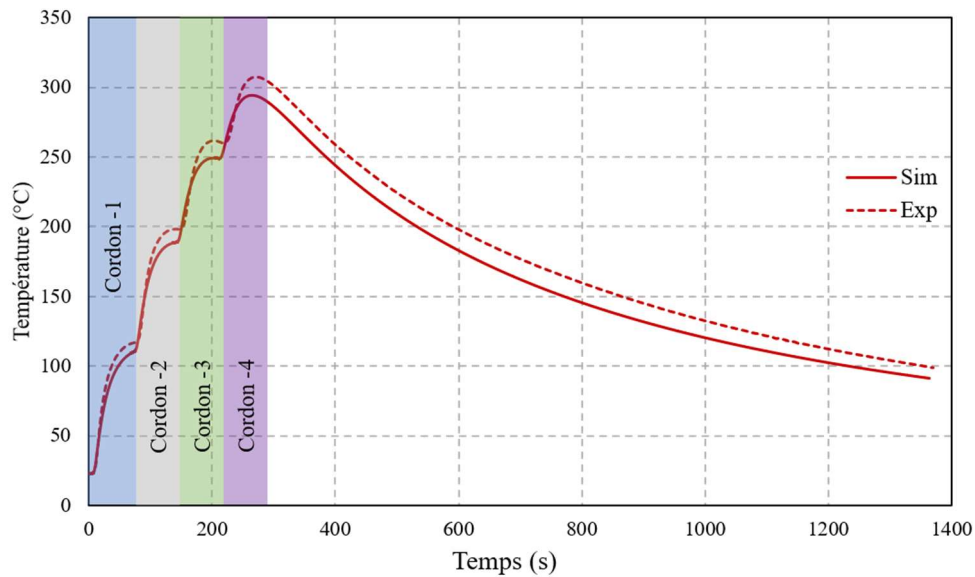


Figure 4. 8 Cycles thermiques expérimentaux et simulés relevés au niveau de la position du thermocouple TC2.

Les cycles thermiques expérimentaux et numériques au début du cordon, à la position du thermocouple TC3, sont montrés par la Figure 4. 9. Bien que ce point de mesure ait la même distance du bain de fusion dans la direction y que le point de mesure du thermocouple TC1, les pics atteints présentent un écart d'environ 70 °C lors de la première couche. Cet écart augmente au fur et à mesure jusqu'à atteindre environ 150 °C lors de la quatrième couche. Cette différence s'explique par l'effet du bord et le passage d'un régime transitoire au début du dépôt au régime quasi-stationnaire [8]. Les écarts entre les températures maximales atteintes pour les 4 couches déposées sont : 8,05 %, 3,66 %, 3,31 % et 4,8 %, respectivement. L'écart maximal de température est de 10,4 °C.

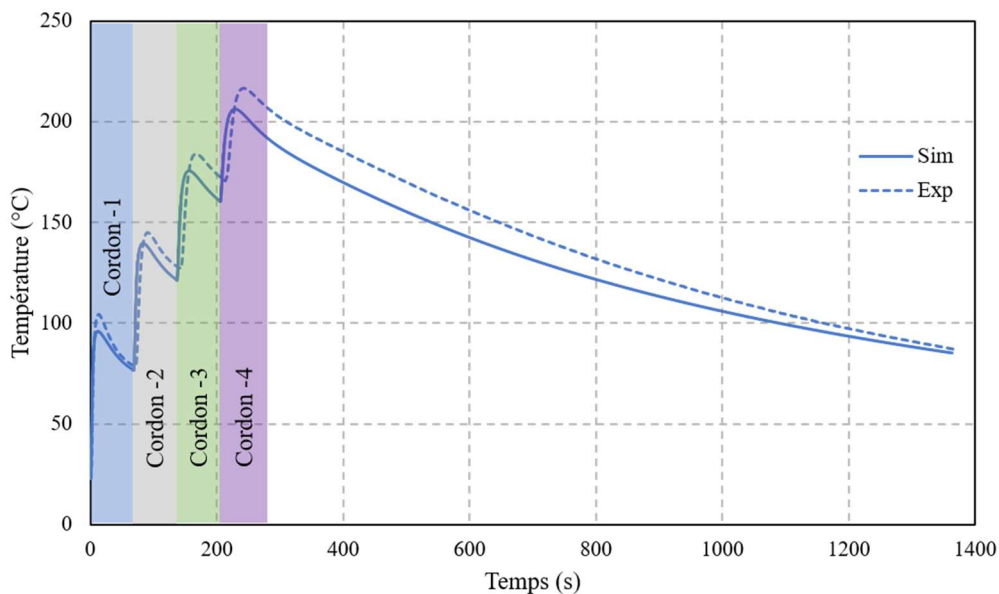


Figure 4. 9 Cycles thermiques expérimentaux et simulés relevés au niveau de la position du thermocouple TC3.



La Figure 4. 10 présente les profils thermiques au point de mesure du thermocouple TC4, qui est le plus proche de l'encastrement entre le substrat et le support. Cette proximité accentue l'effet de négligence de la dissipation thermique par les brides, notamment durant la phase de refroidissement final, et se traduit par une intersection entre les courbes thermiques expérimentales et numériques. L'écart maximal entre les deux courbes est de 9 %, ce qui équivaut à environ 11 °C. La distinction entre les cordons déposés au niveau de ce point est devenue difficile. En effet, plus le point de mesure est loin de la zone du dépôt, plus la vitesse de refroidissement et de chauffage est faible [128]. Par conséquent, un retard se génère dans la phase de chauffage et la phase de refroidissement. Ce retard rend les couches difficilement distinguables.

Après avoir comparé les profils numériques et expérimentaux à différents points situés à différentes distances de la zone de dépôt, nous pouvons conclure que la simulation numérique du procédé WAAM représente plutôt correctement l'aspect thermique, tant durant la phase de dépôt que lors de la phase de refroidissement. La précision de la modélisation reste satisfaisante, avec des écarts n'excédant pas 9 %.

En conclusion, la simulation du procédé WAAM est globalement fidèle au comportement thermique observé en pratique. Ces résultats encourageants confirment l'utilisation de la modélisation numérique comme outil d'aide à la conception et à l'optimisation des processus de fabrication additive. Des travaux supplémentaires pourraient cibler les points d'écart les plus élevés, le temps de calcul et la taille élevés et perfectionner le modèle afin de parvenir à une représentation encore plus précise des phénomènes thermiques dans le procédé WAAM et surtout afin de pouvoir simuler des pièces de grandes dimensions avec un temps de calcul raisonnable.

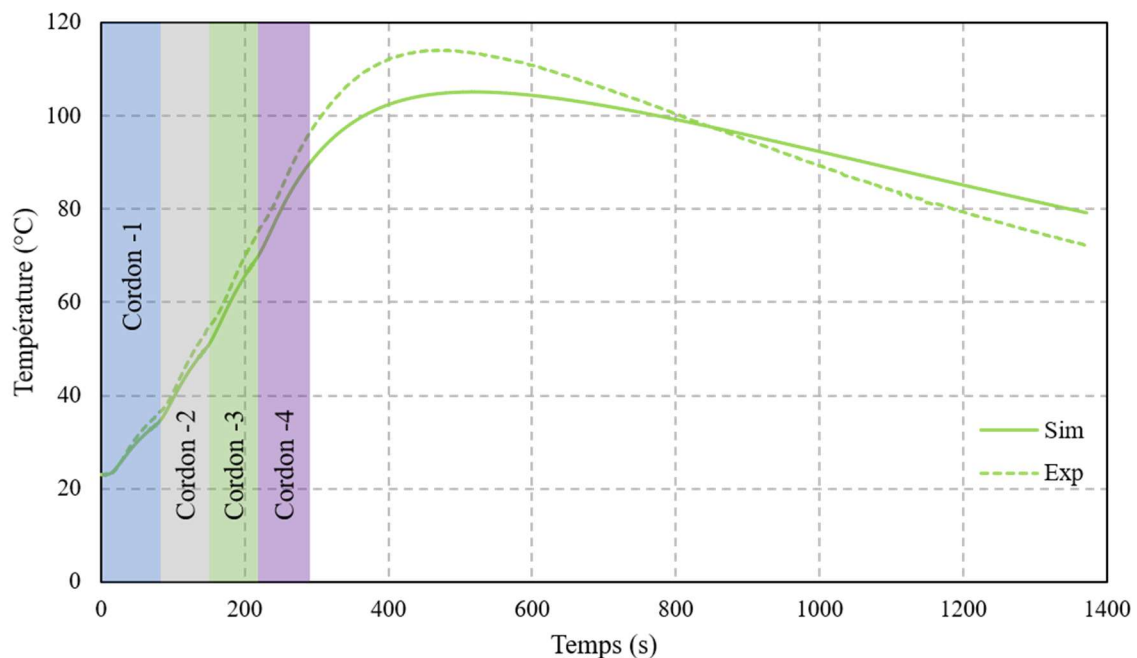


Figure 4. 10 Cycles thermiques expérimentaux et simulés relevés au niveau de la position du thermocouple TC4.



#### 4.8.2 Validation mécanique avec la littérature

Afin de valider la simulation du point de vue mécanique, une comparaison a été effectuée en utilisant les résultats expérimentaux obtenus par Ding et al.[31]. À cette fin, une simulation dédiée uniquement à la validation mécanique a été exécutée (simulation dédiée uniquement à la section 4.8.2) en utilisant les mêmes paramètres thermo-physiques, mécaniques et géométriques que ceux employés par Ding et al.[31]. La Figure 4. 11 présente la géométrie du substrat et du mur (composé par 4 cordons) fabriqué par Ding et al.[31]. Le substrat était monté sur un plateau machine par le biais des brides comme présenté dans la Figure 4. 12.

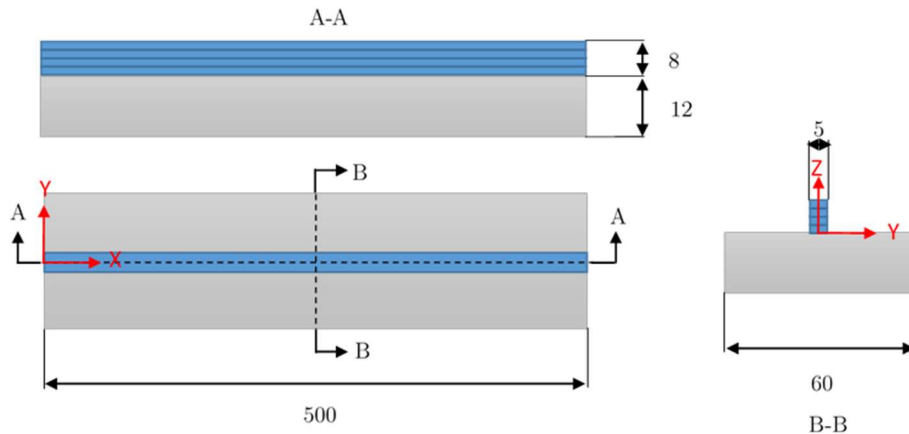


Figure 4. 11 Géométrie utilisée par Ding et al.[31].

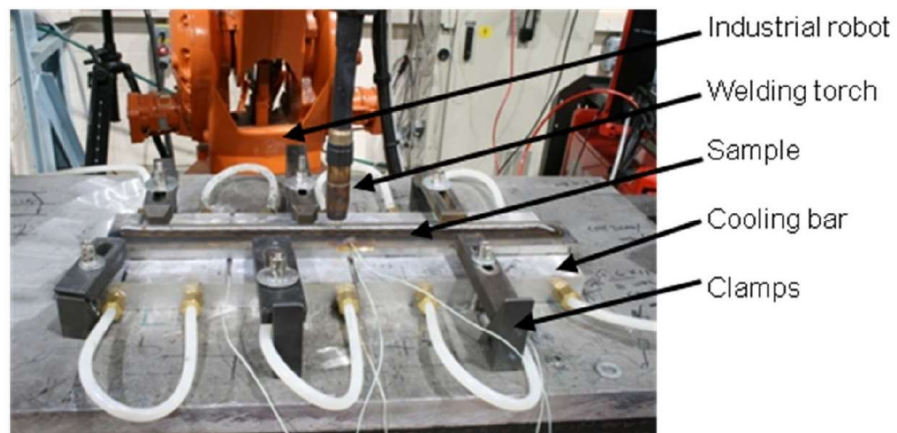


Figure 4. 12 Montage expérimental [31].

La Figure 4. 13 illustre l'évolution de la contrainte résiduelle longitudinale avant et après desserrage au milieu de l'éprouvette ( $x = 250$  mm). Comme le montre les courbes, les résultats prédits sont en bon accord avec les résultats expérimentaux de Ding et al.[31], ce qui indique que le modèle numérique développé fournit une prédiction précise des contraintes résiduelles. Il est remarquable qu'un changement brusque de l'évolution de la contrainte résiduelle longitudinale est observé dans la région où le mur a été déposé. Après le desserrage, la contrainte résiduelle longitudinale est diminuée d'une manière remarquable.

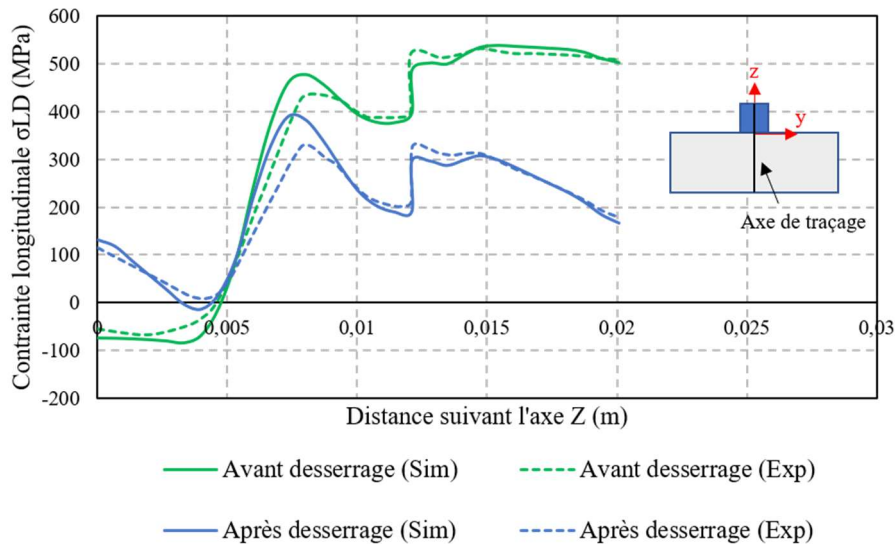


Figure 4. 13 Évolution de la contrainte résiduelle longitudinale suivant l'axe ( $X=250$  ;  $Y=0$ ).

La Figure 4.14 compare l'évolution des contraintes résiduelles simulées (longitudinales, transversales et normales) le long de l'axe ( $x = 100$  ;  $z = -2$ ) avec les mesures expérimentales de Ding et al.[31]. Tout d'abord, il est notable que les profils des contraintes longitudinales ( $\sigma_{LD}$ ), transversales ( $\sigma_{TD}$ ) et normales ( $\sigma_{ND}$ ) obtenus à partir de la simulation concordent bien avec les résultats expérimentaux. En analysant ces profils, on remarque que les contraintes transversales et normales sont nettement moins élevées que les contraintes longitudinales le long de l'axe de traçage et quasiment nulles dans les zones éloignées de la zone de dépôt. Les courbes des contraintes longitudinales révèlent une zone de traction près de la zone de dépôt, suivie d'une transition vers une compression.

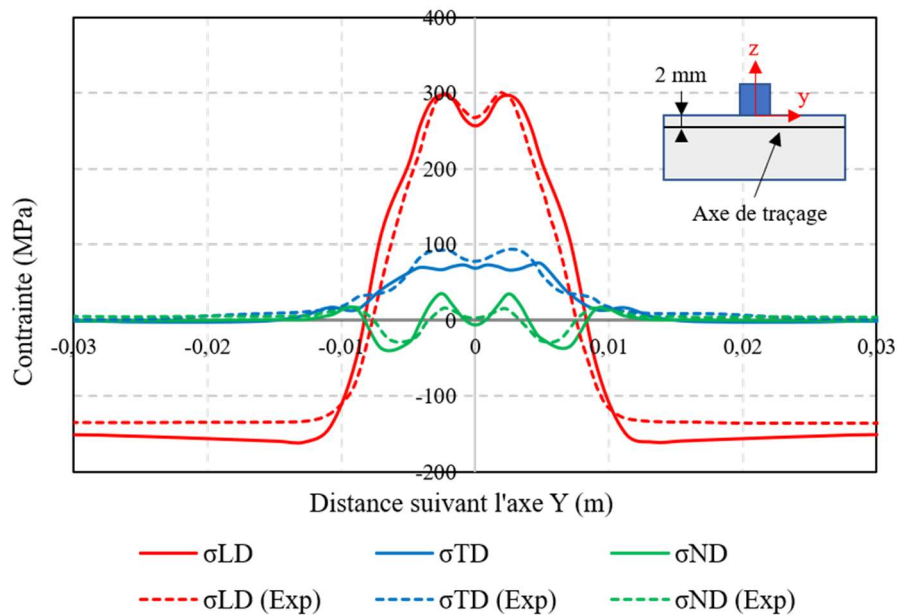


Figure 4. 14 Évolution des contraintes résiduelles suivant l'axe ( $x=250$  ;  $z=-2$ ).

## 4.9 Analyse thermomécanique

La Figure 4. 15 présente les cycles thermiques de six points localisés sur une section transversale au milieu de l'éprouvette ( $x = 140$  ;  $z = 0$ ). Les courbes montrent que plus un point s'éloigne de la source de chaleur le long de l'axe  $y$ , la température maximale devient moins significative. Le point éloigné de la source nécessite une durée plus importante pour atteindre sa température maximale, un retard qui découle de la variation de la vitesse de chauffage le long de l'axe  $y$ . Ce phénomène met en avant un gradient thermique élevé au voisinage des points proches de la zone de dépôt, confirmant ainsi une génération substantielle de contraintes résiduelles dans cette zone en comparaison avec les zones plus éloignées du point de dépôt.

Le gradient thermique manifeste une diminution remarquable durant chaque temps d'inter-passe et le refroidissement final. Il atteint quelques degrés et la température est quasiment identique pour tous les points, comme l'illustre la Figure 4. 15. Cette transition dans le gradient thermique reflète l'effet de la dissipation thermique par conduction de la région de dépôt vers les zones avoisinantes.

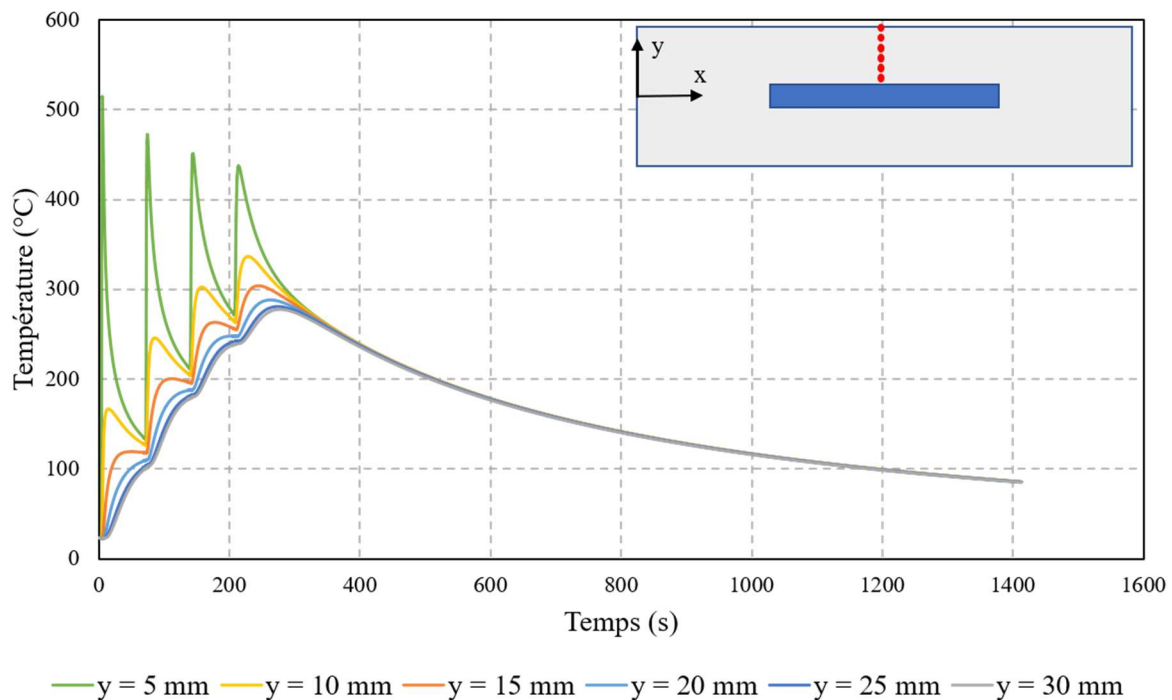


Figure 4. 15 Cycles thermiques en différents points situés sur la section transversale au déplacement de la source de chaleur ( $x = 140$  ;  $z = 0$ ).

- **Mécanisme de génération de contraintes résiduelles et de distorsions**

Afin d'appréhender le mécanisme de génération de contraintes résiduelles, le cycle thermique et la contrainte longitudinale ont été simulés en un point situé sur la surface supérieure ( $z = 0$  mm), au milieu du substrat ( $x = 140$  mm) et à une distance de 2 mm de l'extrémité de la zone de dépôt ( $y = 5$  mm).

Le WAAM est un procédé complexe qui implique différentes phases de génération de contraintes comme montré dans la Figure 4. 16. Le dépôt d'une seule couche peut être décomposé en deux phases. Une première phase, représentée en jaune, pendant laquelle le matériau subit une élévation de température par la source de chaleur, ce qui génère une contrainte de compression dans la zone chauffée. Cette compression résulte de la restriction de la dilatation du matériau chauffé par le matériau adjacent plus froid. La déformation résultante est élastique jusqu'à ce que la contrainte de compression atteigne la limite élastique de compression. Lorsque cette limite est dépassée, une déformation plastique se produit [31]. Il est important de noter que l'amplitude de la contrainte de compression diminue avec l'augmentation de la température, car la limite élastique varie en fonction de la température. Cela signifie que lorsque la température s'élève, la contrainte de compression devient moins intense.

La deuxième phase, représentée en vert, se produit lorsque le matériau commence à se refroidir. À ce stade, la contrainte de compression se transforme en une contrainte de traction en raison de la contraction restreinte par le matériau adjacent. Cette contrainte de traction reste élastique jusqu'à ce qu'elle atteigne la limite élastique de traction. Une fois que cette limite est dépassée, une déformation plastique se produit [31].

Ce phénomène se répète de la même manière pour chaque couche dans la zone de dépôt, ainsi que dans les zones proches de celle-ci, comme illustré dans la Figure 4. 17.

En résumé, le WAAM implique deux phases de génération de contrainte : la première avec une contrainte de compression due au chauffage et la seconde avec une contrainte de traction due au refroidissement.

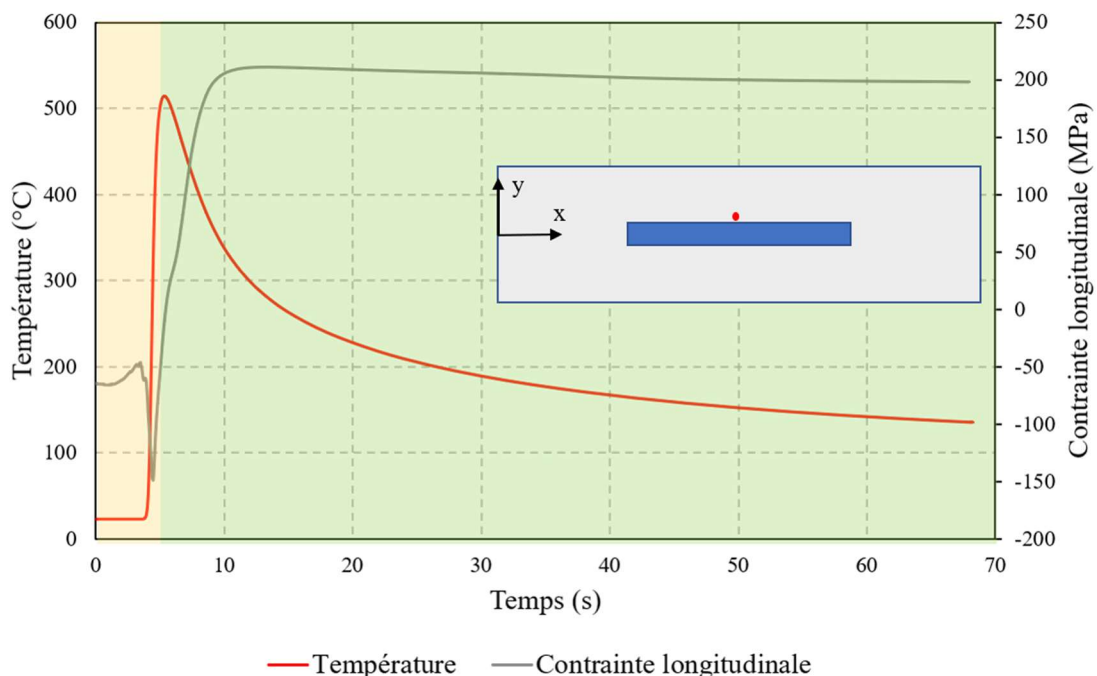


Figure 4. 16 Évolution de la contrainte résiduelle longitudinale en fonction de la température lors du dépôt de la première couche à 2 mm du bain de fusion.

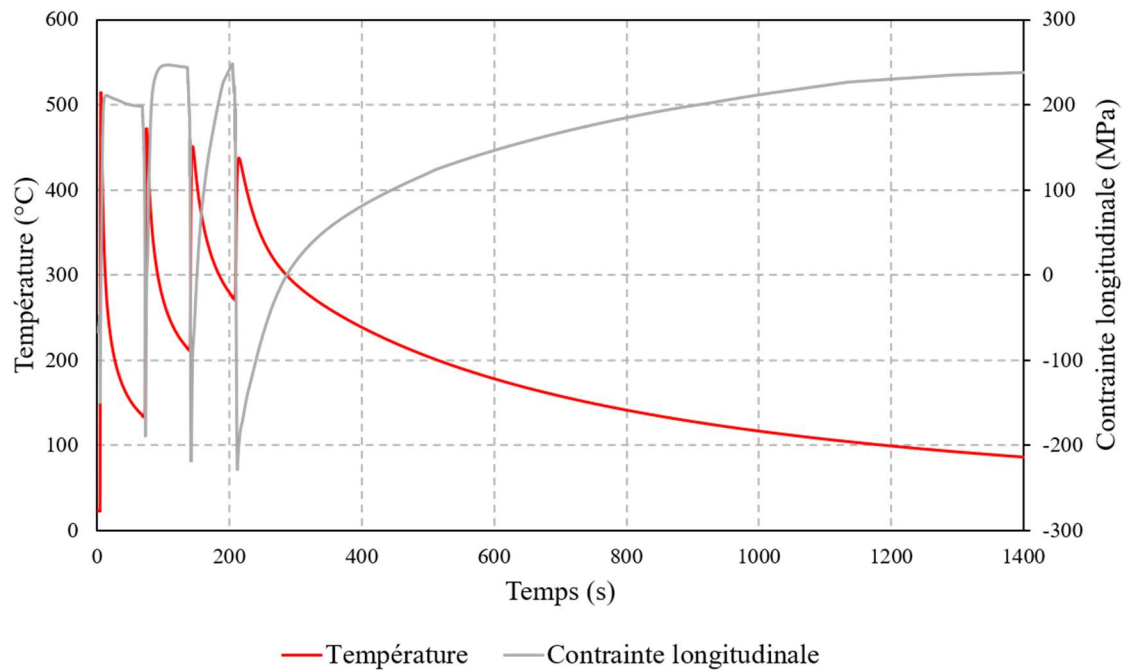


Figure 4. 17 Évolution de la contrainte résiduelle longitudinale en fonction de la température lors du dépôt de quatre couches à 2 mm du bain de fusion.

La Figure 4. 18 montre le profil de la température et de la contrainte longitudinale pour une position sur la surface supérieure ( $z = 0$  mm), au milieu du substrat ( $x = 140$  mm) et à une distance de 20 mm de l'extrémité de la zone de dépôt ( $y = 23$  mm). On peut constater que la température maximale atteinte durant le cycle thermique est d'environ 278 °C. Cela a engendré des contraintes lors du dépôt, mais après le refroidissement, il n'y a pas de contrainte résiduelle de traction qui a été générée. Au contraire, une faible contrainte de compression d'environ -40 MPa est demeurée après que le matériau ait refroidi jusqu'à la température ambiante contrairement au résultat précédent au point situé à 2 mm du bain de fusion. Cette contrainte n'évolue de manière significative qu'après le desserrage pour garder l'équilibre et atteindre environ -160 MPa.

Il en résulte que le développement ou non de contraintes résiduelles dans le matériau est déterminé par l'ampleur des températures maximales auxquelles le matériau est soumis lors du dépôt. Si la température maximale du matériau est suffisamment élevée pour engendrer un écoulement plastique (zone proche du bain de fusion), alors des contraintes de traction seront générées après que le matériau ait refroidi à température ambiante. Sinon, l'évolution des contraintes dans le matériau sera uniquement transitoire, ce qui ne peut pas engendrer de contraintes résiduelles de traction après le refroidissement. Cependant, une contrainte de compression a été observée. Il s'agit d'une réaction dans le but d'assurer l'équilibre, cette contrainte peut augmenter après le desserrage du substrat pour compenser la contrainte appliquée par les brides.

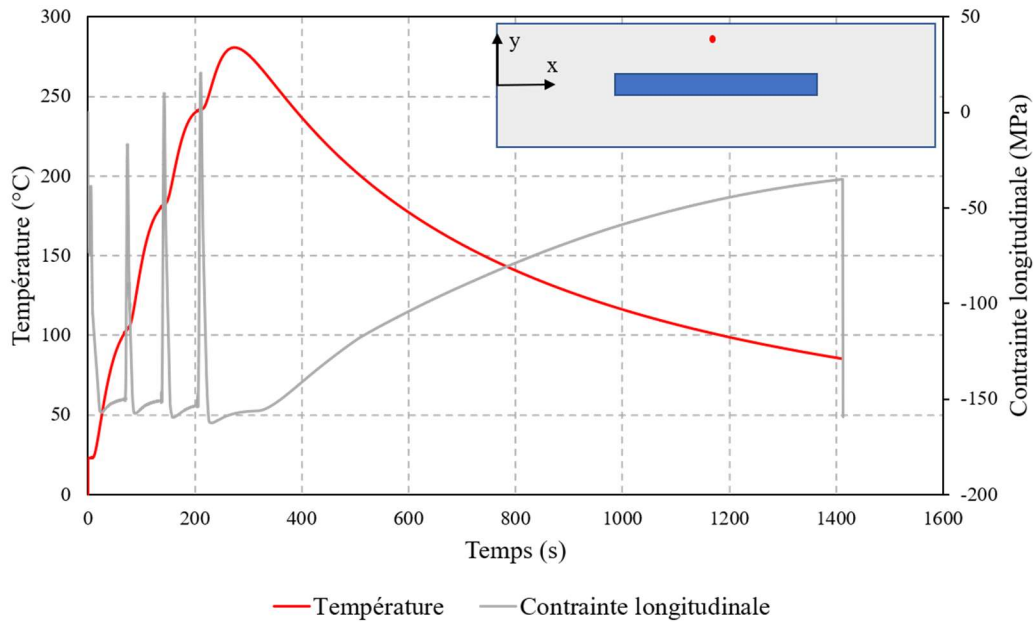


Figure 4. 18 Évolution de la contrainte résiduelle longitudinale en fonction de la température lors du dépôt de quatre couches à 23 mm du bain de fusion.

La Figure 4. 19a illustre les contraintes résiduelles longitudinales prévues pour les quatre couches déposées avant le desserrage.

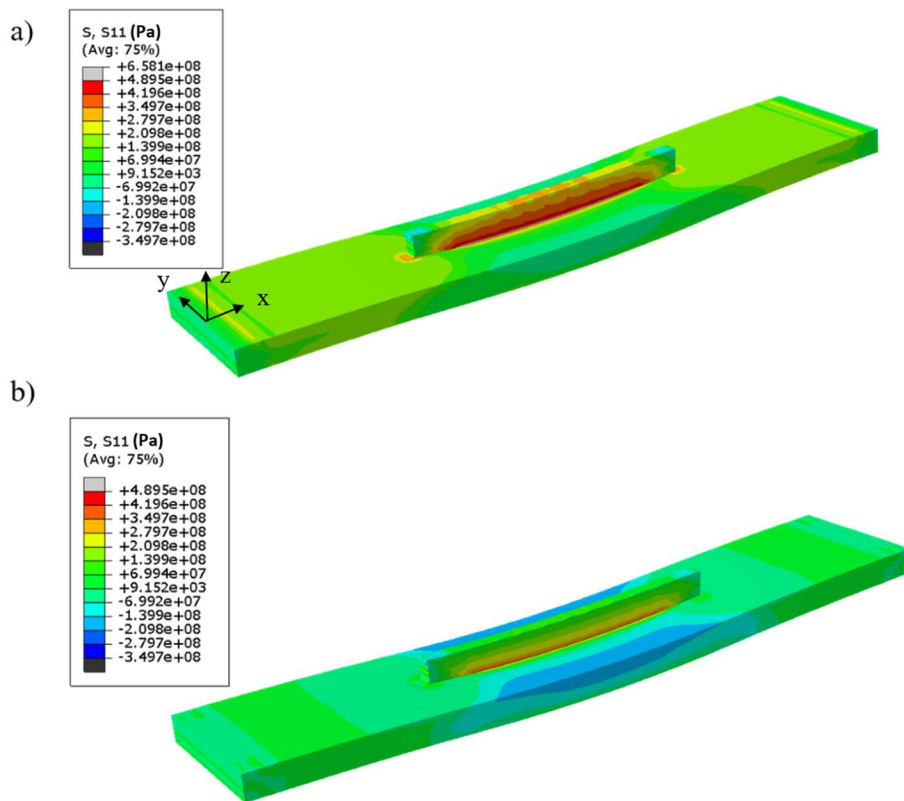


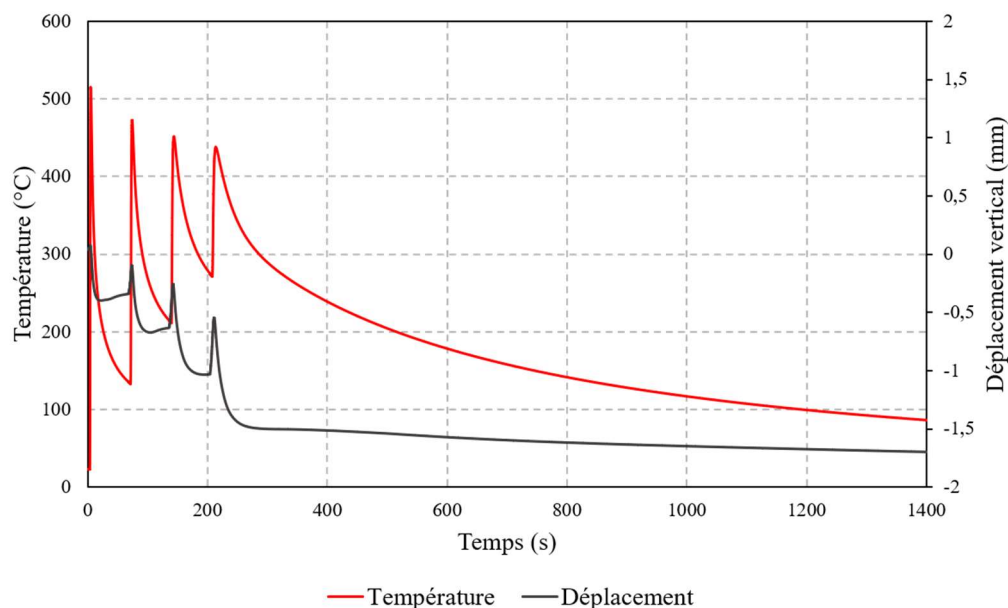
Figure 4. 19 Prédictions des contraintes longitudinales pour le dépôt de 4 couches :  
a) avant desserrage ; b) après desserrage.



On peut observer que les contraintes de traction sont réparties sur toutes les couches du mur déposé. Les contraintes dans les zones du substrat adjacentes au mur déposé sont également de type traction. Ces contraintes longitudinales deviennent compressives près de la base du substrat. Une distorsion significative de l'éprouvette et un relâchement des contraintes surviennent après le desserrage, comme illustré dans la Figure 4. 19b. La contrainte en traction en haut du mur déposé a une valeur bien inférieure à celle avant desserrage et les contraintes en compression au niveau du substrat sont plus prononcées.

La Figure 4. 20 présente l'évolution du cycle thermique ainsi que le déplacement en fonction du temps. Comme pour les contraintes résiduelles, le déplacement suit de près le chargement thermique. Pendant la phase de chauffage, le déplacement vertical est dirigé vers le haut. Lors du dépôt, la zone proche du bain de fusion subit une dilatation thermique plus importante que le reste du substrat, créant ainsi un gradient de dilatation. Ce gradient induit des contraintes de compression, provoquant des déplacements vers le haut [115].

Au cours du refroidissement, le déplacement vertical est dirigé vers le bas. De même, pendant cette phase, la contraction thermique est plus élevée dans la zone proche du bain de fusion que dans les autres zones, en raison du fort gradient thermique. Cette différence de contraction thermique entraîne un déplacement dirigé vers le bas [115].



*Figure 4. 20 Évolution du déplacement vertical en fonction de la température lors du dépôt de quatre couches à 2 mm du bain de fusion.*

Ces observations mettent en évidence l'impact significatif de la zone de dépôt et de ses alentours, où le gradient thermique est très élevé, sur le déplacement. L'ensemble des déplacements vers le bas dans la zone de dépôt et ses alentours génère, après le refroidissement final, une déformation inhérente de flexion dans l'ensemble de l'éprouvette, même avant le desserrage, comme illustré sur la Figure 4. 21.

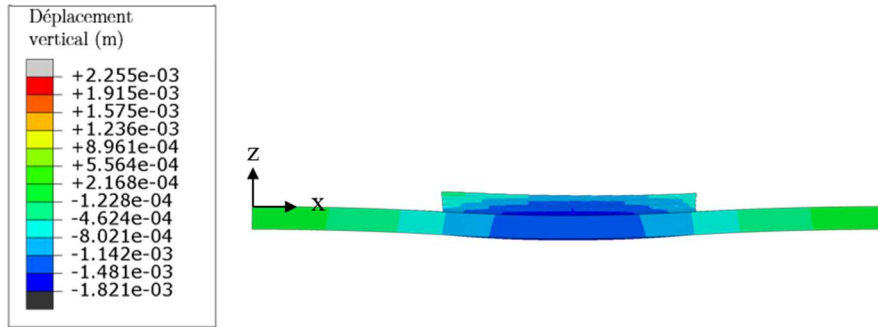


Figure 4. 21 Déformation résultante suivant l'axe z après le refroidissement final (avant desserrage).

#### 4.10 Effet du temps d'inter-passe et de la vitesse d'avance sur les contraintes résiduelles et les déformations

Afin de déterminer l'effet du temps d'inter-passe et de la vitesse d'avance sur la déformation, trois simulations ont été lancées avec la même configuration précédente tout en changeant ces paramètres comme indiqué dans le Tableau 4. 2. Le changement de la vitesse d'avance est suivi d'un changement de puissance assuré par la loi synergique. Les simulations ont suivi le même principe présenté dans la section 4.7. Les résultats obtenus prennent en compte les hypothèses mises en place au début du chapitre. Des mesures ont été faites le long des lignes et d'un point du substrat comme présenté dans la Figure 4. 22.

	Vitesse d'avance (mm/s)	Temps d'inter- passe (s)	Puissance (W)	Nombre de couches
Configuration 1	15	5	3972.5	4
Configuration 2	15	60	3972.5	4
Configuration 3	10	5	2595.8	4

Tableau 4. 2 Paramètres des configurations utilisées pour étudier l'effet du temps d'inter-passe et de la vitesse d'avance sur les contraintes résiduelles et les déformations.

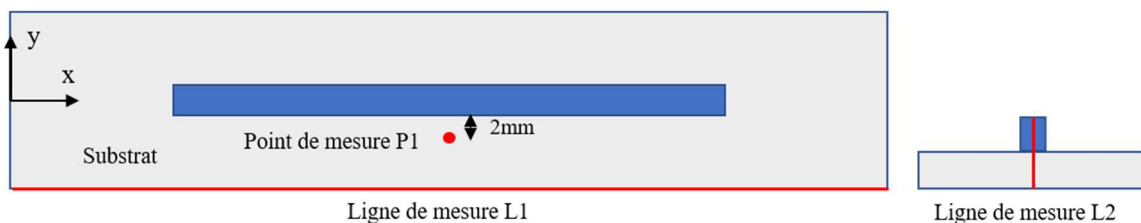


Figure 4. 22 Emplacement des lignes et points de mesure.

##### 4.10.1 Effet du temps d'inter-passe

La Figure 4. 23 illustre les déformations en flexion au niveau de la ligne L1 après chaque temps d'inter-passe, à la suite du refroidissement final et après le desserrage d'une



éprouvette simulée avec la configuration 1. Les déformations après chaque phase sont presque symétriques. Il est remarquable que le taux de déplacement augmente après chaque dépôt, et que les déplacements s'accroissent de couche en couche. En effet, suite au dépôt d'une couche  $n$ , celle-ci est soumise à des cycles de chauffage et de refroidissement lors du dépôt des couches suivantes. Ces cycles sont accompagnés de phases de dilatation pendant le chauffage, suivies de phases de contraction pendant le refroidissement [1]. Ces phases génèrent des déplacements verticaux qui s'additionnent avec les déplacements engendrés par les couches ultérieures, expliquant ainsi l'augmentation du taux de déplacement d'une couche à l'autre. Après un certain nombre de couches, les cycles de dilatation et de contraction au niveau de la couche  $n$  deviennent moins marqués au fur et à mesure du dépôt des nouvelles couches, en raison de l'éloignement de la zone thermiquement affectée. Lorsque la distance verticale entre la couche  $n$  et la couche en cours de dépôt est considérable, la couche  $n$  ne subit plus de variations thermiques significatives [1].

Un déplacement maximal d'environ 1,38 mm est observé après le refroidissement final, malgré le serrage aux deux extrémités. De plus, après le desserrage, le déplacement vertical augmente pour atteindre environ 1,8 mm en raison des contraintes résiduelles longitudinales qui dépassent la limite élastique du matériau.

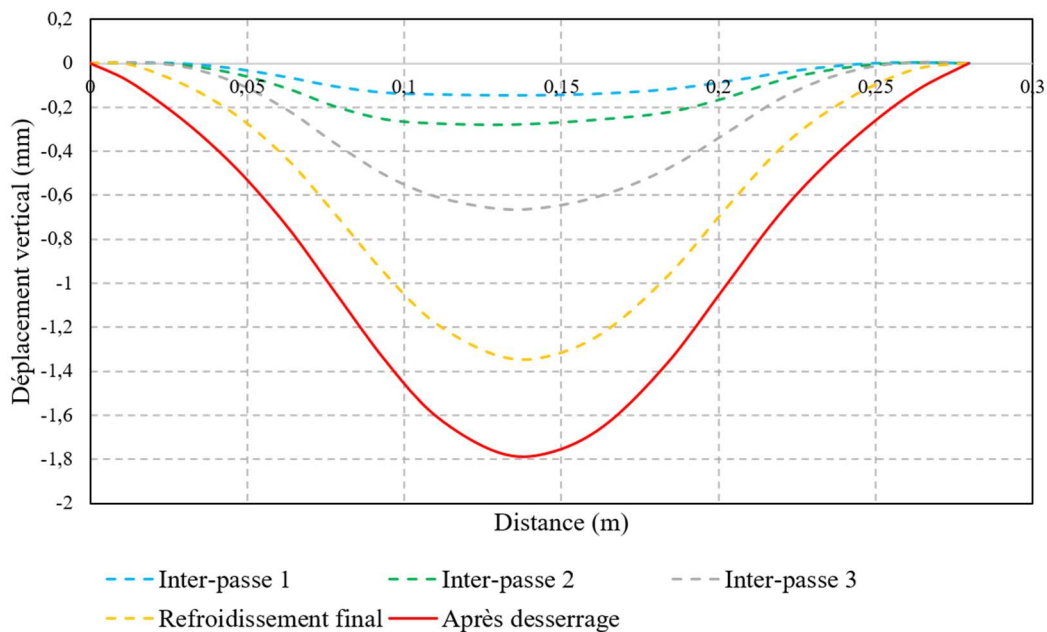
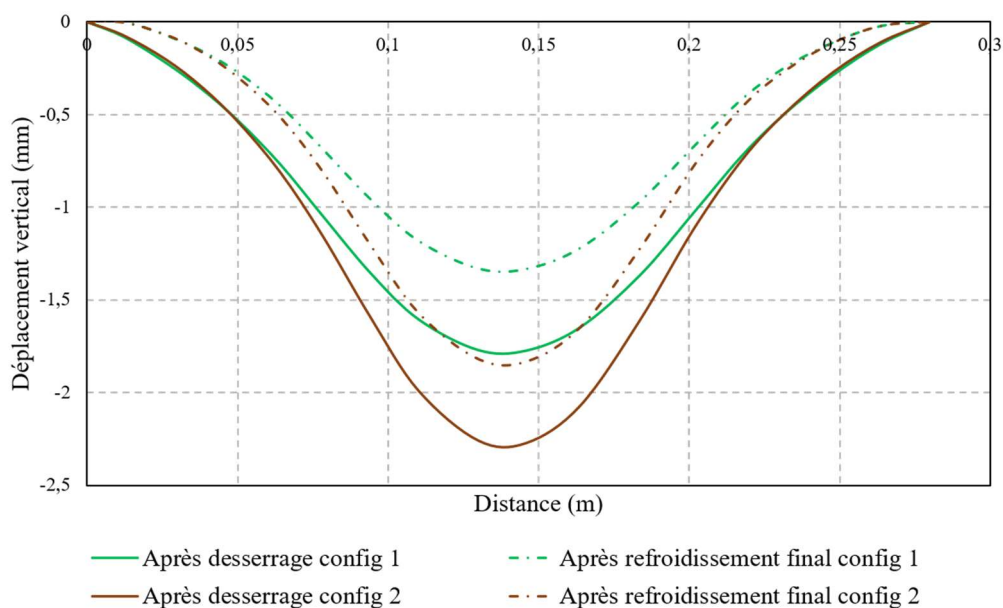


Figure 4. 23 Évolution du déplacement vertical au niveau de la ligne L1 après les temps d'inter-passe, le refroidissement final et le desserrage d'une éprouvette simulée avec la configuration 1.

La Figure 4. 24 présente les déformations au niveau de la ligne L1 des éprouvettes simulées avec la configuration 1 et la configuration 2 en variant le temps d'inter-passe de 5 s à 60 s. Dans les deux cas, les déformations résultantes sont quasi-symétriques. D'après les observations, le taux de déformation pour la configuration 1, avec un temps d'inter-passe de 5 s, est plus faible que celui de la configuration 2, qui a un temps d'inter-passe de 60 s. En effet, en analysant les déplacements verticaux et les courbes de

contraintes longitudinales le long de la ligne L2 présentées par la Figure 4. 25, il est remarquable que le temps d'inter-passe plus long de la configuration 2 permet de réduire la température de manière plus significative à la fin de chaque temps d'inter-passe par rapport à la configuration 1. Cette température plus basse engendre un gradient thermique plus prononcé lors du dépôt suivant, ce qui entraîne des contraintes résiduelles plus importantes et une déformation plus élevée. Cependant, le temps d'inter-passe plus court de la configuration 1 entraîne une température plus élevée dans l'éprouvette après le temps d'inter-passe et donc un gradient thermique plus faible lors du dépôt suivant, ce qui permet de diminuer l'amplitude des contraintes résiduelles et des déformations générées.

Le dépôt avec des intervalles de refroidissement courts entre les passes conduit à des niveaux de contraintes résiduelles et de déformations réduites. Les résultats semblent pencher en faveur des temps d'inter-passe courts en raison de la diminution des contraintes résiduelles, de la distorsion minimale et d'un rendement de production plus élevé. Toutefois, dans la pratique, il est impératif de maintenir la température maximale en dessous d'un certain seuil, car sinon cette température peut causer des problèmes liés à l'accumulation de chaleur tels que la perte en termes de précision dimensionnelles avec une qualité de surface médiocre (cf. Chapitre 2, section 2.6).



*Figure 4. 24 Déplacement vertical au niveau de la ligne L1 après le refroidissement final et après le desserrage des éprouvettes simulées avec la configuration 1 et la configuration 2.*

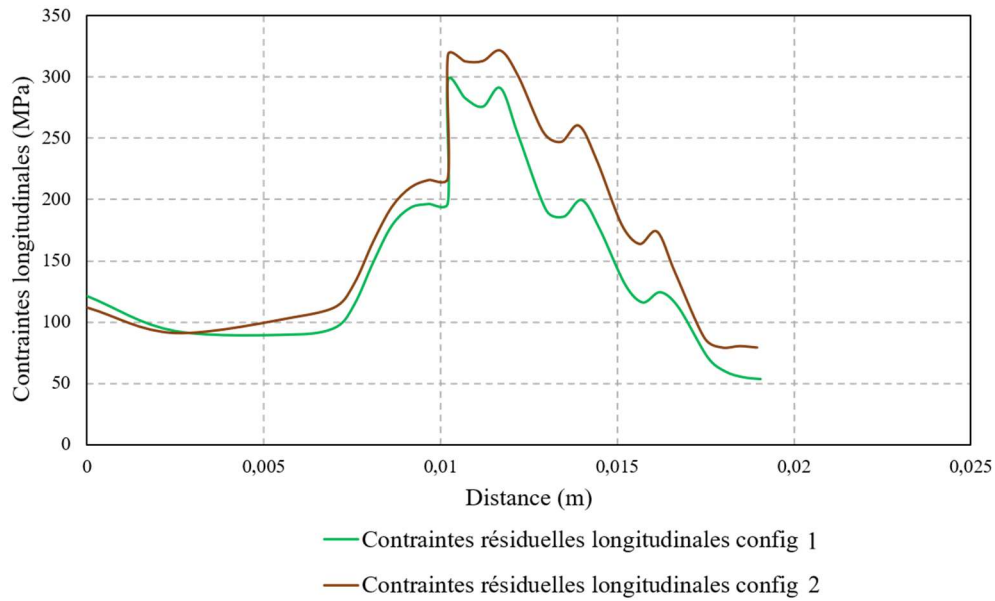


Figure 4. 25 Profils de contraintes résiduelles longitudinales après le desserrage le long de la ligne L2 pour les éprouvettes simulées avec la configuration 1 et la configuration 2.

#### 4.10.2 Effet de la vitesse d'avance

La Figure 4. 26 met en évidence les cycles thermiques simulés au point de mesure P1, situé à 2 mm du mur déposé. Les simulations ont été effectuées en utilisant les configurations 1 et 3. Pour la configuration 3, la vitesse d'avance est réduite tout en maintenant constantes la quantité de matière et l'énergie assurées par la loi synergique et par le rapport fixe entre la vitesse d'avance et la vitesse de dévidage du fil. Une légère baisse de température est observée, un changement qui s'explique par la diminution de la puissance nécessaire lors du dépôt en passant de la configuration 1 à la configuration 3.

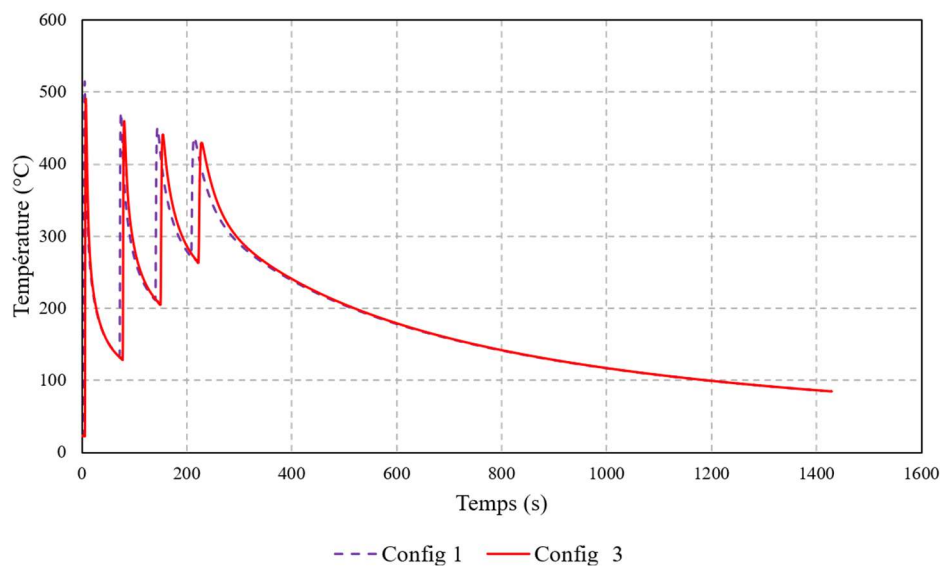


Figure 4. 26 Cycles thermiques simulés à 2 mm du bain de fusion avec la configuration 1 et la configuration 3.

Effectivement, bien que l'énergie utilisée et la quantité de matière demeurent constantes, la réduction de la vitesse d'avance engendre une diminution de la puissance. Cette légère diminution de température entre les configurations 1 et 3 génère également une légère réduction de la déformation longitudinale qui se produit après le refroidissement final et le desserrage, comme démontré dans la Figure 4. 27.

En effet, la diminution de la température maximale agit sur l'amplitude de dilatation et de contraction, influençant ainsi la génération des contraintes résiduelles et des déformations comme présenté dans la section 4.9.1. Toutefois, il est important de noter que l'écart entre la déformation générée par la configuration 1 et celle générée par la configuration 2 suite à la variation de la vitesse d'avance est négligeable ( $\approx 0,15$  mm).

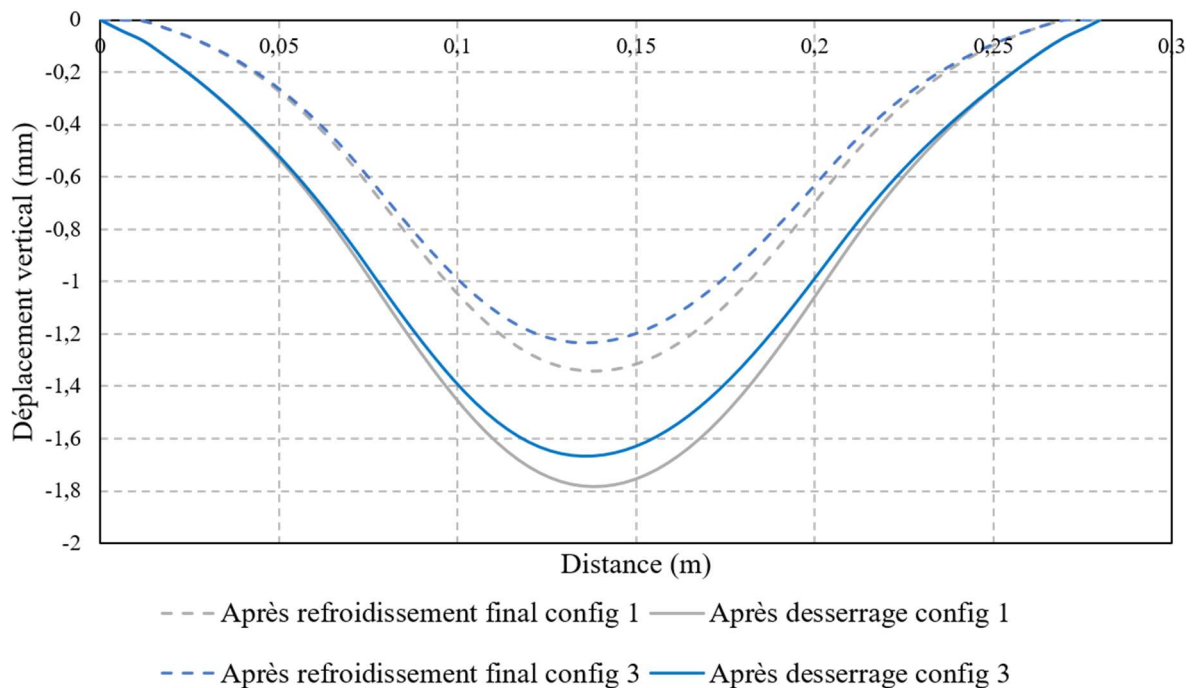


Figure 4. 27 Déplacement vertical après le refroidissement final et après le desserrage des éprouvettes simulées avec la configuration 1 et la configuration 3.

## 4.11 Conclusion

Dans ce chapitre, une simulation numérique du comportement thermomécanique a été développée. Il s'agissait d'une simulation à l'échelle de la pièce avec un couplage thermique-mécanique faible. Le but de cette simulation est d'avoir un outil numérique qui permet de prédire et appréhender le mécanisme de génération des contraintes résiduelles et des déformations par le procédé WAAM. Dans le but d'alléger le modèle en termes de temps de calcul, des hypothèses ont été prise en compte notamment l'exclusion des phénomènes électromagnétiques et de la mécanique des fluides à l'intérieur du bain de fusion. La simulation a été par la suite validée thermiquement et mécaniquement en comparant les cycles thermiques expérimentaux et numériques à 4

positions différentes dans le substrat et en comparant également les courbes des contraintes résiduelles simulées et expérimentales (issues de la littérature).

La simulation a montré que le mécanisme de génération des contraintes résiduelles passe par deux étapes. Au début la zone chauffée par l'arc électrique a tendance à se dilater. Cette dilatation est restreinte par les zones adjacentes qui sont encore froides, ce qui permet de générer des contraintes résiduelles de compression. Il s'agit de contraintes transitoires. Après le passage de la torche, la zone chauffée commence à refroidir. Par conséquent, elle a tendance à se contracter. Cette contraction est restreinte par les zones qui ont été déjà refroidies. Cela génère des contraintes résiduelles de traction permanentes après le refroidissement.

La simulation a déterminé également l'effet des paramètres de fabrication sur les contraintes résiduelles et les déformations. En effet, un temps d'inter-passe plus faible permet de garder une température plus élevée et donc un gradient thermique plus faible, ce qui permet d'atténuer l'effet des dilatations et des contractions thermiques durant le dépôt. Par conséquent, un temps d'inter-passe plus faible permet de diminuer les déformations générées. De plus, une vitesse d'avance plus faible permet de diminuer la puissance électrique utilisée et donc d'affaiblir la température maximale atteinte lors du dépôt de matière. Cela permet également d'affaiblir la déformation inhérente. Cependant, il a été observé que l'effet de la vitesse d'avance sur la déformation est très faible.

Un temps d'inter-passe faible est donc conseillé pour diminuer les contraintes résiduelles et les déformations. Cependant, il faut trouver un compromis entre l'état de surface et les déformations, qui évoluent d'une manière inverse en fonction de la variation du temps d'inter-passe.

# Conclusion générale et perspectives

## Conclusion générale

Les travaux de recherche présentés dans ce document sont focalisés sur la fabrication additive par arc électrique (WAAM), plus particulièrement sur le procédé CMT. Ce procédé présente de nombreux avantages en termes de réduction des coûts, de taux de dépôt et de son faible impact environnemental. Malgré la minimisation de l'énergie assurée par ce procédé par rapport aux autres procédés WAAM, les effets de l'accumulation de chaleur, du fort gradient thermique et des cycles de chauffage et de refroidissement sont parmi les principaux obstacles rencontrés lors de la fabrication additive et du parachèvement par usinage. Ces travaux de thèse ont permis d'analyser et de caractériser les effets du phénomène thermique associé aux paramètres du procédé WAAM-CMT sur la géométrie et les déformations inhérentes, et d'établir des règles et des directives de fabrication dans le cadre de ce procédé.

Le premier chapitre présente un état de l'art autour de la fabrication additive métallique, en particulier la fabrication additive par arc électrique WAAM. Cette partie a permis de déterminer les différents verrous liés à ce procédé, tels que les contraintes résiduelles générées durant la fabrication additive et les déformations résultantes. L'état de surface de la pièce issue de la fabrication additive et le problème de recouvrement des cordons ont également été abordés. Par la suite, les différentes limitations qui entravent le parachèvement par usinage ont été identifiées, telles que les ondulations, les déviations de position et les déviations de forme. La dernière partie de ce chapitre était une étude bibliographique sur les différentes méthodes de modélisation du comportement thermomécanique du procédé WAAM. La méthode équivalente a été retenue dans cette thèse, qui porte sur l'utilisation d'une source de chaleur équivalente synchronisée avec une méthode d'ajout de matière.

Le deuxième chapitre présente d'abord le matériel utilisé tout au long de la thèse dans le cadre expérimental et numérique. Ensuite, un plan d'expériences a été réalisé en variant le temps d'inter-passe et la vitesse d'avance tout en maintenant la même quantité de matière par le paramétrage d'un rapport fixe entre la vitesse d'avance et la vitesse de dévidage de fil. Cette campagne d'essais a permis de déterminer l'effet de la vitesse d'avance et du temps d'inter-passe sur les dimensions et les ondulations en fabriquant neuf murs multicouches et multi-cordons. Ce plan d'expériences a montré que les dimensions des murs fabriqués et les ondulations sont sensibles à la vitesse d'avance et au temps d'inter-passe :

- En diminuant le temps d'inter-passe, l'accumulation de chaleur dans le mur devient plus intense et la vitesse de refroidissement diminue, ce qui permet de réduire l'angle de mouillage et, par conséquent, de diminuer la hauteur tout en augmentant la largeur du mur. L'accumulation excessive de chaleur génère des effondrements de manière aléatoire sur l'ensemble du mur, rendant la mesure

précise de la largeur du mur très difficile et augmentant la valeur de l'ondulation maximale.

- En diminuant la vitesse d'avance tout en maintenant la même quantité de matière, la puissance utilisée diminue. Par conséquent, la température maximale locale au niveau du bain de fusion devient moins intense, ce qui permet d'augmenter l'angle de mouillage et, par conséquent, d'augmenter la hauteur du mur ainsi que la valeur de l'ondulation maximale.

Par la suite, une face de chaque mur a été usinée. Les opérations d'usinage ont montré que l'usinage d'une profondeur de 124 % de l'ondulation maximale permet d'obtenir une surface exempte d'ondulations pour l'acier 316L, dans la plage de paramètres WAAM utilisée dans cette thèse. Ce résultat est important pour la détermination de la surépaisseur latérale de la pièce lors de la phase de conception. Cependant, il demeure nécessaire de connaître la valeur de l'ondulation maximale au préalable pour que cette méthode puisse être pertinente.

Dans la dernière partie de ce chapitre, une nouvelle méthode de recouvrement, basée sur des cordons déposés sur une couche précédente plutôt que sur une surface plane, a été développée. Cette méthode a été validée par une analyse comparative avec deux autres méthodes de recouvrement.

Le troisième chapitre présente en détail la fabrication et le parachèvement par usinage d'une pièce d'étude. Ce chapitre avait pour but de développer des règles et des directives dédiées au procédé WAAM :

- La stratégie de fabrication additive s'inspire de l'impression 3D FDM, où l'on commence par créer le contour extérieur de la pièce, suivi par le remplissage de l'intérieur. Cette méthode vise à réduire les défauts potentiels dus à l'accumulation de chaleur le long du contour extérieur, en particulier pour les pièces épaisses, ce qui permet d'aboutir à une précision meilleure. En outre, elle permet une plus grande souplesse dans la configuration des paramètres de remplissage.
- Une approche du parachèvement qui repose sur l'utilisation du support pour créer des surfaces de référence nécessaires à l'usinage de la pièce a ensuite été utilisée. Après avoir usiné ces surfaces, l'étape suivante consiste à retirer le substrat pour libérer les contraintes résiduelles. Ensuite, l'usinage du reste de la pièce se fait en se référant aux nouvelles surfaces de référence. Cette méthode permet d'éviter la nécessité de scanner la pièce brute issue de la fabrication additive avant son usinage.

Les règles utilisées dans cette étude ont permis d'aboutir à une pièce usinée sans défaut d'ondulation. La surépaisseur latérale fixée a permis de compenser les déviations générées par le procédé WAAM (déviations de forme, déviations de position, etc.), tout en respectant les contraintes de la pièce qui dépendent de cette surépaisseur (longueur, largeur). En revanche, la détermination de la surépaisseur verticale, afin d'aboutir à la hauteur souhaitée avec précision, reste encore difficile en raison de sa forte dépendance aux déformations. En ce qui concerne le remplissage, la méthode de recouvrement COM

a permis d'obtenir un remplissage stable, sans défaut de manque de fusion ou de manque de matière.

Le quatrième chapitre était consacré à une étude numérique tridimensionnelle du comportement thermomécanique du procédé WAAM. Cette étude repose sur l'approche équivalente en couplage faible, où les phénomènes électromagnétiques et les phénomènes liés à la mécanique des fluides au niveau du bain de fusion peuvent être négligés, puisque l'intérêt de cette étude se concentre sur le comportement thermomécanique. L'analyse thermique et l'analyse mécanique peuvent également être dissociées, le résultat thermique servant d'entrée pour la simulation numérique. L'ajout de matière a été simulé à l'aide de la méthode d'activation des éléments "Element birth". Pour modéliser la source de chaleur, le modèle de Goldak a été privilégié. Il s'agit d'une source équivalente caractérisée par des paramètres énergétiques et dimensionnels.

La simulation a révélé que les contraintes résiduelles longitudinales sont plus intenses que les contraintes transversales et normales. La simulation a permis également d'appréhender le mécanisme de génération des contraintes résiduelles. Ce mécanisme peut se diviser en deux étapes. Au début, la zone chauffée par l'arc électrique a une tendance à se dilater, mais cette expansion est limitée par les zones avoisinantes qui sont encore froides, créant ainsi des contraintes résiduelles de compression transitoires. Après le passage de la torche, la zone chauffée commence à se refroidir, induisant une contraction qui est à son tour restreinte par les zones déjà refroidies, ce qui engendre des contraintes résiduelles de traction permanentes après le refroidissement.

La simulation a également permis d'analyser l'impact des paramètres de fabrication sur les contraintes résiduelles et les déformations. En effet, un temps d'inter-passe plus court maintient une température plus élevée, réduisant ainsi le gradient thermique. Cela a pour effet d'atténuer les effets de la dilatation et de la contraction thermique pendant le dépôt du mur, ce qui se traduit par une réduction des déformations générées. De plus, une vitesse d'avance plus lente réduit légèrement la température maximale atteinte lors du dépôt et contribue également à réduire légèrement les déformations inhérentes.

## Perspectives

Dans le cadre de cette thèse, l'exploration des procédés de fabrication additive par arc électrique (WAAM) a permis de relever plusieurs défis et d'identifier des perspectives d'amélioration significatives. Les axes suivants sont envisagés pour élargir la portée et l'efficacité de la recherche actuelle :

Validation expérimentale : La précision de l'usinage post-WAAM à 124 % de l'ondulation maximale est prometteuse, mais doit être testée au-delà de l'acier 316L. Des expériences supplémentaires avec des alliages différents et des géométries complexes pourraient révéler des corrélations entre les paramètres de fabrication et les ondulations de surface, permettant une personnalisation plus précise des surépaisseurs. Des collaborations industrielles pourraient être établies pour tester ces méthodes sur des pièces aux applications spécifiques, telles que les composants aéronautiques, où les tolérances et la



qualité de surface sont critiques. Il sera aussi intéressant de mettre en place la méthodologie proposée dans le contexte d'un bureau des méthodes.

**Modélisation prédictive et Machine Learning :** Un modèle prédictif intégrant l'apprentissage automatique pourrait révolutionner la conception et la fabrication en WAAM. En prédisant les ondulations et les déformations en fonction des paramètres de fabrication et de la géométrie des pièces, ce modèle pourrait informer le choix des surépaisseurs et des stratégies d'usinage, réduisant ainsi les déchets et optimisant le temps de production. L'utilisation de réseaux de neurones pourrait permettre d'analyser les données complexes de manière efficace, aidant les concepteurs à prendre des décisions éclairées dès les premières étapes de la fabrication.

**Optimisation du Temps de Calcul :** Pour que la simulation soit fiable dans un contexte industriel, le temps de calcul doit être considérablement réduit. Des approches telles que le maillage adaptatif, les méthodes de décomposition de domaine, ou l'utilisation de supercalculateurs pourraient accélérer les simulations sans sacrifier la précision. Ceci est essentiel pour modéliser des pièces de grande taille ou de géométrie complexe, où le comportement thermomécanique doit être compris en détail pour prévenir les défauts.

**Contrôle de température d'inter-passe :** La température d'inter-passe en WAAM est un facteur déterminant pour la qualité et l'homogénéité du dépôt. L'intégration de systèmes de mesure de température en temps réel, tels que des pyromètres, et l'ajustement dynamique des paramètres de fabrication pourraient permettre une meilleure maîtrise des gradients thermiques et réduire les contraintes résiduelles. Des moyens industriels commencent à s'équiper dans ce sens. La régulation de la température pourrait également contribuer à homogénéiser les propriétés mécaniques des pièces, en offrant une alternative au contrôle basé sur le temps d'inter-passe en segmentant par type de typologie de la pièce.

**Développement de l'IA pour la Détection de Défauts :** L'intégration de l'IA pour l'analyse des images capturées en temps réel pourrait permettre de détecter et de corriger instantanément les défauts de fabrication. Une caméra intelligente, couplée à un algorithme d'apprentissage profond, pourrait identifier les zones manquant de matière et ajuster le dépôt de la couche suivante pour compenser. Ce type de contrôle en boucle fermée pourrait augmenter la fiabilité du processus WAAM et réduire le besoin d'interventions humaines coûteuses. Il serait ainsi possible d'intégrer les règles métiers de vérifier les règles métiers de surépaisseur et de chevauchement en générant un apprentissage spécifique.

**Études de Cas Industriels :** La validation des méthodes développées dans des cas réels est cruciale pour démontrer leur applicabilité. Des études de cas avec des partenaires industriels pourraient servir de preuve de concept pour les stratégies de fabrication et d'usinage proposées. Des pièces issues de secteurs exigeants, tels que l'aérospatiale ou l'automobile, pourraient être sélectionnées pour évaluer l'efficacité des techniques développées dans des environnements de production réels. Les méthodologies actuelles en méthode et outils d'optimisation pourraient être testées et, si besoin, appliquées à des contextes WAAM ou encore à d'autres procédés DED.

En conclusion, ces perspectives ouvrent la voie à des améliorations substantielles dans la fabrication additive WAAM. Elles soulignent le besoin d'une approche interdisciplinaire intégrant des expérimentations avancées, de la modélisation prédictive, des techniques de calcul haute performance, et des contrôles de processus intelligents pour surmonter les obstacles actuels et repousser les limites de ce qui est réalisable avec la fabrication additive métallique.

# Annexes

# Annexe A

La gamme d'usinage de la pièce d'étude

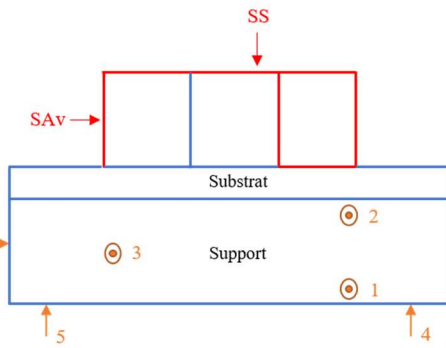
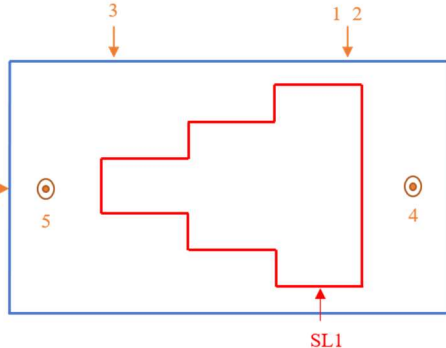
N° de phase	Désignations des phases	Machine	Croquis de la pièce à ses divers phases d'usinage
100	<p>Surfaçage des surfaces SS, SL3' et SAv</p> <p><b>Profondeur d'usinage :</b>  <math>P = 124 \%W_z</math> pour SS  <math>P = 0,5w</math> pour Sav et SL1</p> <p><b>Référentiel de mise en position :</b>            Appui plan            Appui linéaire            Butée</p>	Fraiseuse	<p><b>Vue de face :</b></p>  <p><b>Vue de dessus :</b></p> 

Tableau A. 1 Phase 100.

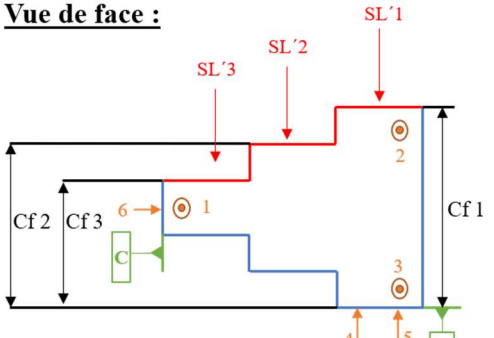
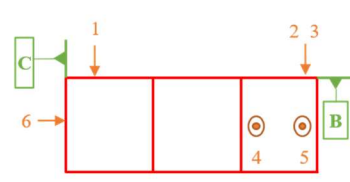
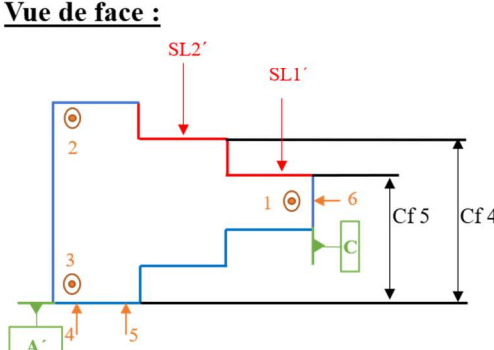
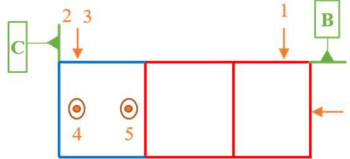
N° de phase	Désignations des phases	Machine	Croquis de la pièce à ses divers phases d'usinage
200	Surfaçage des surfaces latérales SL1, SL2 et SL3 <b>Cotes de fabrication :</b> Cf 1 = 60 Cf 2 = 50 Cf 3 = 40 <b>Référentiel de mise en position :</b> Appui plan sur B Appui linéaire sur A Butée sur C	Fraisuse	<p><b>Vue de face :</b></p>  <p><b>Vue de dessus :</b></p> 
300	Surfaçage des surfaces latérales SL1' et SL2' <b>Cotes de fabrication :</b> Cf 4 = 50 Cf 5 = 40 <b>Référentiel de mise en position :</b> Appui plan sur B Appui linéaire sur A' Butée sur C	Fraisuse	<p><b>Vue de face :</b></p>  <p><b>Vue de dessus :</b></p> 

Tableau A. 2 Phases 200 et 300.

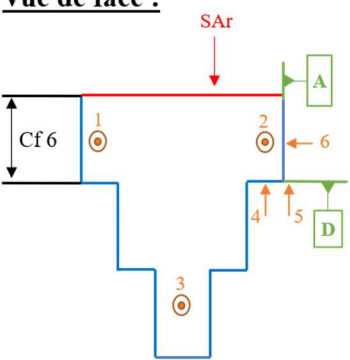
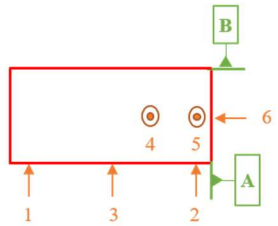
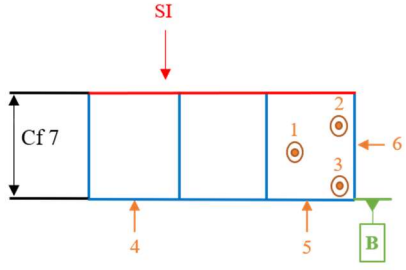
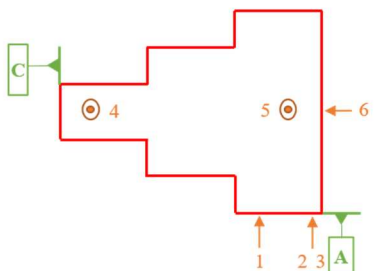
N° de phase	Désignations des phases	Machine	Croquis de la pièce à ses divers phases d'usinage
400	Surfaçage de la surface SAR <b>Cotes de fabrication :</b> Cf 6 = 40 <b>Référentiel de mise en position :</b> Appui plan sur B Appui linéaire sur D Butée sur A	Fraisuse	<p><b>Vue de face :</b></p>  <p><b>Vue de dessus :</b></p> 
500	Surfaçage de la surface SI <b>Cotes de fabrication :</b> Cf 7 = 32 <b>Référentiel de mise en position :</b> Appui plan sur A Appui linéaire sur B Butée sur C	Fraisuse	<p><b>Vue de face :</b></p>  <p><b>Vue de dessus :</b></p> 

Tableau A. 3 Phases 400 et 500.

# Annexe B

Propriétés thermo physiques et mécaniques de l'acier 304L et 316L :

Température (K)	Masse volumique (Kg/m <sup>3</sup> )	Conductivité thermique (W/mK)	Chaleur spécifique (J/KgK)	Coefficient de dilatation (10 <sup>-5</sup> )
<b>316L</b>				
300	7954,4	13,9	498,8	Interpolation
400	7909,6	15,5	512,1	1,89
500	7864	17,1	525,3	1,917
600	7817,6	18,6	538,6	1,944
700	7770,5	20,2	551,9	1,973
800	7722,5	21,8	565,2	2,002
900	7673,8	23,3	578,5	2,031
1000	7624,3	24,9	591,7	2,061
1100	7574,1	26,5	605	2,092
1200	7523	28,1	618,3	2,123
1300	7471,2	29,6	631,6	2,156
1400	7418,6	31,2	644,9	2,188
1500	7365,2	32,8	658,1	2,222
1600	7311,1	34,3	671,4	2,256
1700	7256,1	35,9	684,7	2,291
1800	6920	73,2	769,8	2,848
1900	6857	74,5	769,8	2,961
2000	6791	75,8	769,8	3,078
2100	6721,2	77,1	769,8	3,199
2200	6647,7	78,4	769,8	3,324
2300	6570,6	79,8	769,8	3,455
2400	6489,9	81,1	769,8	3,59
2500	6405,6	82,43	769,8	3,731
2600	6317,7	83,7	769,8	3,878
2700	6226,2	85	769,8	4,031
<b>304L</b>				
300	7894,1	12,9	509,8	NA
400	7859,5	14,5	523,3	1,468

500	7822,6	16,2	536,8	1,524
600	7783,3	17,8	550,3	1,581
700	7741,8	19,4	563,8	1,639
800	7697,9	21	577,2	1,699
900	7651,7	22,6	590,7	1,759
1000	7603,2	24,2	604,2	1,821
1100	7552,4	25,9	617,7	1,885
1200	7499,2	27,5	631,2	1,949
1300	7443,8	29,1	644,6	2,016
1400	7386	30,7	658,1	2,084
1500	7325,9	32,3	671,6	2,154
1600	7263,5	34	685,1	2,225
1700	7198,8	35,6	698,6	2,299
1800	6862,1	72,5	794,9	3,101
1900	6795,2	73,8	794,9	3,207
2000	6725,3	75,1	794,9	3,315
2100	6652,4	76,4	794,9	3,427
2200	6576,4	77,7	794,9	3,543
2300	6497,5	79	794,9	3,664
2400	6415,5	80,3	794,9	3,789
2500	6330,5	81,6	794,9	3,919
2600	6242,5	82,9	794,9	4,055
2700	6151,5	84,2	794,9	4,196

*Tableau B. 1 Propriétés thermo physiques de l'acier 316L et 304L utilisées pour la simulation thermomécanique [129].*



Température (°C)	Module de Young (MPa)	Coefficient de poisson	Limite élastique (MPa)	$\varepsilon_p=0,2\%$ (MPa)
316L				
20	197000	0,296	287	561
200	184000	0,304	198	470
300	176500	Interpolation	172	451
400	168000	0,315	157	435
500	160000	0,32	152	419
600	151500	0,323	145	387
700	142500	0,326	136	340
800	130000	0,33	127	294
900	108000	0,336	115	169
1000	81500	0,339	79	100
1100	20000	0,346	30	34
1200	3000	0,349	20	24
1400	501	0,353	20	23
3000	501	0,353	20	23
304L				
20	199000	0,294	265	561
200	185000	0,301	186	470
300	176000	0,31	170	451
400	167000	0,318	155	435
600	159000	0,326	149	387
800	151000	0,333	91	294
1200	60000	0,339	25	24
1300	20000	0,342	21	Interpolation
1500	1000	0,388	10	23

*Tableau B. 2 Propriétés mécaniques de l'acier 316L et 304L utilisées pour la simulation thermomécanique [91], [130].*

# Références

- [1] S. Ghaoui, “Caractérisation et simulation des défauts géométriques fabrication additive métallique EBM,” Thèse de doctorat, Université de Bordeaux, 2021.
- [2] J. Butt and H. Shirvani, “Additive, Subtractive, and Hybrid Manufacturing Processes,” *Adv. Manuf. Process. Mater. Struct.*, vol. 18, no. 4, pp. 187–218, 2018, doi: 10.1201/b22020-9.
- [3] J. M. Flynn, A. Shokrani, S. T. Newman, and V. Dhokia, “Hybrid additive and subtractive machine tools - Research and industrial developments,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 101, pp. 79–101, 2016, doi: 10.1016/j.ijmachtools.2015.11.007.
- [4] B. Wu *et al.*, “A review of the wire arc additive manufacturing of metals: properties, defects and quality improvement,” *J. Manuf. Process.*, vol. 35, no. February, pp. 127–139, 2018, doi: 10.1016/j.jmapro.2018.08.001.
- [5] L. Gardner, P. Kyvelou, G. Herbert, and C. Buchanan, “Testing and initial verification of the world’s first metal 3D printed bridge,” *J. Constr. Steel Res.*, vol. 172, 2020, doi: 10.1016/j.jcsr.2020.106233.
- [6] “MX3D Bridge.” <https://mx3d.com/industries/mx3d-bridge/>.
- [7] F. Montecvecchi, G. Venturini, A. Scippa, and G. Campatelli, “Finite element modelling of Wire-Arc-Additive-Manufacturing process,” *Procedia CIRP*, vol. 55, pp. 109–114, 2016, doi: 10.1016/j.procir.2016.08.024.
- [8] A. G. Ortega, “Prototypage rapide de pièces en alliage d’aluminium : étude du dépôt de matière et d’énergie lors de la fusion à l’arc d’un fil par le procédé MIG-CMT,” Thèse de doctorat, Université de Montpellier, 2018.
- [9] T. Artaza and A. Suárez, “Wire Arc Additive Manufacturing of Mn4Ni2CrMo Conference Steel: Comparison of Mechanical and Metallographic Properties of PAW Wire Arc Additive Manufacturing of Mn4Ni2CrMo Steel and GMAW,” *Procedia Manuf.*, vol. 41, pp. 1071–1078, 2020, doi: 10.1016/j.promfg.2019.10.035.
- [10] A. Vafadar, F. Guzzomi, A. Rassau, and K. Hayward, “Advances in metal additive manufacturing: A review of common processes, industrial applications, and current challenges,” *Appl. Sci.*, vol. 11, no. 3, pp. 1–33, 2021, doi: 10.3390/app11031213.
- [11] L. Guilmois, “Modélisation thermo-mécanique et approche expérimentale d’une opération de fabrication additive arc-fil,” Thèse de doctorat, Université de Nante, 2018.
- [12] Y. Liu, Y. Yang, and D. Wang, “A study on the residual stress during selective laser melting (SLM) of metallic powder,” *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 87, no. 1–4, pp. 647–656, 2016, doi: 10.1007/s00170-016-8466-y.
- [13] I. Koutiri, E. Pessard, P. Peyre, O. Amlou, and T. De Terris, “Influence of SLM

- process parameters on the surface finish, porosity rate and fatigue behavior of as-built Inconel 625 parts,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 255, no. December 2017, pp. 536–546, 2018, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2017.12.043.
- [14] H. Jia, H. Sun, H. Wang, Y. Wu, and H. Wang, “Scanning strategy in selective laser melting (SLM): a review,” *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 113, no. 9–10, pp. 2413–2435, 2021, doi: 10.1007/s00170-021-06810-3.
- [15] C. Y. Yap *et al.*, “Review of selective laser melting: Materials and applications,” *Appl. Phys. Rev.*, vol. 2, no. 4, 2015, doi: 10.1063/1.4935926.
- [16] Z. Xiang, M. Yin, G. Dong, X. Mei, and G. Yin, “Modeling of the thermal physical process and study on the reliability of linear energy density for selective laser melting,” *Results Phys.*, vol. 9, no. March, pp. 939–946, 2018, doi: 10.1016/j.rinp.2018.03.047.
- [17] V. Le, “Proposition d’une stratégie soutenable pour donner une nouvelle vie à une pièce en s’appuyant sur les techniques de fabrication additive,” Thèse de doctorat, Université Grenoble Alpes, 2018.
- [18] R. Rumman, D. A. Lewis, J. Y. Hascoet, and J. S. Quinton, “Laser metal deposition and wire arc additive manufacturing of materials: An overview,” *Arch. Metall. Mater.*, vol. 64, no. 2, pp. 467–473, 2019, doi: 10.24425/amm.2019.127561.
- [19] D. Ding, Z. Pan, D. Cuiuri, and H. Li, “Wire-feed additive manufacturing of metal components: technologies , developments and future interests,” 2015, doi: 10.1007/s00170-015-7077-3.
- [20] A. Baghdadchi *et al.*, “Wire laser metal deposition additive manufacturing of duplex stainless steel components—development of a systematic methodology,” *Materials (Basel)*, vol. 14, no. 23, 2021, doi: 10.3390/ma14237170.
- [21] V. Querard, “Réalisation de pièces aéronautiques de grandes dimensions par fabrication additive WAAM,” Thèse de doctorat, Université Bretagne Loire, 2019.
- [22] R. Tangestani, G. H. Farrahi, M. Shishegar, B. P. Aghchekhandi, S. Ganguly, and A. Mehmanparast, “Effects of Vertical and Pinch Rolling on Residual Stress Distributions in Wire and Arc Additively Manufactured Components,” *J. Mater. Eng. Perform.*, vol. 29, no. 4, pp. 2073–2084, 2020, doi: 10.1007/s11665-020-04767-0.
- [23] J.P. Oliveira, “Current Status and Perspectives on Wire and Arc Additive Manufacturing (WAAM),” *Materials* 2019, doi: 10.3390/ma12071121.
- [24] Z. M. Liu, S. L. Cui, Z. Luo, C. Z. Zhang, Z. M. Wang, and Y. C. Zhang, “Plasma arc welding: Process variants and its recent developments of sensing, controlling

- and modeling,” *J. Manuf. Process.*, vol. 23, pp. 315–327, 2016, doi: 10.1016/j.jmapro.2016.04.004.
- [25] “types-of-welding-procedures @ www.lincolntech.edu.” [Online]. Available: <https://www.lincolntech.edu/news/skilled-trades/welding-technology/types-of-welding-procedures>.
- [26] Z. Pan, D. Ding, B. Wu, and D. Cuiuri, “Arc Welding Processes for Additive Manufacturing: A Review,” *Transactions on Intelligent Welding Manufacturing* no. 2, pp. 3–24, 2018, doi: 10.1007/978-981-10-5355-9.
- [27] F. M. Scotti, F. R. Teixeira, L. J. da Silva, D. B. de Araújo, R. P. Reis, and A. Scotti, “Thermal management in WAAM through the CMT Advanced process and an active cooling technique,” *J. Manuf. Process.*, vol. 57, no. May, pp. 23–35, 2020, doi: 10.1016/j.jmapro.2020.06.007.
- [28] E. Reyes-Gordillo *et al.*, “Effect of Cold Metal Transfer Parameters during Wire Arc Additive Manufacturing of Ti6Al4V Multi-layer Walls,” p. 18, 2022, [Online]. doi: 10.21203/rs.3.rs-1946459/v1.
- [29] A. Bonaventure, “Evaluation expérimentale et numérique des contraintes résiduelles dans des structures soudées en multipasse,” Thèse de doctorat, Université de technologie de Troyes, 2012.
- [30] G. Beaurin, “Simulation et étude expérimentale des contraintes résiduelles dans les dépôts durs Norem des matériels de robinetterie,” Thèse de doctorat, Université de Lyon, p. 227, 2012.
- [31] J. Ding *et al.*, “Thermo-mechanical analysis of Wire and Arc Additive Layer Manufacturing process on large multi-layer parts,” *Comput. Mater. Sci.*, vol. 50, no. 12, pp. 3315–3322, 2011, doi: 10.1016/j.commatsci.2011.06.023.
- [32] P. Colegrove *et al.*, “Welding process impact on residual stress and distortion,” *Sci. Technol. Weld. Join.*, vol. 14, no. 8, pp. 717–725, 2009, doi: 10.1179/136217109X406938.
- [33] C. Ramard, “Etude expérimentale et numérique du soudage multipasse : application à un acier de construction navale,” Thèse de doctorat, Université Bretagne Loire, 2006.
- [34] <https://ir-welding-consultancy.nl/Materials-Science/>.
- [35] N. Chernovol, A. Sharma, T. Tjahjowidodo, B. Lauwers, and P. Van Rymenant, “Machinability of wire and arc additive manufactured components,” *CIRP J. Manuf. Sci. Technol.*, vol. 35, pp. 379–389, 2021, doi: 10.1016/j.cirpj.2021.06.022.
- [36] F. Montavecchi, G. Venturini, A. Scippa, and G. Campatelli, “Finite Element

- Modelling of Wire-arc-additive-manufacturing Process,” *Procedia CIRP*, vol. 55, pp. 109–114, 2016, doi: 10.1016/j.procir.2016.08.024.
- [37] Z. Hu, X. Qin, and T. Shao, “Welding Thermal Simulation and Metallurgical Characteristics Analysis in WAAM for 5CrNiMo Hot Forging Die Remanufacturing,” *Procedia Eng.*, vol. 207, pp. 2203–2208, 2017, doi: 10.1016/j.proeng.2017.10.982.
- [38] S. Leuders *et al.*, “On the mechanical behaviour of titanium alloy TiAl6V4 manufactured by selective laser melting: Fatigue resistance and crack growth performance,” *Int. J. Fatigue*, vol. 48, pp. 300–307, 2013, doi: 10.1016/j.ijfatigue.2012.11.011.
- [39] H. Lockett, J. Ding, S. Williams, and F. Martina, “Design for wire + Arc additive manufacture: Design rules and build orientation selection,” *J. Eng. Des.*, vol. 28, no. 7–9, pp. 568–598, 2017, doi: 10.1080/09544828.2017.1365826.
- [40] K. Frimpong Ayarkwa, Z. Pinter, E. Eimer, S. Williams, and J. Ding, “Effect of the deposition strategy on Al - Cu alloy wire + arc additive manufacture,” *Mater. Sci. Technol. (United Kingdom)*, vol. 1, no. 1, pp. 28–34, 2021.
- [41] M. Dinovitzer, X. Chen, J. Laliberte, X. Huang, and H. Frei, “Effect of wire and arc additive manufacturing (WAAM) process parameters on bead geometry and microstructure,” *Addit. Manuf.*, vol. 26, no. August 2018, pp. 138–146, 2019, doi: 10.1016/j.addma.2018.12.013.
- [42] J. Wanwan, Z. Chaoqun, J. Shuoya, T. Yingtao, W. Daniel, and L. Wen, “Wire Arc Additive Manufacturing of Stainless Steels: A Review,” *Appl. Sci.*, vol. 10, p. 1563, 2020.
- [43] Li et al, “Evaluation and Optimization of a Hybrid Manufacturing Process Combining Wire Arc Additive Manufacturing with Milling for the Fabrication of Stiffened Panels,” *Applied sciences.*, 2018, doi: 10.3390/app7121233.
- [44] J. Xiong, Y. Li, R. Li, and Z. Yin, “Influences of process parameters on surface roughness of multi-layer single- pass thin-walled parts in GMAW-based additive manufacturing,” *J. Mater. Process. Tech.*, vol. 252, no. July 2017, pp. 128–136, 2018, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2017.09.020.
- [45] H. Geng, J. Li, J. Xiong, and X. Lin, “Optimisation of interpass temperature and heat input for wire and arc additive manufacturing 5A06 aluminium alloy,” *Sci. Technol. Weld. Join.*, vol. 0, no. 0, pp. 1–12, 2016, doi: 10.1080/13621718.2016.1259031.
- [46] B. J. Fronius *et al.*, “Schweißpraxis aktuell: CMT-Technologie. Cold Metal Transfer—ein neuer Metall-Schutzgas-Schweißprozess.” WEKA MEDIA GmbH &

- Co. KG, Kissing, 2013.
- [47] J. Bruckner and S. Schweißtechnik, “Cold Metal Transfer (CMT)—Ein neuer Prozess in der Fügetechnik,” *Magna Steyr*, 2005.
- [48] H. T. Zhang, J. C. Feng, P. He, B. B. Zhang, J. M. Chen, and L. Wang, “The arc characteristics and metal transfer behaviour of cold metal transfer and its use in joining aluminium to zinc-coated steel,” *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 499, no. 1–2, pp. 111–113, 2009.
- [49] G. Posch, K. Chladil, and H. Chladil, “Material properties of CMT—metal additive manufactured duplex stainless steel blade-like geometries,” *Weld. World*, vol. 61, pp. 873–882, 2017.
- [50] A. Diourté, “Génération et optimisation de trajectoire dans la fabrication additive par soudage à l’arc,” Thèse de doctorat, Université de Toulouse, 2021.
- [51] J. Näsström, F. Brückner, and A. F. H. Kaplan, “Measuring the effects of a laser beam on melt pool fluctuation in arc additive manufacturing,” *Rapid Prototyp. J.*, vol. 25, no. 3, pp. 488–495, 2019, doi: 10.1108/RPJ-01-2018-0033.
- [52] J. Xiong and G. Zhang, “Adaptive control of deposited height in GMAW-based layer additive manufacturing,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 214, no. 4, pp. 962–968, 2014, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2013.11.014.
- [53] W. E. Odinikuku, J. E. Udumbraye, and D. Atadious, “Prediction of Weld Bead Geometry of Mild Steel Using Taguchi Technique and Multiple Regression Analysis,” vol. 13, no. 4, pp. 31–46, 2020, doi: 10.9734/JERR/2020/v13i417111.
- [54] R. Chaudhari, J. J. Vora, and H. Parmar, “Parametric study and investigations of bead geometries of GMAW-based wire–arc additive manufacturing of 316L stainless steels,” *Metals* no. July, 2022, doi: 10.3390/met12071232.
- [55] D. Ding, Z. Pan, D. Cuiuri, and H. Li, “Robotics and Computer-Integrated Manufacturing A multi-bead overlapping model for robotic wire and arc additive manufacturing ( WAAM ),” *Robot. Comput. Integr. Manuf.*, vol. 31, pp. 101–110, 2015, doi: 10.1016/j.rcim.2014.08.008.
- [56] S. Cadiou, “Modélisation magnéto-thermohydraulique de procédés de fabrication additive arc-fil (WAAM),” Thèse de doctorat, Université Bretagne Sud, 2020.
- [57] S. Suryakumar, K. P. Karunakaran, A. Bernard, U. Chandrasekhar, and N. Raghavender, “Computer-Aided Design Weld bead modeling and process optimization in Hybrid Layered Manufacturing,” *Comput. Des.*, vol. 43, no. 4, pp. 331–344, 2011, doi: 10.1016/j.cad.2011.01.006.
- [58] Y. Cao, S. Zhu, X. Liang, and W. Wang, “Robotics and Computer-Integrated

- Manufacturing Overlapping model of beads and curve fitting of bead section for rapid manufacturing by robotic MAG welding process,” *Robot. Comput. Integr. Manuf.*, vol. 27, no. 3, pp. 641–645, 2011, doi: 10.1016/j.rcim.2010.11.002.
- [59] J. Xiong, G. Zhang, H. Gao, and L. Wu, “Robotics and Computer-Integrated Manufacturing Modeling of bead section profile and overlapping beads with experimental validation for robotic GMAW-based rapid manufacturing,” *Robot. Comput. Integr. Manuf.*, vol. 29, no. 2, pp. 417–423, 2013, doi: 10.1016/j.rcim.2012.09.011.
- [60] Y. Li, Y. Sun, Q. Han, G. Zhang, and I. Horváth, “Enhanced beads overlapping model for wire and arc additive manufacturing of multi-layer multi-bead metallic parts,” *J. Mater. Process. Tech.*, vol. 252, no. October 2017, pp. 838–848, 2018, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2017.10.017.
- [61] Q. Han, X. Li, M. Dong, and G. Zhang, “Enhanced curve-fitting model of the bead section profile and the corresponding overlapping model for twin-electrode gas tungsten arc – based additive manufacturing,” *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. pp. 1151–1167, 2021. doi: 10.1007/s00170-021-07501-9
- [62] Y. Li, Q. Han, G. Zhang, and I. Horváth, “A layers-overlapping strategy for robotic wire and arc additive manufacturing of multi-layer multi-bead components with homogeneous layers,” *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2018. doi: 10.1007/s00170-018-1786-3
- [63] C. Fuchs, D. Baier, T. Semm, and M. F. Zaeh, “Determining the machining allowance for WAAM parts,” *Prod. Eng.*, vol. 14, no. 5–6, pp. 629–637, 2020, doi: 10.1007/s11740-020-00982-9.
- [64] H. Nagamatsu, H. Sasahara, Y. Mitsutake, and T. Hamamoto, “Development of a cooperative system for wire and arc additive manufacturing and machining,” *Addit. Manuf.*, vol. 31, no. September 2019, p. 100896, 2020, doi: 10.1016/j.addma.2019.100896.
- [65] J. Lopes, “Feasibility of the milling process on HSLA parts manufactured with Wire and arc additive manufacturing,” Thèse de doctorat. Universidade Nova de Lisboa, 2019.
- [66] H. Ding, B. Zou, X. Wang, J. Liu, and L. Li, “Microstructure, mechanical properties and machinability of 316L stainless steel fabricated by direct energy deposition,” *Int. J. Mech. Sci.*, vol. 243, no. December 2022, p. 108046, 2023, doi: 10.1016/j.ijmecsci.2022.108046.
- [67] O. C. Ozaner, D. Klobčar, and A. Sharma, “Machining Strategy Determination for



- Single- and Multi-Material Wire and Arc Additive Manufactured Thin-Walled Parts,” *Materials (Basel)*., vol. 16, no. 5, 2023, doi: 10.3390/ma16052055.
- [68] P. Masek, T. Fornusek, P. Zeman, M. Bucko, J. Smolik, and P. Heinrich, “Machinability the aisi 316 stainless steel after processing by various methods of 3D printing,” *MM Sci. J.*, vol. 2019, no. November, pp. 3338–3346, 2019, doi: 10.17973/MMSJ.2019\_11\_2019091.
- [69] F. Li, S. Chen, J. Shi, H. Tian, and Y. Zhao, “Evaluation and optimization of a hybrid manufacturing process combining wire arc additive manufacturing with milling for the fabrication of stiffened panels,” *Appl. Sci.*, vol. 7, no. 12, 2017, doi: 10.3390/app7121233.
- [70] F. Veiga, A. G. Del Val, A. Suárez, and U. Alonso, “Analysis of the machining process of titanium Ti6Al-4V parts manufactured by wire arc additive manufacturing (WAAM),” *Materials (Basel)*., vol. 13, no. 3, 2020, doi: 10.3390/ma13030766.
- [71] A. Feier, I. Buta, C. Florica, and L. Blaga, “Optimization of Wire Arc Additive Manufacturing (WAAM) Process for the Production of Mechanical Components Using a CNC Machine,” *Materials (Basel)*., vol. 16, no. 1, 2023, doi: 10.3390/ma16010017.
- [72] A. Adebayo “Characterisation of integrated WAAM and machining processes,” Phd thesis, Cranfield University, 2013.
- [73] M. Chiumenti *et al.*, “Numerical modelling and experimental validation in Selective Laser Melting,” *Addit. Manuf.*, vol. 18, pp. 171–185, 2017, doi: 10.1016/j.addma.2017.09.002.
- [74] J. GOLDAK, A. CHAKRAVARTI, and M. BIBBY, “A New Finite Element Model for Welding Heat Sources,” *Scand. J. Urol.*, vol. 52, no. 1, pp. 1–7, 2018, doi: 10.1080/21681805.2017.1363816.
- [75] D. Yang, G. Wang, and G. Zhang, “Journal of Materials Processing Technology Thermal analysis for single-pass multi-layer GMAW based additive manufacturing using infrared thermography,” *J. Mater. Process. Tech.*, vol. 244, pp. 215–224, 2017, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2017.01.024.
- [76] T. Shao, “Welding Thermal Simulation and Metallurgical Characteristics Analysis in WAAM for 5CrNiMo Hot Forging Die Remanufacturing,” *Procedia Eng.*, vol. 207, pp. 2203–2208, 2017, doi: 10.1016/j.proeng.2017.10.982.
- [77] Agouzoul, “Nouvelles méthodes numériques pour la simulation de l’impression 3D métallique,” Thèse de doctorat, Université de Bordeaux, 2020.

- [78] P. Tan, F. Shen, B. Li, and K. Zhou, “A thermo-metallurgical-mechanical model for selective laser melting of Ti6Al4V,” *Mater. Des.*, vol. 168, p. 107642, 2019, doi: 10.1016/j.matdes.2019.107642.
- [79] M. H. Ali and Y. S. Han, “Effect of Phase Transformations on Scanning Strategy in WAAM Fabrication,” *Materials*, 2021, doi: 10.3390/ma14247871.
- [80] C. Cambon, S. Rouquette, I. Bendaoud, C. Bordreuil, R. Wimpory, and F. Soulie, “Thermo-mechanical simulation of overlaid layers made with wire + arc additive manufacturing and GMAW-cold metal transfer,” *Weld. World*, vol. 64, no. 8, pp. 1427–1435, 2020, doi: 10.1007/s40194-020-00951-x.
- [81] R. Pramod, S. Mohan Kumar, A. Rajesh Kannan, N. Siva Shanmugam, and R. Tangestani, “Fabrication of Gas Metal Arc Welding Based Wire Plus Arc Additive Manufactured 347 Stainless Steel Structure: Behavioral Analysis Through Experimentation and Finite Element Method,” *Met. Mater. Int.*, vol. 28, no. 1, pp. 307–321, 2022, doi: 10.1007/s12540-021-01026-2.
- [82] C. T. Justus Panicker, K. Rohit Surya, and V. Senthilkumar, “Novel process parameters based approach for reducing residual stresses in WAAM,” *Mater. Today Proc.*, vol. 59, pp. 1119–1126, 2022, doi: 10.1016/j.matpr.2022.03.025.
- [83] M. Graf, K. P. Pradjadhiana, A. Hälsig, Y. H. P. Manurung, and B. Awiszus, “Numerical simulation of metallic wire arc additive manufacturing (WAAM),” *AIP Conf. Proc.*, vol. 1960, 2018, doi: 10.1063/1.5035002.
- [84] V. Gorniyakov, Y. Sun, J. Ding, and S. Williams, “Modelling and optimising hybrid process of wire arc additive manufacturing and high-pressure rolling Materials & Design Modelling and optimising hybrid process of wire arc additive manufacturing and high-pressure rolling,” *Mater. Des.*, vol. 223, no. September, p. 111121, 2022, doi: 10.1016/j.matdes.2022.111121.
- [85] E. A. Bonifaz and J. S. Palomeque, “A mechanical model in wire + Arc additive manufacturing process,” *Progress in Additive Manufacturing*, November, 2020, doi: 10.1007/s40964-020-00112-y.
- [86] J. Jia, Y. Zhao, M. Dong, A. Wu, and Q. Li, “Numerical simulation on residual stress and deformation for WAAM parts of aluminum alloy based on temperature function method,” *China Weld. (English Ed.)*, vol. 29, no. 2, pp. 1–8, 2020, doi: 10.12073/j.cw.20191101002.
- [87] M. Chergui, “Evaluation et Optimisation des Stratégies de Dépôt en Fabrication Additive Arc-Fil basée sur la Simulation,” Thèse de doctorat, Université Grenoble Alpes, 2021.
- [88] J. BERGHEAU, “Modélisation numérique des procédés de soudage,” *Techniques*

- de l'ingénieur. Génie mécanique*, 2004, no BM7758. 2004.
- [89] J. Bergheau, “Modélisation numérique des procédés de soudage,” *Techniques de l'ingénieur* pp. 1–15, 1990, doi: 10.51257/a-v1-bm7758 .
- [90] M. Chiumenti *et al.*, “Finite element modeling of multi-pass welding and shaped metal deposition processes,” *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.*, vol. 199, no. 37–40, pp. 2343–2359, 2010, doi: 10.1016/j.cma.2010.02.018.
- [91] S. Hilal, “Thermo-mechanical modelling of the Wire Arc Additive Manufacturing process ( WAAM ),” Thèse de doctorat, Université PSL, 2022.
- [92] V. Pavelic, “Experimental and computed temperature histories in gas tungsten arc welding of thin plates,” *Weld. J. Res. Suppl.*, vol. 48, pp. 296–305, 1969.
- [93] X. Shan, C. M. Davies, T. Wangsdan, N. P. O. Dowd, and K. M. Nikbin, “Thermo-mechanical modelling of a single-bead-on-plate weld using the finite element method,” *International Journal of Pressure Vessels and Piping* vol. 86, pp. 110–121, 2009, doi: 10.1016/j.ijpvp.2008.11.005.
- [94] B. Brickstad and B. L. Josefsonb, “A parametric study of residual stresses in multi-pass butt-welded stainless steel pipes,” *International Journal of pressure Vessels and piping* vol. 75, 1998, doi: 10.1016/S0308-0161(97)00117-8.
- [95] D. Britez, “Modélisation d'un processus de mise en forme intégrant l'interaction entre procédés dans le comportement du matériau,” Thèse de doctorat, Université de Bordeaux, 2022.
- [96] A. KOZLOWSKI, “Données sur les aciers inoxydables - Données numériques,” *Étude Propriétés Des Métaux*, vol. 33, no. 0, pp. 0–8, 2009, doi: 10.51257/a-v1-m4551.
- [97] “Build List OpenBuilds.” <https://openbuilds.com/>.
- [98] M. H. Farshidianfar, A. Khajepour, and A. Gerlich, “Real-time control of microstructure in laser additive manufacturing,” *Int. J. Mech. Prod. Eng. Res. Dev* 2015, doi: 10.1007/s00170-015-7423-5.
- [99] A. I. Khuri and S. Mukhopadhyay, “Response surface methodology,” *Wiley Interdiscip. Rev. Comput. Stat.*, vol. 2, no. 2, pp. 128–149, 2010, doi: 10.1002/wics.73.
- [100] M. Chaturvedi, E. Scutelnicu, C. C. Rusu, L. R. Mistodie, D. Mihailescu, and S. Arungalai Vendan, “Wire arc additive manufacturing: Review on recent findings and challenges in industrial applications and materials characterization,” *Metals (Basel)*, vol. 11, no. 6, 2021, doi: 10.3390/met11060939.

- [101] N. A. Rosli, “Influence of Process Parameter on the Height Deviation of Weld Influence of Process Parameter on the Height Deviation of Weld,” *Int. J. Mech. Prod. Eng. Res. Dev* no. June, 2020, doi: 10.24247/ijmperdjun2020101.
- [102] S. Singh, A. N. Jinoop, G. T. A. Tarun Kumar, I. A. Palani, C. P. Paul, and K. G. Prashanth, “Effect of interlayer delay on the microstructure and mechanical properties of wire arc additive manufactured wall structures,” *Materials (Basel)*, vol. 14, no. 15, 2021, doi: 10.3390/ma14154187.
- [103] S Manokruang, “Phenomenological model of thermal effects on weld beads geometry produced by Wire and Arc Additive Manufacturing (WAAM),” Thèse de doctorat, Université de Grenoble Alpes, 2022.
- [104] F. R. Teixeira, F. M. Scotti, V. L. Jorge, and A. Scotti, “Combined effect of the interlayer temperature with travel speed on features of thin wall WAAM under two cooling approaches,” *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 126, no. 1–2, pp. 273–289, 2023, doi: 10.1007/s00170-023-11105-w.
- [105] D. Baier, F. Wolf, T. Weckenmann, M. Lehmann, and M. F. Zaeh, “Thermal process monitoring and control for a near-net-shape Wire and Arc Additive Manufacturing,” *Prod. Eng.*, vol. 16, no. 6, pp. 811–822, 2022, doi: 10.1007/s11740-022-01138-7.
- [106] W. Zhai, N. Wu, and W. Zhou, “Effect of Interpass Temperature on Wire Arc Additive Manufacturing Using High-Strength Metal-Cored Wire,” *Metals (Basel)*, vol. 12, no. 2, 2022, doi: 10.3390/met12020212.
- [107] H. Ding, B. Zou, X. Wang, J. Liu, and L. Li, “Microstructure, mechanical properties and machinability of 316L stainless steel fabricated by direct energy deposition,” *Int. J. Mech. Sci.*, vol. 243, no. June 2022, p. 108046, 2023, doi: 10.1016/j.ijmecsci.2022.108046.
- [108] S. B. Hosseini *et al.*, “Comparison of machining performance of stainless steel 316L produced by selective laser melting and electron beam melting,” *Procedia CIRP*, vol. 115, pp. 72–77, 2022, doi: 10.1016/j.procir.2022.10.052.
- [109] L. P. Belotti, J. A. W. Van Dommelen, M. G. D. Geers, C. Goulas, W. Ya, and M. Hoefnagels, “Microstructural characterisation of thick-walled wire arc additively manufactured stainless steel,” *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 299, no. September 2022, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2021.117373.
- [110] X. Chen, J. Li, X. Cheng, H. Wang, and Z. Huang, “Effect of heat treatment on microstructure , mechanical and corrosion properties of austenitic stainless steel 316L using arc additive manufacturing,” *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 715, no. July 2017, pp. 307–314, 2018, doi: 10.1016/j.msea.2017.10.002.

- [111] L. Wang, J. Xue, and Q. Wang, “Correlation between arc mode , microstructure , and mechanical properties during wire arc additive manufacturing of 316L stainless steel,” *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 751, no. February, pp. 183–190, 2019, doi: 10.1016/j.msea.2019.02.078.
- [112] C. Wang, T. G. Liu, P. Zhu, Y. H. Lu, and T. Shoji, “Study on microstructure and tensile properties of 316L stainless steel fabricated by CMT wire and arc additive manufacturing,” *Materials Science and Engineering*, vol. 796, no. July, 2020, doi: 10.1016/j.msea.2020.140006.
- [113] V. T. Le, D. Si, T. Khoa, and H. Paris, “Wire and arc additive manufacturing of 308L stainless steel components: Optimization of processing parameters and material properties,” *Eng. Sci. Technol. an Int. J.*, vol. 24, no. 4, pp. 1015–1026, 2021, doi: 10.1016/j.jestch.2021.01.009.
- [114] C. Wang, P. Zhu, F. Wang, Y. H. Lu, and T. Shoji, “Anisotropy of microstructure and corrosion resistance of 316L stainless steel fabricated by wire and arc additive manufacturing,” *Corrosion Science*, vol. 206, no. April, 2022, doi: 10.1016/j.corsci.2022.110549.
- [115] C. Cambon, “Étude thermomécanique du procédé de fabrication métallique arc-fil: approche numérique et expérimentale,” Thèse de doctorat, Université de Montpellier, 2021.
- [116] D. Ding, Z. Pan, D. Cuiuri, H. Li, S. Van Duin, and N. Larkin, “Bead modelling and implementation of adaptive MAT path in wire and arc additive manufacturing,” *Robot. Comput. Integr. Manuf.*, vol. 39, pp. 32–42, 2016, doi: 10.1016/j.rcim.2015.12.004.
- [117] L. Nguyen, J. Buhl, and M. Bambach, “Multi-bead Overlapping Models for Tool Path Generation in Wire-Arc Overlapping Models Models for for Tool Tool Path Path Generation Generation in in Wire-Arc Multi-bead Overlapping Additive Manufacturing Processes,” *Procedia Manuf.*, vol. 47, no. 2019, pp. 1123–1128, 2020, doi: 10.1016/j.promfg.2020.04.129.
- [118] Z. Hu, X. Qin, Y. Li, J. Yuan, and Q. Wu, “Multi - bead overlapping model with varying cross - section profile for robotic GMAW - based additive manufacturing,” *J. Intell. Manuf.*, vol. 3, no. 2018, 2019, doi: 10.1007/s10845-019-01501-z.
- [119] C. Chen, H. He, J. Zhou, G. Lian, X. Huang, and M. Feng, “A profile transformation based recursive multi-bead overlapping model for robotic wire and arc additive manufacturing ( WAAM ),” *J. Manuf. Process.*, vol. 84, no. July, pp. 886–901, 2022, doi: 10.1016/j.jmapro.2022.10.042.
- [120] O. A. Mohamed, S. H. Masood, and J. L. Bhowmik, “Optimization of fused

- deposition modeling process parameters: a review of current research and future prospects,” *Adv. Manuf.*, vol. 3, no. 1, pp. 42–53, 2015, doi: 10.1007/s40436-014-0097-7.
- [121] Y. M. Zhang, Y. Chen, P. Li, and A. T. Male, “Weld deposition-based rapid prototyping: A preliminary study,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 135, no. 2-3 SPEC., pp. 347–357, 2003, doi: 10.1016/S0924-0136(02)00867-1.
- [122] C. Cambon, I. Bendaoud, C. Bordreuil, S. Rouquette, and F. Soulie, “Modélisation thermomécanique multicouche du procédé WAAM,” *24ème Congrès Français de Mécanique*, 2019.
- [123] M. Graf, K. P. Pradjadhiana, A. Hälsig, Y. H. P. Manurung, and B. Awiszus, “Numerical simulation of metallic wire arc additive manufacturing (WAAM),” *AIP Conf. Proc.*, vol. 1960, no. May 2018, 2018, doi: 10.1063/1.5035002.
- [124] G. KA and J. MJ, “Residual Stress and Distortion in Gas Metal Arc-Based Additive Manufacturing,” *SSRN Electron. J.*, 2022, doi: 10.2139/ssrn.4294602.
- [125] Z. Wang, E. Denlinger, P. Michaleris, A. D. Stoica, D. Ma, and A. M. Beese, “Residual stress mapping in Inconel 625 fabricated through additive manufacturing: Method for neutron diffraction measurements to validate thermomechanical model predictions,” *JMADE*, vol. 113, pp. 169–177, 2017, doi: 10.1016/j.matdes.2016.10.003.
- [126] J. Reimann, S. Hammer, P. Henckell, M. Rohe, Y. Ali, and A. Rauch, “Directed Energy Deposition-Arc ( DED-Arc ) and Numerical Welding Directed Energy Deposition-Arc ( DED-Arc ) and Numerical Welding Simulation as a Hybrid Data Source for Future Machine Learning Applications,” *Applied Sciences* no. November 2016, pp. 8–10, 2021, doi: 10.3390/app11157075.
- [127] K. P. Prajadhiana, Y. H. P. Manurung, Z. Minggu, F. H. S. Pengadau, M. Graf, and A. Haelsig, “Development of Bead Modelling for Distortion Analysis Induced by Wire Arc Additive Manufacturing using FEM and Experiment,” *MATEC Web of Conferences* vol. 05003, pp. 4–11, 2019.
- [128] A. Belhadj, “Contribution a l’étude expérimentale et numérique du soudage laser : application aux alliages de magnésium,” Thèse de doctorat, Université Tunis El Manar, 2009.
- [129] S. Kim, “Thermophysical properties of stainless steels,” (Technical report ANL-75-55).
- [130] D. Deng and H. Murakawa, “Numerical simulation of temperature field and residual stress in multi-pass welds in stainless steel pipe and comparison with experimental measurements,” *Comput. Mater. Sci.*, vol. 37, no. 3, pp. 269–277,

2006, doi: 10.1016/j.commatsci.2005.07.007.

## **Fabrication additive par arc électrique : Règles méthodes pour l'élaboration de pièces brutes en vue de leur parachèvement par usinage**

**Résumé :** La Fabrication Additive Arc-Fil (Wire Arc Additive Manufacturing - WAAM) est une technologie de fabrication qui utilise du fil métallique comme matière première et un arc électrique comme source d'énergie. Le fil est déposé à une vitesse prédéfinie et fusionné grâce à l'arc électrique, soit sur un substrat, soit sur une couche préexistante. Cette recherche se concentre sur l'utilisation du procédé Cold Metal Transfer (CMT) appliqué à l'acier inoxydable austénitique 316L. Bien que cette technologie soit couramment employée avec succès pour la réparation, le défi actuel réside dans la production en série de pièces fonctionnelles, nécessitant ainsi la résolution de problèmes de conception et de fabrication spécifiques. Le premier objectif de cette thèse est d'évaluer l'impact des paramètres du procédé, en particulier la vitesse d'avance et le temps d'inter-passe, sur les dimensions, la qualité de surface des pièces et sur le parachèvement par usinage. Pour ce faire, un plan d'expériences a été mis en place, impliquant la fabrication de murs multicouches et multi cordons sur un substrat monté sur un support en aluminium. Ensuite, une face de chaque mur fabriqué a été usinée afin de déterminer la profondeur d'usinage nécessaire pour obtenir une surface exempte d'ondulations, et d'analyser la rugosité de surface ainsi que la dureté de ces zones. Enfin, une nouvelle méthode de recouvrement a été développée. Le deuxième objectif consiste à exploiter les résultats obtenus pour développer des méthodes et des règles permettant de passer de la conception 3D à la réalisation d'une pièce finale. Ces méthodes s'appuient sur une phase de fabrication additive et une phase de parachèvement par usinage. Ce processus vise à éliminer les dispersions géométriques et d'état de surface inhérents au procédé WAAM, à déterminer la surépaisseur d'usinage nécessaire, et à intégrer les problématiques liées aux contraintes générées par le procédé primaire. Le dernier objectif est de comprendre les mécanismes de génération des contraintes résiduelles et des déformations induites par le procédé primaire. Pour ce faire, une modélisation thermomécanique du procédé a été développée. Elle a mis en évidence l'influence de la vitesse d'avance et du temps d'inter-passe sur le comportement thermomécanique.

**Mots-clés :** fabrication additive arc-fil, paramètres procédé, parachèvement par usinage, modélisation thermomécanique

### **Wire arc additive manufacturing: Methodological guidelines for the generation of raw components with a view to their machining finishing**

**Abstract:** Wire Arc Additive Manufacturing is a manufacturing technology that uses metal wire as the raw material and an electric arc as the energy source. The wire is deposited at a predefined rate and fused by the arc, either onto a substrate or onto a pre-existing layer. This research focuses on the use of the Cold Metal Transfer (CMT) process applied to austenitic 316L stainless steel. While this technology is widely and successfully used for repair, the current challenge lies in the mass production of functional parts, requiring the resolution of specific design and manufacturing issues. The first objective of this thesis is to evaluate the impact of process parameters, in particular travel speed and interpass time, on part dimensions, surface quality and machining finish. To accomplish this, a design of experiments was set up, involving the manufacture of nine multi-layer, multi-bead walls on a substrate mounted on an aluminum support. Next, one face of each fabricated wall was machined to determine the machining depth required to achieve a waviness-free surface, and to analyze the surface roughness and hardness of these areas. Finally, a new overlapping method was developed. The second objective is to use the results obtained to develop methods and rules for moving from 3D design to the production of a final part. These methods rely on an additive manufacturing phase and a machining finishing phase. This process aims to eliminate geometric and surface finish variations inherent to the WAAM process, determine the necessary machining allowance, and incorporate issues related to the primary process. The final objective is to understand the mechanisms behind the generation of residual stresses and deformations induced by the primary process. To achieve this, a thermomechanical modeling of the process was developed, highlighting the influence of Travel speed and interpass time on the thermomechanical behavior.

**Keywords:** arc-wire additive manufacturing, process parameters, machining finishing, thermomechanical modeling

**Institut de Mécanique et d'Ingénierie - Bordeaux**

UMR 5295, site IUT de Bordeaux, 15 rue Naudet, 33175 Gradignan, France.