UNIVERSITÉ DE LORRAINE | BIBLIOTHÈQUES UNIVERSITAIRES

AVERTISSEMENT

Ce document est le fruit d'un long travail approuvé par le jury de soutenance et mis à disposition de l'ensemble de la communauté universitaire élargie.

Il est soumis à la propriété intellectuelle de l'auteur. Ceci implique une obligation de citation et de référencement lors de l'utilisation de ce document.

D'autre part, toute contrefaçon, plagiat, reproduction illicite encourt une poursuite pénale.

Contact bibliothèque : ddoc-theses-contact@univ-lorraine.fr
(Cette adresse ne permet pas de contacter les auteurs)

LIENS

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 122. 4
Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 335.2- L 335.10
http://www.cfcopies.com/V2/leg/leg_droi.php
http://www.culture.gouv.fr/culture/infos-pratiques/droits/protection.htm

UNIVERSITÉ DE LORRAINE

École doctorale IAEM

THÈSE

Présentée et soutenue publiquement pour l'obtention du titre de

DOCTEUR DE L'UNIVERSITÉ DE LORRAINE
Mention : Automatique, Traitement du Signal et des Images, Génie Informatique

par **Zeya WANG**

Robotisation de la fabrication additive par procédé arc-fil : Identification et amélioration de la commande

Mercredi 29 juin 2022

Membres du jury :

- Aude SIMAR, professeur, Université catholique de Louvain (Présidente du jury)
- Olivier BRÜLS, professeur, Université de Liège (Rapporteur)
- Guillaume RACINEUX, professeur, École Centrale de Nantes (Rapporteur)
- Belhassan-Chedli BOUZGARROU, professeur, Sigma Clermont (Examinateur)
- Guillaume MOREL, professeur, Sorbonne Université (Examinateur)
- Sandra CHEVRET, maître de conférences, Arts et Métiers Metz (Co-encadrante de thèse)
- François LÉONARD, maître de conférences, Université de Lorraine (Co-directeur de thèse)
- Gabriel ABBA, professeur, Université de Lorraine (Directeur de thèse)

Laboratoire de conception fabrication commande - EA 4495

Remerciements

Tout à bord, je tiens à exprimer ma profonde gratitude à mon directeur de thèse M. Gabriel Abba, à mes co-encadrants M. François Léonard et Mme Sandra Chevret, qui m'ont transmis cette passion de la recherche et de l'enseignement. Ils ont beaucoup enrichi mes connaissances scientifiques et m'ont permis de progresser dans mes travaux de thèse. Je les remercie sincèrement pour leurs conseils, leurs disponibilités et leurs soutiens tout au long de ma thèse.

Les essais expérimentaux ont été réalisés au sein du Laboratoire de Conception Fabrication Commande (LCFC) et de l'École Nationale Supérieure des Arts et Métiers (ENSAM), Campus de Metz. Je tiens à remercier M. Sylvio De Paolis, M. Daniel Boehm, M. Stéphane Mathieu, M. Alexandre Fendler, M. Sébastien Burgun et l'ensemble des techniciens du laboratoire LCFC et de l'ENSAM. Mes remerciements vont aussi à M. Rémy Mansanti et M. Vianney Papot de l'Université de Lorraine, qui ont fourni une précieuse aide technique pour mes travaux.

Mes sincères remerciements à Mme Aude Simar, présidente du jury de ma soutenance de thèse, à M. Olivier Brüls et M. Guillaume Racineux pour avoir accepté d'être les rapporteurs de ma thèse et aux examinateurs M. Belhassan-Chedli Bouzgarrou, M. Guillaume Morel. Je tiens à remercier M. Laurent Langlois et M. Belhassan-Chedli Bouzgarrou, qui étaient membres du comité de suivi de ma thèse. Mes remerciements vont également à M. Thibaut Raharijaona et Mme Yier Wu, leur expertise en robotique m'a beaucoup aidé.

Enfin, merci à mes parents, à mes amis, et à tous ceux qui m'ont soutenu pendant ces trois années de thèse.

Table des matières

Table des matières ····· **i**

Table des figures ····· **v**

Liste des tableaux ····· **ix**

Liste des abréviations ····· **xi**

Liste des symboles ····· **xiii**

Introduction générale ····· **1**

1. Le procédé de fabrication additive arc-fil ····· **5**

1.1 Introduction ····· 6

1.2 La fabrication additive ····· 7

1.2.1 Les principaux intérêts de la fabrication additive ····· 8

1.2.2 Fabrication additive des pièces métalliques ····· 9

1.3 Description du procédé fabrication additive arc-fil ····· 11

1.3.1 Les technologies de soudage pour la FAAF ····· 11

1.3.2 La FAAF basée sur le CMT (Cold metal transfer) ····· 15

1.3.3 Robotisation du procédé FAAF ····· 17

1.4 Nécessité de contrôle-commande du procédé ····· 18

1.4.1 Instabilités et défauts du procédé ····· 18

1.4.2 Limites des améliorations hors ligne ····· 22

1.5 Stratégies de commande existantes ····· 24

1.5.1 Stratégie d'identification en ligne ····· 24

1.5.2 Stratégie utilisant des contrôleurs adaptatifs ····· 25

1.5.3 Autres stratégies intéressantes ····· 25

1.6 Conclusion ····· 26

2. Modélisation du système expérimental ····· **29**

2.1 Introduction ····· 30

2.2 Modélisation géométrique du robot manipulateur ····· 31

2.2.1 Notation des repères, des positions et de l'orientation 31
2.2.2 Description de Denavit-Hartenberg Modifiée (DHM) 33
2.2.3 Modèle géométrique direct du robot ABB IRB 8700 35
2.3 Mise en place du capteur laser 39
2.3.1 Description du capteur 39
2.3.2 Conception du système support du capteur 40
2.3.3 Étalonnage du capteur 43
2.3.4 Réglage du capteur et acquisition des données sorties 47
2.4 Le système expérimental établi 49
2.5 Conclusion 50

3. Modélisation du procédé 53

3.1 Introduction 54
3.2 Entrées et sorties du modèle 56
3.2.1 Sélection des entrées et des sorties 56
3.2.2 Limites des paramètres d'entrée du modèle 57
3.3 Modèle avec des réseaux de neurones artificiels 60
3.3.1 Réseaux de neurones artificiels (ANN) 60
3.3.2 Établissement du modèle ANN 62
3.4 Modèle géométrique du mono-cordon 67
3.5 Modèle statique combiné 71
3.6 Conclusion 74

4. Système contrôle-commande 77

4.1 Introduction 78
4.2 Stratégie de la modélisation dynamique du procédé 79
4.2.1 L'application de l'approche multi-modèle 80
4.2.2 Sélection de l'entrée et de la sortie 81
4.2.3 Stratégie développée 83
4.3 Identification des modèles locaux 85
4.3.1 Expériences d'identification 85
4.3.2 Processus et résultats d'identification 88
4.4 Synthèse de contrôleurs 91
4.4.1 Contrôleurs des modèles locaux de hauteur 92
4.4.2 Contrôleurs des modèles locaux de largeur 94

4.5 Mise en œuvre du système ····· 97
4.5.1 Passage du continu au numérique ····· 97
4.5.2 Le système contrôle-commande développé ····· 99
4.6 Conclusion ····· 100

5. Application des méthodes d'amélioration développées ····· 103

5.1 Introduction ····· 104
5.2 Stratégie d'amélioration des extrémités du cordon ····· 105
5.2.1 Irrégularités géométriques aux deux extrémités du cordon ····· 105
5.2.2 Stratégie développée ····· 106
5.2.3 Application de la stratégie ····· 110
5.3 Application du système contrôle-commande ····· 113
5.3.1 Fabrication du mur de hauteur variable ····· 113
5.3.2 Fabrication du mur de largeur variable ····· 118
5.3.3 Fabrication de pièce « nervure » ····· 120
5.3.4 Fabrication des murs inclinés ····· 125
5.4 Contrôle in situ des défauts internes ····· 126
5.4.1 Dépôt et test des murs multicouches et multi-cordons ····· 126
5.4.2 Critères géométriques de contrôle ····· 127
5.4.3 Application du contrôle in situ ····· 129
5.5 Conclusion ····· 132

Conclusion générale ····· 135

Références ····· 139

Annexes ····· 147

A Matrice de transformation homogène ····· 147
B Dessins des pièces usinées avec précision ····· 149
B.1 Pièce 1 du système support du capteur ····· 149
B.2 Pièce 2 du système support du capteur ····· 150

Table des figures

Figure 1.1 Illustration des étapes de la fabrication additive [14] ····· 7
Figure 1.2 Illustration des procédés de soudage à l'arc-fil [3] ····· 12
Figure 1.3 Schéma récapitulatif des différents transferts du soudage MIG-MAG [34] 13
Figure 1.4 Illustration du transfert par court-circuit [34] ····· 14
Figure 1.5 Représentation d'un cycle de dépôt de CMT [37] [38] ····· 16
Figure 1.6 Robotisation du procédé FAAF dans nos travaux par le robot ABB IRB 8700 ····· 17
Figure 1.7 Irrégularités de la largeur (a) [22] et la hauteur (b) [15] observées dans les pièces réalisées par le procédé FAAF ····· 19
Figure 1.8 Les améliorations insuffisantes sur l'instabilité géométrique aux deux extrémités des pièces multicouches [48] [50] ····· 20
Figure 1.9 Effondrements des pièces à cause de l'accumulation de chaleur [55] ····· 21
Figure 1.10 Macrographies des pièces sans et avec défauts internes [56] ····· 22
Figure 2.1 Définition des angles de rotation *A*, *B* et *C* ····· 32
Figure 2.2 Description de la convention de Denavit-Hartenberg modifiée ····· 34
Figure 2.3 Illustration des axes du robot ABB IRB 8700 ····· 35
Figure 2.4 Modèle sériel simplifié du robot ABB IRB 8700 ····· 36
Figure 2.5 Les erreurs (%) entre les résultats des mesures et des calculs du modèle géométrique direct développé ····· 39
Figure 2.6 Capteur laser Keyence LJ-V7080 ····· 39
Figure 2.7 L'effecteur terminal du robot pour déposer les cordons par le procédé FAAF ····· 41
Figure 2.8 Conception du système support du capteur ····· 42
Figure 2.9 Système support du capteur réalisé ····· 43
Figure 2.10 Illustration du repère outil et du repère capteur dans le contexte idéal ····· 44
Figure 2.11 Configuration expérimentale de l'étalonnage du capteur ····· 44
Figure 2.12 Compensation angulaire autour de l'axe y_c ····· 45

Figure 2.13 Exemple d'un test du capteur laser étalonné ····· 46
Figure 2.14 Deux scénarios de la mesure des caractéristiques géométriques du cordon 47
Figure 2.15 Résultats des tests du réglage du capteur pour la mesure adaptive de largeur ····· 48
Figure 2.16 Illustration du système expérimental établi ····· 49
Figure 3.1 Schéma de la section transversale du mono-cordon ····· 57
Figure 3.2 Exemple de l'instabilité géométrique générée par V_{avance} élevée ····· 58
Figure 3.3 (a) L'évolution de la température inter-couche du mur monté avec V_{fil} = 7,5 m/min, V_{avance} = 7,0 mm/s,
(b) l'effondrement aux dernières couches du mur ····· 59
Figure 3.4 Illustration du fonctionnement d'un neurone ····· 61
Figure 3.5 La topologie perceptron multicouche d'ANN ····· 61
Figure 3.6 Schéma du modèle ANN du procédé mis en œuvre ····· 62
Figure 3.7 Four électrique et thermocouple utilisés dans les expériences de modélisation ····· 63
Figure 3.8 Illustration d'un mono-cordon déposé dans les expériences de modélisation ····· 63
Figure 3.9 Résultats des tests du modèle ANN établi ····· 67
Figure. 3.10 Schéma du modèle géométrique du mono-cordon ····· 67
Figure 3.11 Modélisation du profil de la section transversale du mono-cordon ····· 68
Figure 3.12 Comparaison entre les sorties du modèle géométrique (largeur et hauteur) et les valeurs mesurées dans les expériences avec différentes T_{int} ····· 70
Figure 3.13 Mesures des profils de section transversale au milieu des mono-cordons déposés avec différentes températures inter-couches ····· 71
Figure 3.14 Schéma du modèle statique combiné ····· 72
Figure 3.15 Résultats des tests du modèle statique combiné ····· 72
Figure 3.16 Les dérivées de la largeur et de la hauteur par rapport à l'angle de contact lorsque V_{fil}=10 m/min, V_{avance}=6 mm/s ····· 74
Figure 4.1 Résultats des expériences pour comparer l'effet de la V_{fil} et la V_{avance} ····· 82
Figure 4.2 Schéma de la stratégie de la modélisation dynamique du procédé ····· 84
Figure 4.3 Illustration des expériences d'identification des modèles locaux ····· 85

Figure 4.4 Schéma des procédures de l'acquisition de la vitesse d'avance ····· 86
Figure 4.5 Données mesurées pour identifier les modèles locaux à la T_{int} de 100 °C ·· 87
Figure 4.6 Exemple des tests des modèles locaux à la T_{int} de 400 °C····· 90
Figure 4.7 Système en boucle fermée pour la synthèse de contrôleurs des modèles locaux ····· 92
Figure 4.8 Illustration du programme du placement de pôles····· 93
Figure 4.9 Simulation de la commande de hauteur avec le contrôleur PI à la T_{int} de 20°C ····· 94
Figure 4.10 Simulation de la commande de largeur avec le contrôleur PID à la T_{int} de 20°C ····· 96
Figure 4.11 Simulations pour la vérification du contrôleur numérique du modèle local de hauteur à la T_{int} de 20 °C ····· 98
Figure 4.12 Illustration du fonctionnement de système contrôle-commande développé100
Figure 5.1 Illustration des irrégularités géométriques aux deux extrémités du cordon 105
Figure 5.2 Illustration de la stratégie d'amélioration des extrémités du cordon····· 107
Figure 5.3 Comparaison des cordons déposés sans et avec la stratégie d'amélioration ····· 108
Figure 5.4 Tests de la stratégie d'amélioration avec différents paramètres du Tableau 5.1 ····· 109
Figure 5.5 Pièces multicouches en forme de tube fabriquées sans et avec la stratégie ($V_{fil\text{-}s}$ = 7,5 m/min, $V_{avance\text{-}s}$ = 13 mm/s) ····· 110
Figure 5.6 Murs inclinés de 20° fabriqués sans et avec la stratégie····· 111
Figure 5.7 Rechargements multi-passes sans et avec la stratégie ····· 112
Figure 5.8 Objectif de la fabrication du mur de hauteur variable····· 113
Figure 5.9 Résultats des dépôts de la couche 6 de murs de hauteur variable ····· 114
Figure 5.10 Température inter-couche de couches 6 et 10 du mur fabriqué avec le système····· 116
Figure 5.11 Résultats des dépôts de la couche 10 de murs de hauteur variable····· 116
Figure 5.12 Photos des murs de hauteur variable fabriqués ····· 117
Figure 5.13 Objectif de la fabrication du mur de largeur variable ····· 118
Figure 5.14 Résultats des dépôts de la couche 10 de murs de largeur variable ····· 119

Figure 5.15 Objectif de la fabrication de pièce « nervure » ····· 120
Figure 5.16 Fabrication du mur de hauteur variable pour la pièce « nervure » ····· 121
Figure 5.17 Fabrication de la partie de croisement pour la pièce « nervure » ····· 122
Figure 5.18 Fabrication du tube de diamètre 50 mm pour la pièce « nervure » ····· 123
Figure 5.19 Fabrication des parties de virage pour la pièce « nervure » ····· 123
Figure 5.20 Les deux pièces « nervure » fabriquées ····· 124
Figure 5.21 Compensation de l'angle d'inclinaison par le module d'extension du système contrôle-commande ····· 125
Figure 5.22 Fabrication des différents murs inclinés avec le système contrôle-commande ····· 126
Figure 5.23 Dépôt et test d'un mur pour détecter les défauts internes ····· 127
Figure 5.24 Scan du capteur pour mesurer les profils du mur multicouche et multi-cordons ····· 128
Figure 5.25 Illustration du contrôle des défauts internes par les critères géométriques 129
Figure 5.26 Résultats du contrôle in situ et une photo macrographique du mur n° 5 ··· 130
Figure 5.27 Résultats du contrôle in situ et une photo macrographique du mur n° 3 ··· 131

Liste des tableaux

Tableau 1.1 Comparaison des procédés à base de poudres et de fils de fabrication additive métallique ····· 10
Tableau 2.1 Paramètres géométriques du robot ABB IRB 8700 selon Denavit-Hartenberg modifiée····· 37
Tableau 2.2 Caractéristiques du capteur laser Keyence LJ-V7080 ····· 40
Tableau 2.3 Composition chimique nominale du fil ER100 ····· 49
Tableau 3.1 Valeurs limites des paramètres d'entrée à différents niveaux ····· 58
Tableau 3.2 Données expérimentales pour l'apprentissage d'ANN ····· 64
Tableau 3.3 a) Résultats de l'apprentissage d'ANN,
b) Résultats des tests du modèle ANN établi····· 65
Tableau 3.4 Données expérimentales des tests du modèle ANN établi ····· 66
Tableau 3.5 Résultats des tests du modèle statique combiné ····· 73
Tableau 4.1 Différents échelons de la V_{avance} appliqués pour l'identification d'un modèle local ····· 85
Tableau 4.2 a) Résultats des modèles locaux de hauteur identifiés (premier ordre),
b) Résultats des modèles locaux de largeur identifiés (second ordre) ····· 90
Tableau 4.3 a) Caractéristiques des systèmes locaux de hauteur avec les contrôleurs numériques,
b) Caractéristiques des systèmes locaux de largeur avec les contrôleurs numériques ····· 98
Tableau 5.1 Données expérimentales pour tester la stratégie d'amélioration développée ····· 109
Tableau 5.2 Paramètres du procédé des murs fabriqués pour tester le contrôle in situ développé ····· 130

Liste des abréviations

ANN	Artificial neural network (réseaux de neurones artificiels)
CAO	Conception assistée par ordinateur
CMOS	Complementary Metal Oxide Semiconductor
CMT	Cold metal transfer
CND	Contrôle non destructif
DHM	Denavit-Hartenberg Modifiée
FAAF	Fabrication additive arc-fil
GMAW	Gas metal arc welding
GTAW	Gas tungsten arc welding
MGD	Modèle géométrique direct
MIG-MAG	Metal Inert/Active Gas
MSE	Mean square error
PAW	Plasma arc welding
PI	Proportionnel-Intégral
PID	Proportionnel-Intégral-Dérivé
TIG	Tungsten Inert Gas
WAAM	Wire-arc additive manufacturing

Liste des symboles

A	L'angle de lacet
B	L'angle de tangage
C	L'angle de roulis
H	Hauteur du cordon (mm)
k_p	Gain statique
L	Largeur du cordon (mm)
q	Vecteur de positions articulaires du robot (6×1)
R_0	Repère fixé à la base du robot
R_c	Repère capteur laser
R_t	Repère outil
R_v	Repère de la table de vireur
T_{int}	Température inter-couche (°C)
${}^{i}T_j$	Matrice de transformation homogène du repère R_j dans le repère R_i (4×4)
T_p	Constante de temps du premier ordre
V_{avance}	Vitesse d'avance de la torche (mm/s)
V_{fil}	Vitesse d'alimentation du fil (m/min)
θ_c	Angle de contact (°)
ξ_p	Coefficient d'amortissement du second ordre
ω_p	Pulsation propre non-amortie du second ordre

Introduction générale

Contexte de travail

La fabrication additive de pièces métalliques a fait l'objet d'un vif intérêt ces dernières années parce qu'elle constitue une solution technologique importante pour la réalisation de pièces complexes. Par rapport aux procédés traditionnels (méthodes par enlèvement de matières telles que l'usinage), cette technologie présente les avantages suivants : i) simplification de la fabrication de pièces ayant des contraintes de masse ce qui sont difficiles à obtenir par usinage, ii) réduction de coûts de la fabrication de pièces de grandes dimensions et de prototypes comme dans l'aéronautique, iii) maintenance ou ajout de fonctionnalité sur une pièce initialement obtenue par usinage iv) réduction de pertes de matières, etc. Parmi les différents procédés de la fabrication additive métallique, la fabrication additive arc-fil (FAAF) utilisant le soudage CMT (Cold metal transfer) est l'un des plus prometteurs grâce à son taux de dépôt important, faible coût des équipements et peu de perte de matière par projections lors de la fabrication. Ainsi, le procédé de FAAF basé sur le CMT est retenu pour notre étude.

De nombreux aspects du procédé FAAF sont étudiés et rapportés dans la littérature. Il est constaté que l'un des problèmes les plus importants qui empêchent l'application industrielle du procédé FAAF est la mauvaise précision géométrique des pièces fabriquées à cause de l'instabilité du procédé et du manque de contrôle-commande fiable pour traiter les irrégularités pendant le dépôt.

Objectif et travaux réalisés

L'objectif principal de cette thèse est d'améliorer la stabilité et la performance géométrique du procédé. Pour ce faire, les travaux suivants sont réalisés :

- Un système expérimental est mis en œuvre pour robotiser le procédé et contrôler la géométrie des pièces déposées ;
- Une modélisation du procédé basée sur les réseaux de neurones artificiels est réalisée en vue de prédire précisément la géométrie du cordon déposé ;
- Un système contrôle-commande est développé permettant de commander la géométrie du cordon pendant le dépôt et alors de réduire les erreurs de fabrication ;
- Une stratégie d'amélioration est appliquée afin de réduire les instabilités géométriques aux deux extrémités du cordon, et une méthode de contrôle in situ est également développée pour détecter les défauts internes d'une pièce déposée.

Organisation du mémoire de thèse

Le mémoire de cette thèse est organisé comme suit :

Le chapitre 1 est consacré à une synthèse bibliographique sur le procédé de fabrication additive arc-fil, en plus des travaux scientifiques concernés, les problématiques du procédé et les stratégies de commande existantes sont également présentées.

Le chapitre 2 présente la mise en œuvre du système expérimental du procédé robotisé. Le modèle géométrique du robot manipulateur est identifié et l'intégration d'un capteur laser est présentée.

Dans le chapitre 3, une modélisation du procédé est réalisée, le modèle développé se révèle capable de prédire précisément la largeur, la hauteur et l'angle de contact du cordon.

Le développement du système contrôle-commande est présenté dans le chapitre 4. Basé sur l'approche multi-modèle, le système permet de compenser les déviations géométriques en ajustant la vitesse d'avance du dépôt.

Le chapitre 5 présente les applications des méthodes d'amélioration développées : la stabilité géométrique des murs et des pièces tubulaires est améliorée par la stratégie d'amélioration des extrémités du cordon ; les erreurs géométriques des pièces de dimensions variables sont réduites par le système contrôle-commande ; et la méthode de contrôle in situ détecte avec précision les défauts internes dans les pièces multicouches de manière non-destructive.

La conclusion générale et les perspectives sont présentées à la fin du mémoire.

1. Le procédé de fabrication additive arc-fil

1.1 INTRODUCTION 6
1.2 LA FABRICATION ADDITIVE 7
1.2.1 Les principaux intérêts de la fabrication additive 8
1.2.2 Fabrication additive des pièces métalliques 9
1.3 DESCRIPTION DU PROCEDE FABRICATION ADDITIVE ARC-FIL 11
1.3.1 Les technologies de soudage pour la FAAF 11
1.3.2 La FAAF basée sur le CMT (Cold metal transfer) 15
1.3.3 Robotisation du procédé FAAF 17
1.4 NECESSITE DE CONTROLE-COMMANDE DU PROCEDE 18
1.4.1 Instabilités et défauts du procédé 18
1.4.2 Limites des améliorations hors ligne 22
1.5 STRATEGIES DE COMMANDE EXISTANTES 24
1.5.1 Stratégie d'identification en ligne 24
1.5.2 Stratégie utilisant des contrôleurs adaptatifs 25
1.5.3 Autres stratégies intéressantes 25
1.6 CONCLUSION 26

1.1 Introduction

Le concept d'utilisation du soudage à l'arc comme moyen de construire des composants a commencé à gagner de l'attention scientifique depuis les années 1990 [1], [2]. Ensuite le soudage à l'arc est largement étudié pour la fabrication additive de grands composants métalliques au cours des trois dernières décennies [3]. La capacité du soudage à l'arc a été démontrée par la construction de plusieurs prototypes présentant une bonne intégrité structurelle et de bonnes propriétés mécaniques [4]. Plus récemment, l'application de la fabrication additive aux pièces métalliques a gagné beaucoup d'intérêts en raison de la demande croissante dans l'industrie [5]–[7], ainsi que des avantages qu'elle offre en termes de flexibilité et de réduction de matières par rapport aux procédés traditionnels par enlèvement de matières.

Au cours des dix dernières années, beaucoup d'efforts se concentrent sur la recherche du procédé de la fabrication additive arc-fil (FAAF, Wire-arc additive manufacturing (WAAM) en anglais) grâce à son taux de dépôt important, le faible coût des équipements et l'utilisation efficace des matériaux, qui présentent des atouts pour la fabrication de composants de grandes dimensions [8]. De nombreux aspects importants de FAAF sont donc étudiés et rapportés, notamment les caractéristiques des matériaux déposés, la planification des trajectoires, la modélisation du procédé et le contrôle-commande [9], [10]. Il est constaté que l'un des problèmes les plus importants qui empêchent l'application industrielle du procédé FAAF est la mauvaise précision géométrique des pièces fabriquées à cause de l'instabilité du procédé et du manque de contrôle-commande fiable pour traiter les irrégularités pendant le dépôt [11].

Dans ce chapitre, nous présentons tout à bord les intérêts de la fabrication additive et son application aux pièces métalliques (section 1.2). Ensuite le procédé FAAF est décrit de manière plus détaillée (section 1.3) et la nécessité de contrôle-commande du procédé est expliquée en résumant ses problématiques actuelles (section 1.4). Les stratégies de commande existantes visant à améliorer la qualité géométrique de la fabrication du procédé sont également présentées (section 1.5).

1.2 La fabrication additive

Les techniques de fabrication additive (FA, appelée aussi « impression 3D ») comprennent tous les procédés basés sur l'ajout progressif de matière, généralement par l'empilement de couches successives. La norme ISO/ASTM 52900:2021 (FR) l'a défini comme un procédé consistant à assembler des matériaux pour fabriquer des pièces à partir de données de modèle en 3D, en général couche après couche, à l'inverse des méthodes de fabrication soustractive (méthodes par enlèvement de matières telles que l'usinage) et de fabrication de mise en forme (par exemple la forge ou la fonderie).

Au début (durant les années 90), la fabrication additive est utilisée pour faire du prototypage rapide, les applications concernent la fabrication de maquettes et de prototypes technologiques qui permettent d'accélérer le développement d'un produit [12]. Aujourd'hui, les procédés de fabrication additive permettent de réaliser des pièces fonctionnelles répondant aux attentes du cahier des charges. De nombreux matériaux peuvent être utilisés par ces procédés [13] : les thermoplastiques, les céramiques, les métaux, etc. Pour tous ces procédés de fabrication additive, un mode opératoire commun existe, les étapes de réalisation sont illustrées sur la Figure 1.1 [14].

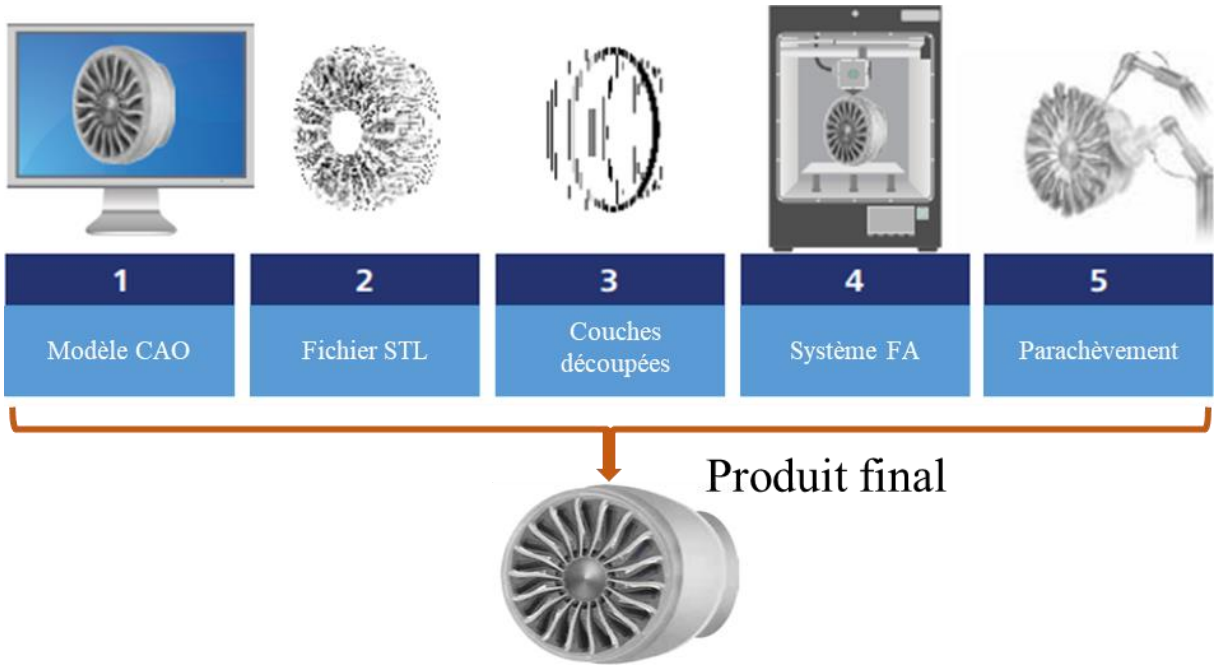


Figure 1.1 Illustration des étapes de la fabrication additive [14]

Dans le but de réaliser une pièce par la fabrication additive, la première étape est la création du modèle CAO (Conception assistée par ordinateur) qui décrit entièrement la géométrie de la pièce. Ensuite le fichier CAO est converti en un fichier au format stéréo lithographie (STL). Le format de fichier STL décrit les surfaces externes fermées du modèle CAO d'origine à partir de facettes triangulaires caractérisées par leurs sommets et normales extérieures. L'étape suivante consiste à découper la pièce en couches pour lesquelles des trajectoires de fabrication sont définies. Un programme de fabrication est ainsi généré et transmis au système de fabrication additive pour le dépôt. Une fois la fabrication de la pièce terminée, celle-ci doit être détachée du plateau de la machine ou du support. La pièce peut ensuite nécessiter un nettoyage et des traitements de parachèvement mécaniques (usinage, grenaillage…) ou thermiques peuvent être réalisés [15].

1.2.1 Les principaux intérêts de la fabrication additive

La fabrication additive présente de nombreux avantages par rapport aux procédés traditionnels, ici nous résumons ses principaux intérêts :

- **Simplification de production et liberté de conception :** des pièces issues de l'assemblage de plusieurs composants peuvent être obtenues directement par fabrication additive en une seule pièce. Elle est capable de réaliser les pièces de formes complexes non réalisables avec des procédés standards. En même temps, la fabrication additive est particulièrement intéressante car aucun outillage n'a besoin d'être réalisé [16]. Par exemple, pour une pièce traditionnellement obtenue par moulage, en cas de modification de la géométrie, cela nécessite de concevoir et fabriquer un nouveau moule, ce qui n'est pas nécessaire avec un procédé additif.

- **Réduction de pertes de matières :** des pièces auparavant obtenues uniquement par usinage dans la masse (où les phases d'ébauche et de finition sont gourmandes en matières) peuvent alors être réalisées par fabrication additive. Comme dans l'aéronautique, qui utilisent des alliages coûteux, la perte de matières brutes est donc problématique. Le facteur Buy-to-Fly Ratio (BFR) correspond au rapport entre le poids de matières à acheter par rapport à celui de la pièce finale. Pour les procédés

traditionnels, ce facteur peut monter jusqu'à 10 ou 20 alors que pour les procédés de fabrication additive, le facteur est proche de deux [17].

- **Fabrication hybride :** il s'agit de la combinaison des procédés additifs et soustractifs au sein d'une même machine. Cela permet d'effectuer des opérations de parachèvement en cours de fabrication. Il est donc possible d'améliorer l'accessibilité pour l'usinage ou encore de reprendre une pièce ayant un défaut en cours de fabrication et ainsi de diminuer le taux de rebut [18], [19].

Cependant, la fabrication additive possède également des points faibles [20]:

- **La dimension des pièces limitée :** la dimension des pièces que nous pouvons réaliser en fabrication additive est limitée par l'espace de travail de la machine, qui est encore relativement faible par rapport à celle en usinage. La robotisation des procédés fabrication additive permet d'améliorer ce point.

- **La précision de fabrication à améliorer :** la précision géométrique et les tolérances dimensionnelles sont en général moins bonnes qu'avec les techniques d'usinage. De plus, dans la fabrication additive, l'homogénéité de structure du matériau, et ses propriétés mécaniques sont encore difficiles à garantir.

1.2.2 Fabrication additive des pièces métalliques

Grâce à ses nombreux avantages présentés, la fabrication additive fait l'objet d'un vif intérêt dans l'industrie pour la production des pièces métalliques (automobile, aéronautique, biomédical, etc.) [21].

Chaque procédé de fabrication additive métallique nécessite une source d'énergie et un métal de fabrication. En fonction de la source d'énergie, les procédés de fabrication additive métallique sont divisés en trois types : laser, faisceau d'électrons et arc électrique. En parallèle, au niveau de la forme du matériau additif, il y a deux principales catégories : poudre et fil. Pour les procédés qui fabriquent les pièces à partir des poudres métalliques, les plus courants sont : SLS (Selective Laser Sintering), SLM (Selective Laser Melting) et EBM (Electron Beam Melting). Parmi ces procédés à base de fils métalliques, les plus

communs sont : WLAM (Wire Laser Additive Manufacturing), EBF3 (Electron Beam Free Form Fabrication) et WAAM (Wire Arc Additive Manufacturing, i. e. FAAF).

En fonction des besoins du cahier des charges (efficacité de la fabrication, qualité géométrique de la pièce, etc.), le Tableau 1.1 retient quatre indicateurs de performances afin de comparer les différents procédés (à base de poudres et de fils) de fabrication additive métallique [22]:

- Le taux de dépôt (kg/h, la quantité de matières déposées par unité de temps) ;
- L'épaisseur de couche (μm, la distance entre deux couches de dépôts) ;
- L'état de surface de fabrication (μm, notamment la rugosité) ;
- Le rendement matière (%, le rapport entre la masse du composant fabriqué et la masse de matières utilisées pendant la fabrication).

Tableau 1.1

Comparaison des procédés à base de poudres et de fils de fabrication additive métallique

Forme de matériau	Taux de dépôt (kg/h)	Epaisseur de couche (μm)	Etat de surface (μm)	Rendement matière (%)
Poudres	0,1-0,2 [23]	20-500 [24]	10-20 [25]	10-60 [26]
Fils	1,5-4,2 [27]	1000-2500 [28]	200 [29]	90-100 [29]

Les applications des procédés à base de poudres métalliques sont principalement sur les composants à forte valeur ajoutée et de dimensions réduites [30]. En effet, ils permettent de fabriquer des pièces métalliques avec une bonne qualité de surface et une complexité géométrique importante [31]. Les procédés basés sur les fils métalliques ont un taux de dépôt beaucoup plus important que ceux basés sur les poudres, mais leur précision géométrique est moins bonne (l'épaisseur de couche est plus grande et la rugosité est plus élevée). En termes de coûts de matières, pour le même matériau métallique, le fil est moins cher que la poudre, et le rendement matière est également beaucoup plus élevé pour les procédés à base de fils.

Le procédé envisagé dans notre travail est la fabrication additive arc-fil (FAAF), en plus de posséder les avantages des procédés à base de fils, il permet également de réaliser des pièces dans un environnement moins protégé (pas de laser ou de faisceau d'électrons par exemple). Grâce à la source d'énergie de l'arc électrique, le procédé FAAF est relativement simple à mettre en œuvre et ne nécessite pas l'utilisation d'une enceinte de travail fermée, ce qui favorise la fabrication des pièces de grandes dimensions.

1.3 Description du procédé fabrication additive arc-fil

1.3.1 Les technologies de soudage pour la FAAF

Le principe du soudage à l'arc-fil est d'élever la température jusqu'au point de fusion du fil métallique en utilisant l'énergie dégagée par un arc électrique. De nombreux procédés de soudage à l'arc-fil existent. Dans cette section, nous allons nous concentrer sur les trois principales technologies (illustrées dans la Figure 1.2 [3]) les plus couramment mises en œuvre pour la fabrication additive [32] :

MIG-MAG (Metal Inert/Active Gas) ou GMAW (Gas Metal Arc Welding) : il s'agit du procédé de soudage le plus utilisé dans l'industrie, qui prend le fil d'apport comme électrode. Ainsi, le fil doit être alimenté de façon continue grâce à un dévidoir pour compenser la fusion de son extrémité (Figure 1.2-(a)). La torche de soudage est équipée d'un diffuseur de gaz et d'une buse, assurant la protection gazeuse contre l'oxydation. En fonction de la nature du gaz de protection, le procédé adopte l'acronyme MIG ou MAG. Le procédé MAG utilise un mélange gazeux contenant un gaz actif tel que le dioxyde de carbone (CO_2). On utilise couramment un mélange binaire à base d'argon (Ar-CO_2). Le procédé MIG emploie un gaz inerte, de l'argon (Ar), de l'hélium (He) ou un mélange d'argon et d'hélium.

TIG (Tungsten Inert Gas) ou GTAW (Gas Tungsten Arc Welding) : contrairement au MIG-MAG, l'arc électrique ne s'établit pas entre le fil d'apport et la pièce mais entre une électrode réfractaire non fusible de tungstène et la pièce à souder. Un gaz inerte (généralement de l'argon) protège le métal de l'oxydation. Le fil est apporté sur le côté entre l'électrode et la pièce à souder (Figure 1.2-(b)).

Soudage plasma ou PAW (Plasma Arc Welding) : le soudage plasma utilise également une électrode réfractaire à base de tungstène et un gaz inerte de protection, mais son arc est amorcé entre l'électrode et le bord de la tuyère (Figure 1.2-(c)), puis transféré sur la pièce à travers l'ouverture de la tuyère, ce qui produit un effet de constriction de l'arc et augmente sa densité de puissance. Le procédé permet ainsi de fondre des pièces de bien plus forte épaisseur que le procédé TIG.

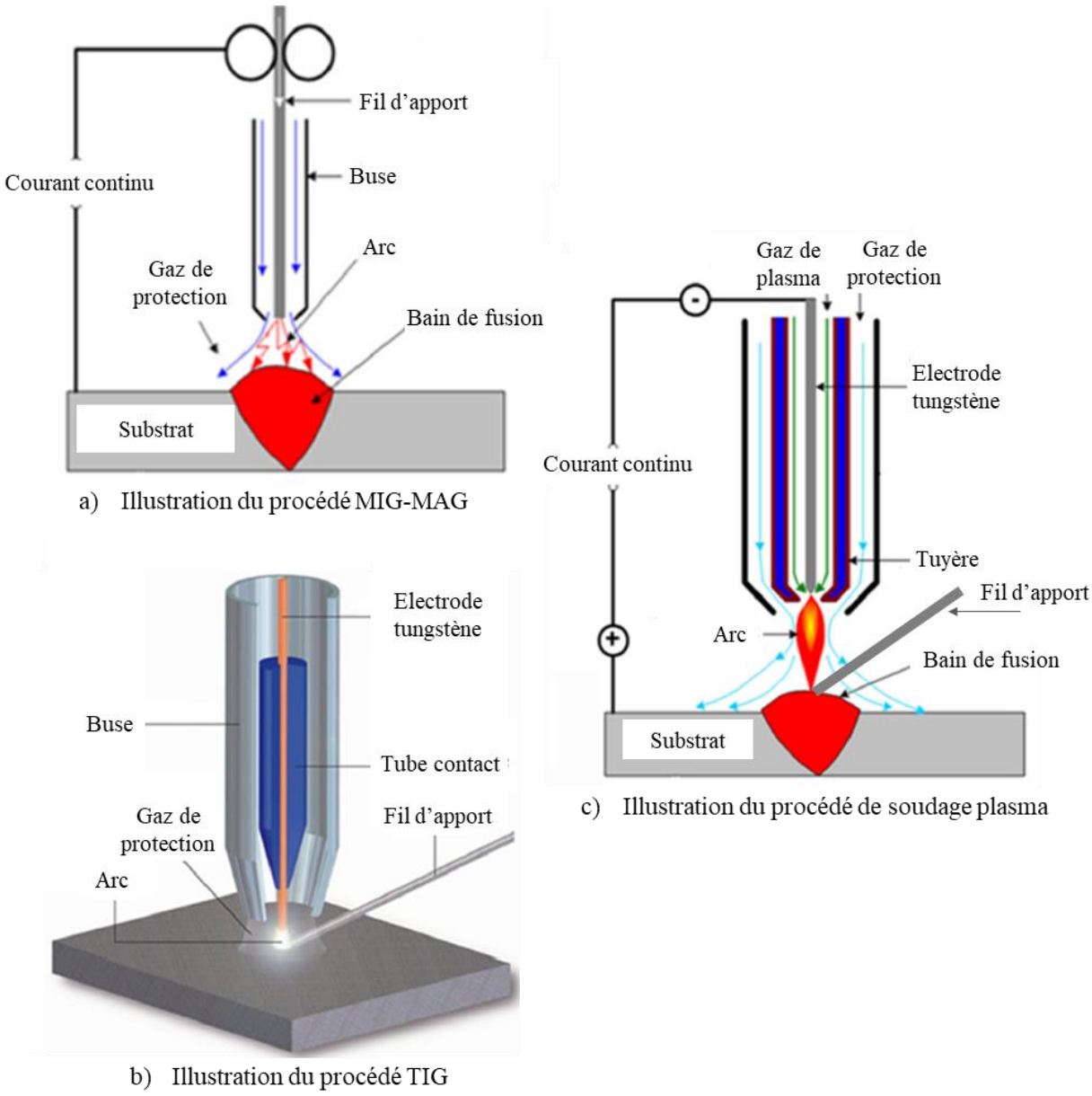


Figure 1.2 Illustration des procédés de soudage à l'arc-fil [3]

Dans le cas du soudage MIG-MAG, le fil d'apport est dans le prolongement de la torche contrairement aux procédés TIG et soudage plasma, où le fil est apporté sur le côté. L'utilisation du MIG-MAG permet donc de faciliter l'exécution des trajectoires de la torche dans la fabrication additive, surtout pour la FAAF robotisée [33]. C'est pourquoi nous nous intéressons plus spécifiquement au MIG-MAG pour son application dans la FAAF.

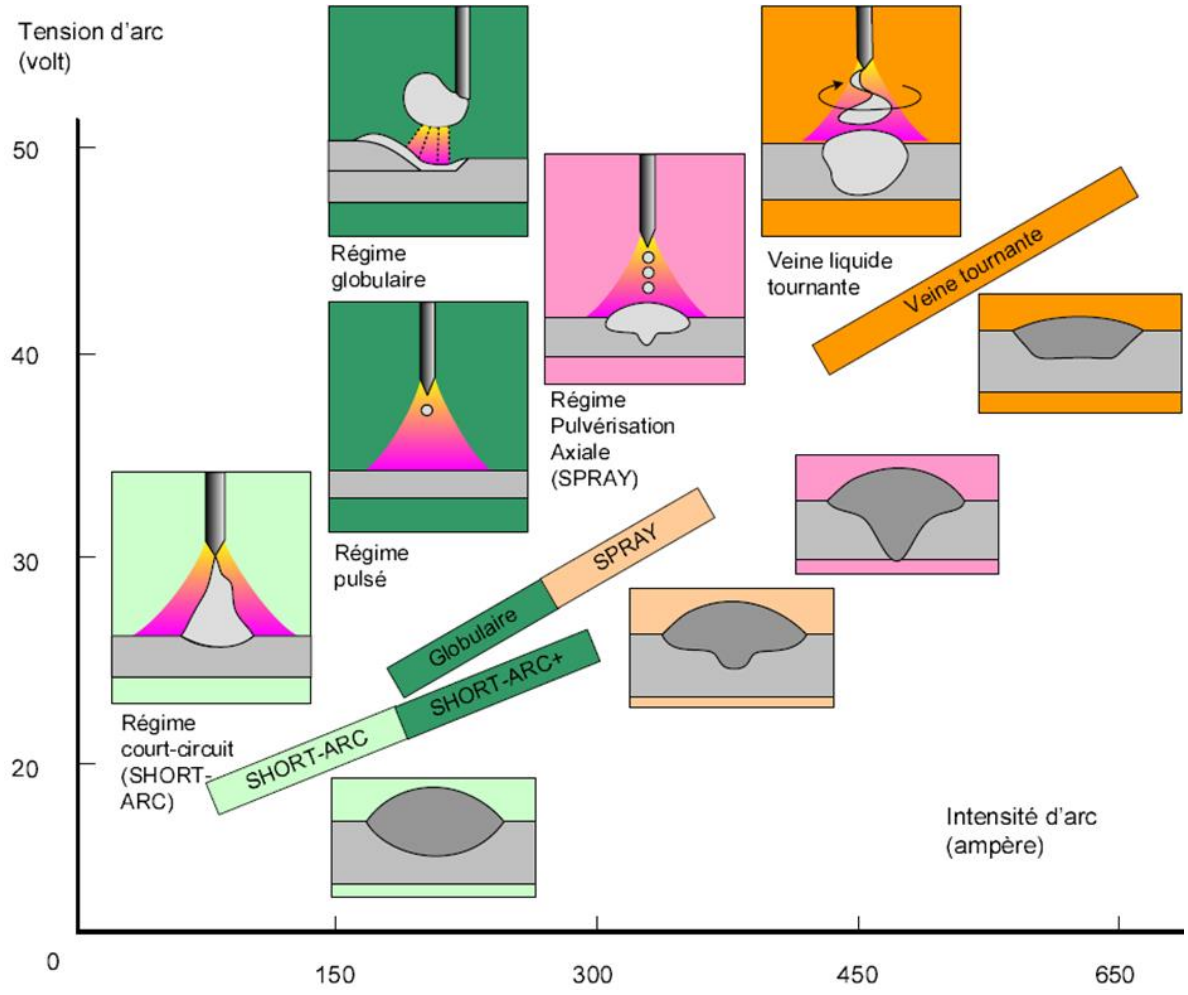


Figure 1.3 Schéma récapitulatif des différents transferts du soudage MIG-MAG [34]

La fusion du fil de MIG-MAG est produite à son extrémité, cette partie de métal liquide doit ensuite être « transférée » afin de se déposer sur le métal de base (substrat). Les mécanismes physiques intervenant durant ce « transfert » du métal liquide dépendent des paramètres de l'arc électrique (courant, tension, nature du gaz de protection). Pour un gaz et un matériau donnés, nous pouvons distinguer plusieurs modes de transfert en fonction du

niveau d'énergie (Figure 1.3 [34]) : « court-circuit », « globulaire », « pulsé », « pulvérisation axiale » et « veine liquide tournante » [35].

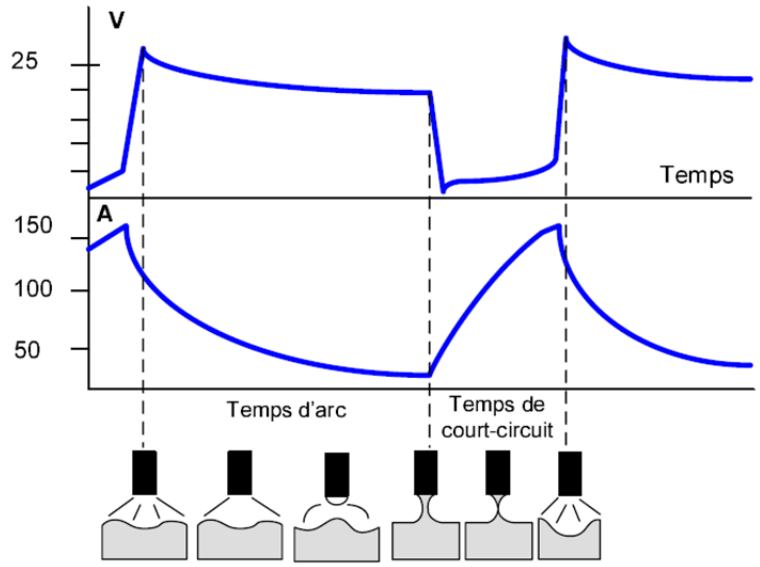


Figure 1.4 Illustration du transfert par court-circuit [34]

Le mode de transfert « court-circuit » demande les plus faibles énergies (typiquement pour des intensités variant de 50 à 200 A et des tensions variant de 15 à 20 V [32]). Le dépôt de métal se fait de manière discontinue en une alternance de temps d'arc et de temps de court-circuit (Figure 1.4 [34]). Durant le temps d'arc, une goutte liquide se forme à l'extrémité du fil, elle grossit jusqu'à venir en contact avec le bain de fusion, créant ainsi un court-circuit et l'extinction de l'arc. Au cours du temps de court-circuit, l'intensité augmente rapidement et engendre des forces électromagnétiques, qui facilitent alors le détachement de la goutte liquide. Puis l'arc se réamorce et un nouveau cycle commence. La fréquence de dépôt des gouttes est de 40 à 250 Hz.

Au niveau de l'application du soudage MIG-MAG dans la fabrication additive, le transfert « court-circuit » est préférable aux autres. Comme il nécessite le moins d'énergies, son arc est plus stable, ce qui est favorable pour la régularité géométrique des cordons déposés et le contrôle du procédé [36].

Par contre, le transfert « court-circuit » conventionnel du soudage MIG-MAG engendre des projections importantes et son apport d'énergies ne peut pas être bien contrôlé, ce qui

impactent la stabilité du procédé FAAF. Parmi les améliorations réalisées, le Cold metal transfer (CMT) développé par la société Fronius en 2005 semble le plus prometteur. Il permet un soudage MIG-MAG avec un transfert « court-circuit » contrôlé. Ce procédé est détaillé à la section suivante.

1.3.2 La FAAF basée sur le CMT (Cold metal transfer)

Le CMT est un soudage MIG-MAG amélioré, le principe de ce procédé repose sur un mouvement d'avance et de recul alterné du fil d'apport (Figure 1.5-(a) [37]), qui facilite le détachement de la goutte fondue au bout du fil lors du court-circuit sans faire appel à des forces électromagnétiques. Généralement, un cycle de dépôt de CMT est divisé par trois phases (Figure 1.5-(b) [38]) :

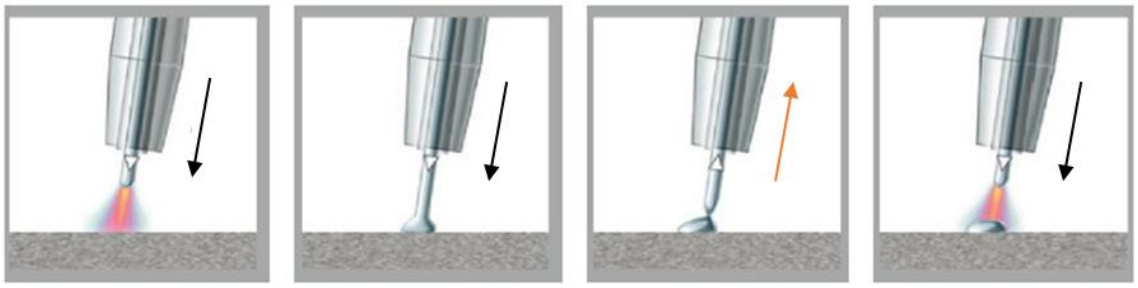
- La phase « Amorçage » : l'arc électrique est amorcé par une impulsion de courant élevée combinée avec une augmentation de tension d'arc.

- La phase « Fusion » : l'arc électrique fait fondre le bout du fil durant cette phase, le fil est guidé vers le bain de fusion ; le courant est diminué, le faible courant est retenu jusqu'à ce que le bout du fil touche le bain de fusion.

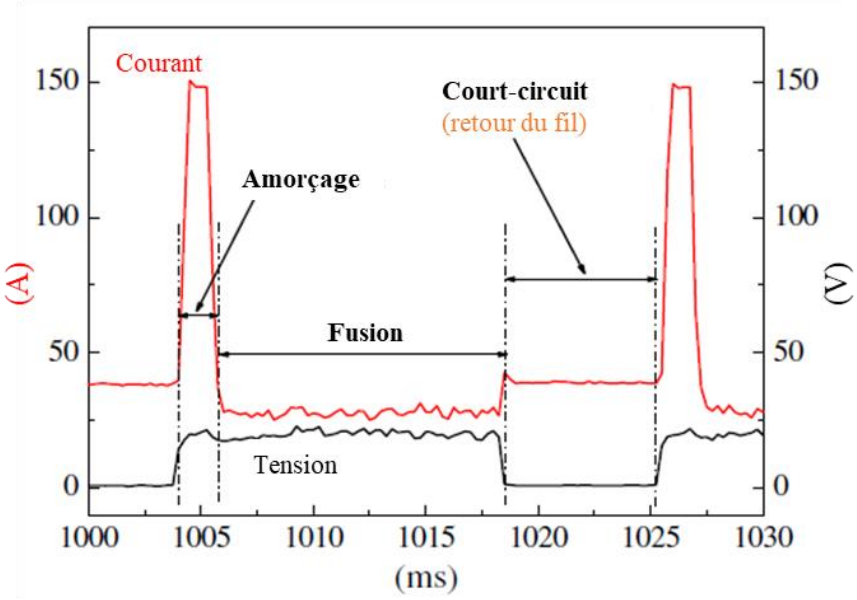
- La phase « Court-circuit » : le contact du fil avec le bain de fusion produit le court-circuit, l'arc électrique s'éteint, ainsi la tension de l'arc passe à zéro. Contrairement au court-circuit traditionnel, le courant de CMT est maintenu à un niveau bas. En même temps, le signal de retour est envoyé au dévidoir, qui donne au fil une force d'étirage en arrière permettant de déposer la goutte dans le bain de fusion en douceur avec la force de gravité et la tension de surface. Ensuite, l'arc est alors réamorcé et le cycle se répète.

La régulation de l'arc électrique du CMT est réalisée via un contrôle des signaux électriques (tension et courant) ainsi qu'une action mécanique sur l'avance et le recul du fil. Par rapport au soudage MIG-MAG traditionnel, le CMT présente d'énormes avantages en termes de la stabilité de l'arc, la forte réduction de projections et la réduction de l'apport de

chaleur, ceux qui le rendent particulièrement adapté au procédé FAAF [39]. Ainsi, le procédé FAAF basé sur le CMT est retenu pour notre étude.



a) Le mouvement alterné du fil



b) Evolution du courant et de la tension dans un cycle de dépôt

Figure 1.5 Représentation d'un cycle de dépôt de CMT [37] [38]

Dans nos travaux, la source de puissance de soudage CMT employée est le dernier modèle de marque Fronius, le TPS320i. Dans cette source CMT, selon les données fournies (matériau et diamètre du fil, mode de soudage, type de gaz de protection), les paramètres de tension et de courant de soudage sont automatiquement ajustés en fonction de la vitesse du fil (V_{fil}) entrée par l'utilisateur pour obtenir un transfert de métal stable (loi de synergie). Ainsi, dans notre cas, les paramètres les plus importants pour le procédé FAAF sont la vitesse du fil et la vitesse d'avance de la torche (V_{avance}). Les effets des paramètres opératoires sont étudiés et présentés dans le chapitre 3.

1.3.3 Robotisation du procédé FAAF

En plus de la technologie de soudage, le système de déplacement est également très important pour le procédé FAAF, où les applications de grandes dimensions imposent un espace de travail important. Pour répondre à ce besoin, les robots manipulateurs sont majoritairement employés [33].

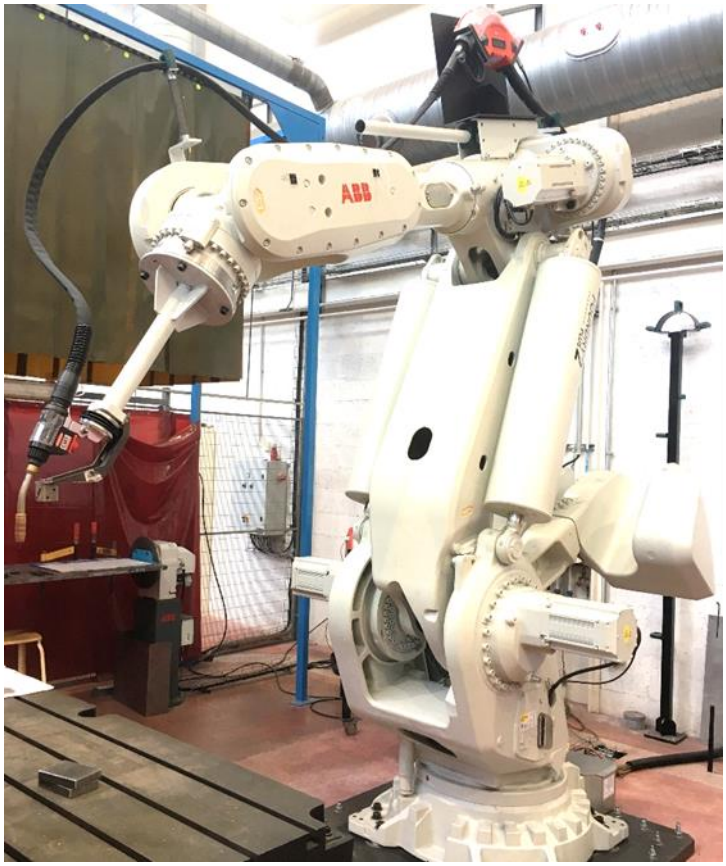


Figure 1.6 Robotisation du procédé FAAF dans nos travaux par le robot ABB IRB 8700

Les principaux avantages des robots manipulateurs adaptés à la FAAF sont : i) leur coûts d'investissement sont inférieurs à d'autres machines ou solutions technologiques pour l'automatisation du procédé ; ii) les capacités robotiques se développent rapidement et couvrent de plus en plus de domaines d'applications ; iii) leur relative facilité à être connectés à un système de planification de trajectoire ; iv) les robots ont des pièces mobiles de plus faibles inerties que les machines-outils, ils sont polyvalents (six degrés de liberté en général) et ont la capacité d'effectuer des tâches avec une bonne précision ; v) les robots

sont plus rapides que les machines-outils et donc capables d'augmenter la productivité, et vi) la taille des robots peut être adaptée à la dimension et à l'environnement de travail.

Dans nos travaux, le robot manipulateur ABB IRB 8700 est utilisé pour la robotisation du procédé FAAF (Figure 1.6). Avec la torche CMT montée, le robot s'occupe d'exécuter la trajectoire du dépôt, où le positionnement cartésien du robot doit être très précis afin de garantir la qualité de la fabrication. Dans le but d'avoir une bonne connaissance du comportement du robot, l'identification du robot est présentée dans le chapitre 2.

1.4 Nécessité de contrôle-commande du procédé

Bien que l'application de la technologie CMT améliore le dépôt en FAAF (arc plus stable, peu de projections, moins d'apport de chaleur, etc.), les performances actuelles du procédé ne répondent toujours pas aux exigences des diverses applications industrielles [7], [11]. En vue d'améliorer le procédé FAAF de manière efficace, nous résumons dans cette section ses problématiques pour expliquer la nécessité de contrôle-commande du procédé.

1.4.1 Instabilités et défauts du procédé

- **Instabilité géométrique des cordons déposés**

Beaucoup de recherches [40]–[44] sur le procédé FAAF ont montré que la géométrie des cordons déposés (principalement la hauteur et la largeur du cordon) peut varier lors de la construction des pièces en fonction des paramètres opératoires (par exemple la vitesse du fil et la vitesse d'avance) et des conditions externes (température inter-couche, trajectoire du dépôt, etc.). Comme le procédé FAAF implique des processus physiques complexes qui sont difficiles à modéliser, actuellement, la plupart des pièces sont déposées avec les paramètres opératoires constants, où la variation géométrique des cordons déposés est incontrôlable [45]. Querard [22] a fabriqué un mur multicouche en fixant les paramètres (vitesse du fil et vitesse d'avance) pendant la fabrication, où les valeurs de ces paramètres sont identifiées en avance comme des valeurs optimales pour la stabilité géométrique du mono-cordon. Par contre, la géométrie du mur n'est pas stable, il est constaté que la largeur de la base du mur est plus faible que sa partie supérieure produisant une liaison mécanique

peu performante (Figure 1.7-(a)). Avec la vitesse du fil et la vitesse d'avance présélectionnées, Gomez [15] a déposé un mur en alliage d'aluminium. La largeur du mur est rendue plus régulière grâce au bon choix des paramètres opératoires, mais la hauteur reste instable (Figure 1.7-(b)).

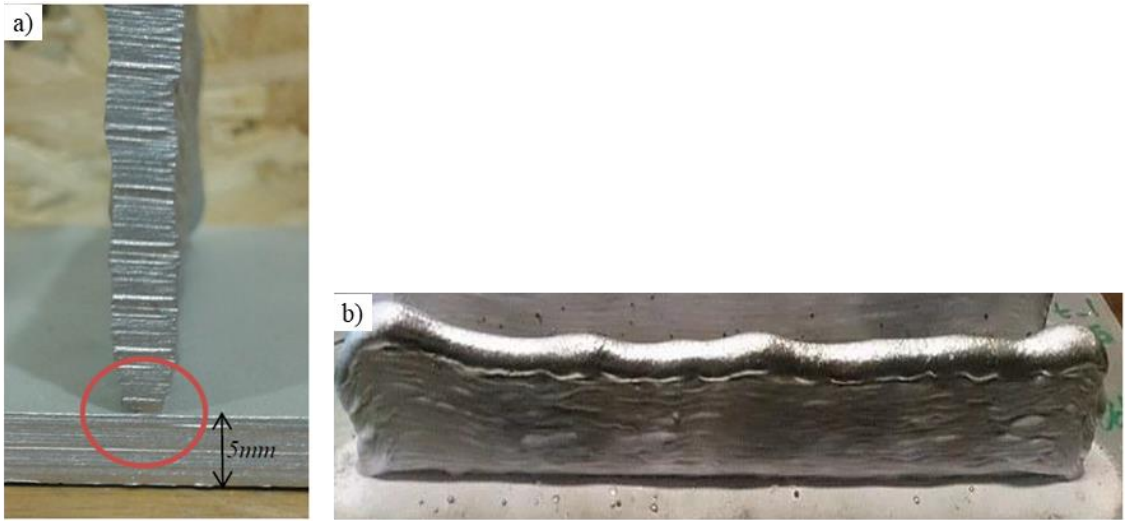
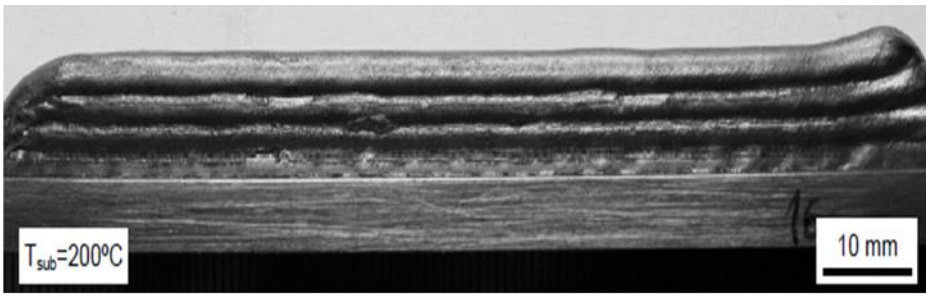


Figure 1.7 Irrégularités de la largeur (a) [22] et la hauteur (b) [15] observées dans les pièces réalisées par le procédé FAAF

En même temps, les irrégularités dimensionnelles au début et à la fin du cordon dégradent l'instabilité géométrique du procédé, en particulier pour les dépôts multicouches, où il est démontré que les erreurs géométriques accumulées devenaient très importantes [46]. L'accumulation d'un excès de matières dans la phase d'amorçage de l'arc se traduit par une bosse au début du cordon, tandis qu'un creux à la fin du cordon serait formé en raison du manque de matière fondue dans la phase d'extinction de l'arc. Cependant, dans les recherches sur le FAAF, peu de solutions à ce problème ont été rapportées. En tenant compte de l'instabilité géométrique au début et à la fin du cordon, Ding et al. [47] ont proposé une planification de la trajectoire de dépôt plus continue pour éviter les amorçages et extinctions d'arc fréquents. Selon les études de Almeida [48], l'augmentation de la vitesse d'avance visant à réduire l'apport d'énergie contribue à améliorer la stabilité de la hauteur du mur multicouche, mais les irrégularités aux deux extrémités du mur restent significatives (Figure 1.8-(a)). Pour cela, Ma et al. [49] ont proposé une trajectoire à direction alternée (les couches voisines sont déposées dans les directions opposées) pour

que la bosse du début et le creux de la fin du cordon se compensent. Néanmoins, l'effet d'amélioration de cette stratégie est limité, les erreurs accumulées aux deux extrémités de la pièce ne sont pas réduites de manière significative (Figure 1.8-(b) [50]).



a) Mur déposé avec l'augmentation de la vitesse d'avance



b) Mur déposé avec la trajectoire à direction alternée

Figure 1.8 Les améliorations insuffisantes sur l'instabilité géométrique aux deux extrémités des pièces multicouches [48] [50]

De plus, la chaleur accumulée pendant le dépôt des couches peut également affecter la stabilité géométrique du procédé FAAF. Dans le cas du dépôt multicouche, la chaleur est dissipée en partie vers le substrat par les couches précédemment déposées et en partie dans l'air par convection et rayonnement [51]. Lorsque la hauteur de la pièce augmente, la résistance de la conduction thermique vers le substrat s'élève rapidement, et une quantité croissante de chaleur est dissipée dans l'air. Donc la dissipation de la chaleur devient moins efficace, ce qui ralentit la solidification du bain de fusion et conduit à la variation géométrique du cordon [52]. Zhao et al. [53] ont démontré par des simulations numériques que la quantité de perte de chaleur diminue lorsque le nombre de couches augmente. Wu et al. [54] ont montré que la géométrie du cordon varie lors le dépôt des premières couches en raison de la diminution du taux de refroidissement. Dans certains cas, l'accumulation excessive de chaleur conduit à l'effondrement de la pièce (Figure 1.9 [55]), ce qui entraîne la mise au rebut de pièces.

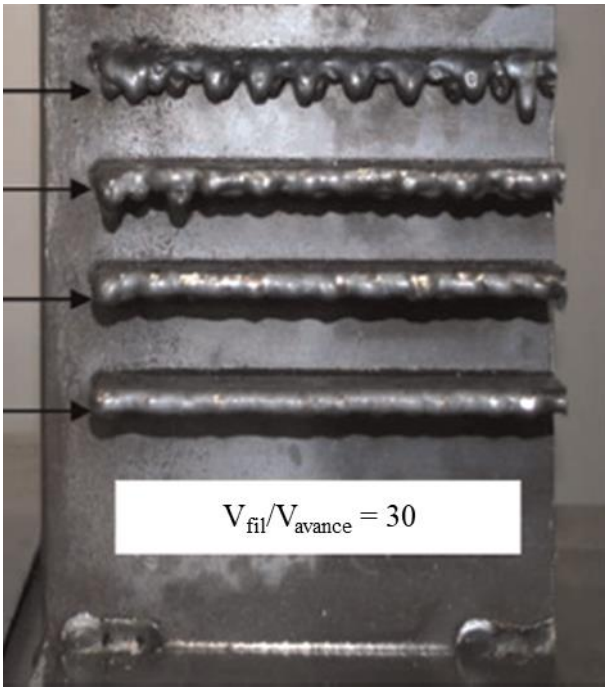


Figure 1.9 Effondrements des pièces à cause de l'accumulation de chaleur [55]

- **Défauts internes**

En raison de la contamination des matières premières (fil et substrat), d'une mauvaise planification de la trajectoire, de la fluctuation des paramètres du procédé, etc., les défauts internes tels que les porosités, les inclusions et les manques de fusion sont fréquents dans le procédé FAAF (Figure 1.10 [56]), et dégradent les propriétés mécaniques des pièces (par exemple, une résistance mécanique plus faible) [57], [58]. Dans l'étude de l'effet du gaz de protection sur la FAAF de pièces en acier, Kim et al. [59] ont montré que l'utilisation du gaz CO_2 pur peut éliminer la contamination de matières et les défauts internes. Pour déposer les pièces en alliage de nickel par le procédé FAAF, Lu et al. [60] ont constaté que le choix de la bonne densité d'énergie de l'arc permet d'éviter les défauts internes. Cong et at. [61] ont démontré que le mode « pulse advanced » du CMT est le plus approprié pour fabriquer des pièces en alliage d'aluminium sans porosité grâce à son faible apport de chaleur.

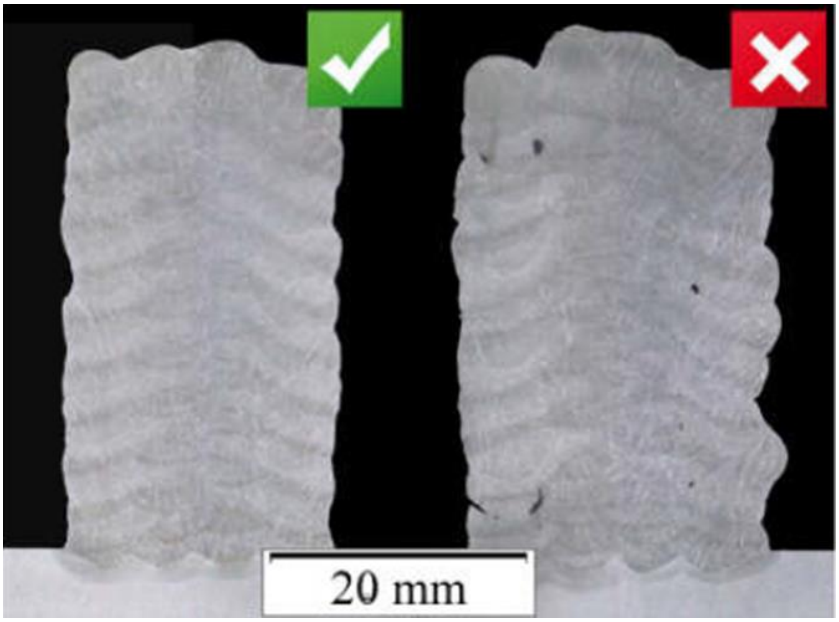


Figure 1.10 Macrographies des pièces sans et avec défauts internes [56]

Au niveau de la microstructure, avec un chauffage intense de la pièce par l'arc électrique, les cycles thermiques induits peuvent conduire à des déformations locales et des contraintes résiduelles au sein de la pièce [53], qui formeraient également des microstructures non-homogènes [62]. Dans la FAAF avec l'acier 316L, Chen et al. [63] ont montré que la microstructure du mur déposé varie de haut en bas, et les microfissures internes sont constatées lors des expériences de déformation. Gu et al. [64] ont développé une méthode de traitement thermique pour la FAAF de pièces en alliage d'aluminium, qui homogénéifie la microstructure de la pièce déposée et améliore ses propriétés mécaniques.

En fonction de nos analyses ci-dessus sur les problèmes du procédé FAAF, nous pouvons constater que l'un des problèmes les plus importants qui empêchent l'application industrielle du procédé FAAF est la mauvaise précision géométrique des pièces fabriquées à cause de l'instabilité du procédé. Ainsi, l'objectif de ce travail est fixé pour améliorer la stabilité et la performance géométrique du procédé.

1.4.2 Limites des améliorations hors ligne

En vue de réduire au maximum les instabilités et défauts du procédé FAAF, différentes méthodes d'amélioration sont présentées dans la littérature.

Pour réduire l'instabilité géométrique du mur multicouche, Montevecchi et al. [65] ont ajouté différents temps de pause inter-couches, où la couche déposée est refroidie à la température demandée avant le nouveau dépôt. Par contre, la température du mur monte rapidement avec la multiplication des couches, et le temps de pause devient donc de plus en plus long, qui influence significativement l'efficacité de la fabrication. Dans le but de traiter l'accumulation de chaleur et d'obtenir une largeur régulière des cordons déposés, Gomez et al. [66] ont augmenté progressivement la vitesse d'avance lors de l'ajout de couches, mais la régularité de hauteur est dégradée.

Visant à améliorer les irrégularités géométriques aux deux extrémités du cordon, Zhang et al. [67] ont proposé de régler le courant et la vitesse d'avance du procédé comme suit : ces deux paramètres sont réglés au-dessus des valeurs normales au début du dépôt, et ils sont progressivement réduits à zéro à la phase d'extinction de l'arc. L'amélioration de cette méthode est évidente pour la fabrication d'un mur multicouche, cependant, selon les auteurs, ces procédures prennent du temps et l'utilisation doit être réduite au minimum.

Dans l'étude de Xiong et al. [68], il a été constaté que le préchauffage du substrat contribue à réduire les contraintes thermiques et à améliorer en même temps la géométrie des premières couches déposées. Par contre, la régulation de la température du préchauffage est délicate, elle dépend d'une connaissance empirique et de différents paramètres (par exemple volume et matériau du substrat, quantité de fils à déposer), qui limite son application.

Comme le procédé FAAF est un système qui varie dans le temps en raison de facteurs tels que l'accumulation de chaleur et la variation de l'état de surface du dépôt [69], les approches présentées ci-dessus qui fonctionnent hors ligne ne peuvent pas bien répondre aux exigences pour améliorer la qualité géométrique des pièces déposées. Par conséquent, il est nécessaire de développer un système contrôle-commande qui est capable d'ajuster les paramètres du procédé de manière adaptative en considérant la géométrie mesurée et les perturbations externes (température inter-couche par exemple).

1.5 Stratégies de commande existantes

Comme le procédé FAAF implique des processus physiques complexes, la relation non-linéaire entre les paramètres du procédé et la géométrie du cordon déposé est confirmée par plusieurs études [70], [71]. Les stratégies de commande simples ne sont pas cohérentes en raison de leur incapacité pour traiter la non-linéarité et les perturbations dans le procédé. Cependant, les études sur la commande du procédé FAAF sont encore peu nombreuses, les stratégies de commande proposées dans la littérature sont résumées dans cette section.

1.5.1 Stratégie d'identification en ligne

Une modélisation précise du procédé est essentielle pour établir son système de commande, en vue de représenter le comportement dynamique du procédé FAAF et de simplifier la synthèse de contrôleurs, une stratégie d'identification en ligne du procédé est développée par les chercheurs.

Dans cette stratégie, un modèle linéaire simple du procédé est tout d'abord établi autour d'un point de fonctionnement défini, ensuite en mesurant l'entrée (un des paramètres du procédé) et la sortie (une caractéristique géométrique du cordon déposé) au cours de la fabrication, le système de commande identifie et change les paramètres en temps réel du modèle établi. Dans ce cas, un contrôleur simple peut être appliqué dans la commande.

Un exemple utilisant la stratégie d'identification en ligne est trouvé dans l'étude de Doumanidis et al. [72], les paramètres du modèle linéaire du procédé sont mis à jour en temps réel par l'algorithme RLS (« Recursive least squares »), et un contrôleur PI (Proportionnel-Intégral) est intégré dans le système de commande. En fonction des résultats des expériences, le système établi permet d'obtenir différentes géométries (largeur et hauteur) commandées pendant le dépôt d'un cordon. Basé sur la même stratégie, Xiong and Zhang [73] ont amélioré la régularité de la hauteur du cordon par l'ajustement de la vitesse du fil pendant le dépôt.

La stratégie d'identification en ligne nécessite un capteur pour mesurer la dimension du cordon en temps réel. Cependant, pour protéger le capteur des éventuelles projections et de

la température élevée pendant le soudage, celui-ci est généralement installé à une certaine distance de la torche, ce qui entraîne un retard important (retard > 2 s dans [72]) et impacte considérablement la précision d'identification.

1.5.2 Stratégie utilisant des contrôleurs adaptatifs

Pour que le système de commande puisse traiter les variations et les perturbations survenues qui sont difficiles à modéliser, une stratégie utilisant des contrôleurs adaptatifs est proposée pour le procédé FAAF.

Un contrôleur d'auto-apprentissage neuronal a été développé afin de renforcer la stabilité géométrique du procédé sous l'influence de l'accumulation de chaleur [74]. En ajustant la vitesse d'avance de manière adaptative, le contrôleur permet de maintenir constante la largeur des cordons lors du dépôt multicouche. Un contrôleur adaptif basé sur l'algorithme OSA (« One step ahead ») a été employé pour réaliser le système de commande multi-entrées (vitesse du fil et vitesse d'avance) multi-sorties (largeur et hauteur) du procédé [75], [76]. Mais l'application de ce système a été seulement présentée sur les dépôts de mono-cordons au lieu d'une pièce multicouche.

Dans les recherches existantes qui utilisent les contrôleurs adaptatifs, la réduction de perturbation de la température inter-couche reste un défi considérable. Dans le dépôt d'une pièce multicouche, la variation de la température inter-couche influence la géométrie de cordons déposés de manière incontrôlable. C'est pourquoi les stratégies de commandes actuelles ne sont appliquées que sur des pièces simples (murs droits avec largeur ou hauteur constante) [72]–[76].

1.5.3 Autres stratégies intéressantes

Dans le procédé FAAF robotisé, le robot manipulateur doit décélérer dans les angles aigus à cause des contraintes dynamiques. Cela peut entraîner une géométrie irrégulière du cordon (dépôt excessif) si la vitesse du fil est maintenue constante. Pour résoudre ce problème, Li et al. [77] ont proposé une stratégie de commande qui sélectionne

dynamiquement la vitesse du fil en fonction de la contrainte dynamique à différentes trajectoires requises.

Dans le procédé fabrication additive laser-fil, Heralić et al. [78] ont utilisé une stratégie de commande itérative pour améliorer l'état de surface de pièces déposées. Un contrôleur basé sur l'algorithme « Iterative learning controller (ILC) » est mis en œuvre pour compenser les écarts de hauteur de la couche déposée en ajustant la vitesse du fil du dépôt de la couche suivante. Un capteur laser s'occupe de la mesure géométrique, les résultats montrent qu'une surface plus plane est obtenue à l'aide de cette stratégie.

1.6 Conclusion

Ce chapitre est consacré à une synthèse bibliographique sur le procédé fabrication additive arc-fil (FAAF). En plus des travaux scientifiques concernés, les problématiques du procédé et les stratégies de commande existantes sont également présentées. Les conclusions suivantes peuvent être formulées :

- En raison de ses nombreux avantages (simplification de la fabrication de pièces complexes, réduction de pertes de matières, etc.), la fabrication additive de pièces métalliques a fait l'objet d'un vif intérêt dans l'industrie.

- Parmi les différents procédés de la fabrication additive métallique, le procédé FAAF utilisant le soudage CMT (Cold metal transfer) est retenu pour notre étude grâce à son taux de dépôt important, faible coût des équipements et peu de pertes de matières par projections lors de la fabrication. Le procédé est robotisé afin de garantir la qualité de la fabrication.

- Un des problèmes les plus importants qui empêchent l'application industrielle du procédé FAAF est la mauvaise précision géométrique des pièces fabriquées à cause de l'instabilité du procédé et du manque de contrôle-commande fiable. L'objectif de ce travail est alors d'améliorer la stabilité et la performance géométrique du procédé.

- Les études sur la commande du procédé FAAF sont encore peu nombreuses. En vue de traiter la non-linéarité et les perturbations, les stratégies de commande proposées sont

basées principalement sur l'identification du procédé en ligne et l'utilisation des contrôleurs adaptatifs. L'application des stratégies de commande existantes est très limitée. Afin de fabriquer des pièces multicouches avec une forme compliquée, un système contrôle-commande plus performant reste à développer.

2. Modélisation du système expérimental

2.1 INTRODUCTION 30
2.2 MODELISATION GEOMETRIQUE DU ROBOT MANIPULATEUR 31
2.2.1 Notation de repères, de position et d'orientation 31
2.2.2 Description de Denavit-Hartenberg Modifiée (DHM) 33
2.2.3 Modèle géométrique direct du robot ABB IRB 8700 35
2.3 MISE EN PLACE DU CAPTEUR LASER 39
2.3.1 Description du capteur 39
2.3.2 Conception du système support du capteur 40
2.3.3 Étalonnage du capteur 43
2.3.4 Réglage du capteur et acquisition des données sorties 47
2.4 LE SYSTEME EXPERIMENTAL ETABLI 49
2.5 CONCLUSION 50

2.1 Introduction

Ce chapitre présente la mise en place du système expérimental pour le procédé FAAF (Fabrication additive par arc-fil) robotisé. Le système expérimental se compose principalement de trois parties : la source de puissance de soudage CMT (Cold metal transfer) du type Fronius TPS320i, le robot manipulateur ABB IRB 8700 et le capteur laser LJ-V7080 de marque Keyence.

Dans nos travaux, avec la torche CMT montée, le robot s'occupe d'exécuter la trajectoire du dépôt, où le positionnement cartésien du robot doit être très précis afin de garantir la qualité de la fabrication. Le procédé FAAF robotisé ne demande pas un effort externe important ni une vitesse de déplacement élevée (vitesse d'avance de la torche < 25 mm/s). Dans le but d'avoir une bonne connaissance du comportement géométrique du robot, la modélisation géométrique du robot ABB IRB 8700 est présentée dans la section 2.2. Dans notre cas, le modèle géométrique direct nous permettra de connaître la position, l'orientation et la vitesse d'avance de la torche CMT par la mesure des positions angulaires du robot. Les travaux sur la modélisation géométrique des robots ont été largement abordés et se trouvent principalement dans les publications telles que Khalil and Dombre [79] ; Craig [80] ; Spong et al.[81] ; Siciliano et al. [82].

La stabilité et la répétabilité du procédé FAAF sont extrêmement sensibles aux paramètres du procédé et aux perturbations du soudage, pour assurer la qualité géométrique des pièces déposées, le contrôle de la géométrie des cordons est nécessaire [8]. Les capteurs de vision sont couramment utilisés pour les mesures géométriques des procédés de soudage à l'arc [83]–[86], ils présentent de nombreux avantages comme la rapidité et la fiabilité du contrôle non-destructif, la simplicité de l'installation et encore la possibilité d'extraire des informations quantitatives sur les objets observés. Dans le domaine de FAAF, la tâche principale des mesures géométriques est de contrôler la largeur et la hauteur du cordon, les capteurs de vision active (utilisation conjointe d'une caméra et d'une source d'énergie lumineuse) [40] et de vision passive (réception des rayonnements émis par l'objet à mesurer) [74] ont été utilisés pour mesurer le cordon situé derrière le bain de fusion, ce qui entraîne

un retard important de la commande en temps réel. Pour éviter l'influence de l'éblouissement de l'arc électrique sur la mesure, nous décidons de prendre une autre stratégie de contrôle qui consiste à scanner la géométrie de chaque couche déposée, puis les déviations géométriques de la couche déposée sont compensées en ajustant de manière adaptative les paramètres du dépôt de la couche suivante [78]. Les capteurs de vision passive nécessitent de lourdes tâches de traitement d'images pour supprimer le bruit du procédé, définir la région d'intérêt et détecter le cordon à mesurer [73]. Des capteurs laser du type de vision active permettent de se passer des tâches de traitement d'images, où les positions sont préalablement calculées par le capteur en utilisant le principe de triangulation et les coordonnées des points caractéristiques du cordon peuvent être directement obtenues. Ainsi, nous utilisons le capteur laser de déplacement 2D pour mesurer les caractéristiques géométriques des cordons déposés par le procédé FAAF. Le capteur laser utilisé est de marque Keyence, série LJ, version 7080 (Keyence LJ-V7080), la section 2.3 présente la mise en place de ce capteur dans le système expérimental. Le système expérimental complet mise en place est présenté à la section 2.4.

2.2 Modélisation géométrique du robot manipulateur

2.2.1 Notation des repères, des positions et de l'orientation

Nous définissons ici les différents repères utiles de la modélisation :

- $R_0 = (O_0, x_0, y_0, z_0)$: le repère fixe situé à la base du robot, défini par le constructeur ;

- $R_t = (O_t, x_t, y_t, z_t)$: le repère outil dont le centre correspond au centre d'outil et est situé sur l'effecteur ;

La position d'un point dans un repère est notée par un vecteur à 3 composantes qui sont les coordonnées de ce point dans ce repère. Ainsi, la position du centre d'outil dans le repère de base est notée par :

$$^0O_t = {}^0\left[O_{tx}\ O_{ty}\ O_{tz}\right]^T \tag{2.1}$$

Pour déterminer l'orientation d'un repère à un autre par les angles de rotation, la définition en angles d'Euler suivant la convention *z-y-x* est utilisée. La Figure 2.1 présente cette définition, où les angles de rotation sont notés *A* (lacet, rotation autour de l'axe *z*), *B* (tangage, rotation autour de l'axe *y'*) et *C* (roulis, rotation autour de l'axe *x''*).

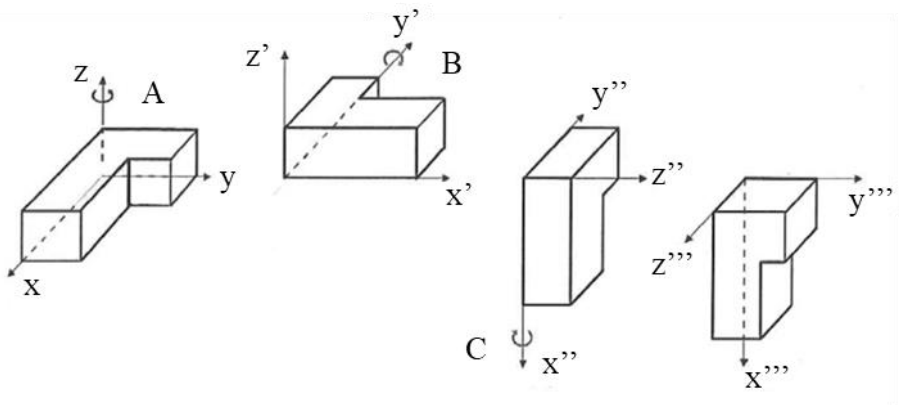


Figure 2.1 Définition des angles de rotation A, B et C

Les matrices de rotation qui décrivent ces rotations successives se présentent comme suit :

$$\boldsymbol{R}_z(A) = \begin{bmatrix} cos(A) & -sin(A) & 0 \\ sin(A) & cos(A) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \tag{2.2}$$

$$\boldsymbol{R}_y(B) = \begin{bmatrix} cos(B) & 0 & sin(B) \\ 0 & 1 & 0 \\ -sin(B) & 0 & cos(B) \end{bmatrix} \tag{2.3}$$

$$\boldsymbol{R}_x(C) = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & cos(C) & -sin(C) \\ 0 & sin(C) & cos(C) \end{bmatrix} \tag{2.4}$$

Nous utilisons les notations simplifiées *sA*, *cA*, *sB*, *cB*, *sC*, *cC* pour représenter respectivement *sin(A)*, *cos(A)*, *sin(B)*, *cos(B)*, *sin(C)*, *cos(C)*. La matrice de rotation finale du repère outil dans le repère de base s'écrit donc :

$$\begin{aligned} {}^0R_t &= \boldsymbol{R}_z(A)\boldsymbol{R}_y(B)\boldsymbol{R}_x(C) \\ &= \begin{bmatrix} cAcB & -sAcC + cAsBsC & sAsC + cAsBcC \\ sAcB & cAcC + sAsBsC & -cAsC + sAsBcC \\ -sB & cBsC & cBcC \end{bmatrix} \end{aligned} \tag{2.5}$$

Un problème inverse consiste à calculer les trois angles de rotation (*A*, *B* et *C*) à partir de la matrice de rotation finale. Supposons que la matrice ${}^0R_t$ dans (2.5) s'écrit comme suit :

$$ {}^0R_t = \begin{bmatrix} r_{11} & r_{12} & r_{13} \\ r_{21} & r_{22} & r_{23} \\ r_{31} & r_{32} & r_{33} \end{bmatrix} \tag{2.6} $$

Nous pouvons déterminer les angles *A*, *B* et *C* à partir des équations suivantes [80] :

$$ \begin{aligned} & B = atan2\left(-r_{31}, \sqrt{{r_{11}}^2 + {r_{21}}^2}\right), \qquad B \in \left(-\frac{\pi}{2}, \frac{\pi}{2}\right) \\ & A = atan2(r_{21}/cB, r_{11}/cB) \\ & C = atan2(r_{32}/cB, r_{33}/cB) \end{aligned} \tag{2.7} $$

En particulier, lorsque $B = \frac{\pi}{2}$ ou $B = -\frac{\pi}{2}$, les solutions sont données par :

$$ B = \frac{\pi}{2}, A = 0, C = atan2(r_{12}, r_{22}) \tag{2.8} $$

$$ B = -\frac{\pi}{2}, A = 0, C = -atan2(r_{12}, r_{22}) \tag{2.9} $$

La pose (position et orientation) du repère outil dans le repère de base peut donc être représentée par une matrice homogène ${}^0T_t$ (4×4) constituée de la matrice de rotation ${}^0R_t$ et le vecteur de translation entre les centres des deux repères $O_0O_t = {}^0O_t$.

$$ {}^0T_t = \begin{bmatrix} {}^0R_t & {}^0O_t \\ 0_{1\times3} & 1 \end{bmatrix} \tag{2.10} $$

2.2.2 Description de Denavit-Hartenberg Modifiée (DHM)

En robotique, la convention proposée par Denavit and Hartenberg [87] permet de caractériser la position relative des corps du robot en fonction de la géométrie des différents corps et de l'orientation des liaisons. Cette convention nécessite beaucoup de paramètres et présente des ambiguïtés pour des robots à structure parallèle. Une version modifiée a été développée par Khalil and Kleinfinger [88], elle permet une notation avec moins de paramètres et est la plus utilisée dans les documents scientifiques. Nous l'appelons « Denavit-Hartenberg Modifiée (DHM) ».

Une structure sérielle des robots se compose de $n + 1$ corps notés C_0, …, C_n reliés entre eux par n articulations. L'articulation j relie le corps C_{j-1} au corps C_j. Un repère $R_j = (O_j, x_j, y_j, z_j)$ est associé au corps C_j. La convention de Denavit-Hartenberg modifiée se fonde sur les règles suivantes (Figure 2.2) :

- les corps sont supposés parfaitement rigides ;

- l'axe z_j est confondu avec l'axe de l'articulation j ;

- l'axe x_j est la perpendiculaire commune à z_j et z_{j+1} ;

- l'axe y_j est choisi de manière à créer un repère orthonormé direct ;

- α_j est l'angle correspondant à une rotation autour de l'axe x_{j-1} entre les axes z_{j-1} et z_j ;

- θ_j est l'angle correspondant à une rotation autour de l'axe z_j entre les axes x_{j-1} et x_j ;

- d_j est la distance entre les axes z_{j-1} et z_j le long de l'axe x_{j-1} ;

- r_j est la distance entre les axes x_{j-1} et x_j le long de l'axe z_j.

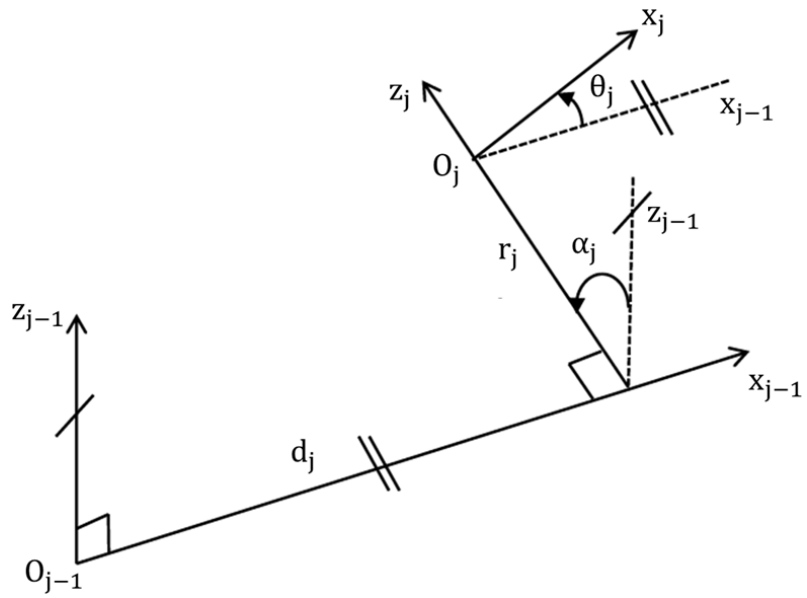


Figure 2.2 Description de la convention de Denavit-Hartenberg modifiée

La matrice de transformation homogène du repère j au repère j-1 est donnée par :

$$
\begin{aligned}
{}^{j-1}T_j &= \boldsymbol{Rot}(x,\alpha_j)\boldsymbol{Trans}(x,d_j)\boldsymbol{Rot}(z,\theta_j)\boldsymbol{Trans}(z,r_j) \\
&= \begin{bmatrix} cos(\theta_j) & -sin(\theta_j) & 0 & d_j \\ cos(\alpha_j)\,sin(\theta_j) & cos(\alpha_j)\,cos(\theta_j) & -sin(\alpha_j) & -sin(\alpha_j)\,r_j \\ sin(\alpha_j)\,sin(\theta_j) & sin(\alpha_j)\,cos(\theta_j) & cos(\alpha_j) & cos(\alpha_j)\,r_j \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}
\end{aligned} \tag{2.11}
$$

Où, $\boldsymbol{Rot}(x,\alpha_j)$ et $\boldsymbol{Trans}(x,d_j)$ sont des matrices de transformation homogène (4×4) qui représentent respectivement une rotation α_j autour de l'axe x et une translation d_j le long de l'axe x.

Le paramètre q_j est utilisé pour décrire le mouvement de l'articulation j :

$$q_j = \bar{\sigma}_j\theta_j + \sigma_j r_j \tag{2.12}$$

Avec $q_j = \theta_j$ $(\sigma_j = 0, \bar{\sigma}_j = 1)$ quand l'articulation est rotoïde et $q_j = r_j$ $(\sigma_j = 1, \bar{\sigma}_j = 0)$ quand l'articulation est prismatique. $\sigma_j = 2$ signifie que le repère R_j est fixe au repère R_{j-1}.

2.2.3 Modèle géométrique direct du robot ABB IRB 8700

Dans nos travaux, le robot manipulateur ABB IRB 8700 est utilisé pour la robotisation du procédé FAAF. La Figure 2.3 montre l'illustration de ses axes.

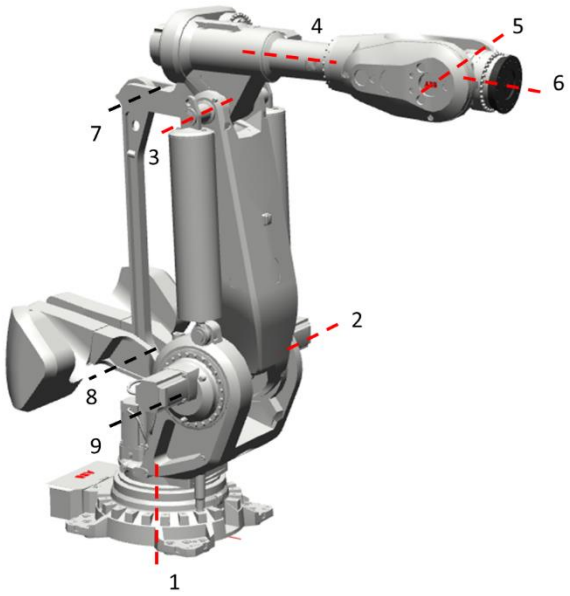


Figure 2.3 Illustration des axes du robot ABB IRB 8700

Le robot est composé de six axes principaux (axe 1-6), les trois axes supplémentaires 7, 8 et 9 constituent une structure en parallélogramme avec l'axe 3, ce qui améliore la rigidité globale du robot. Toutes les articulations de ce robot sont rotoïdes. Le robot se situe dans une cellule multi-procédé, il permet également de robotiser d'autres procédés de fabrication (le soudage par friction malaxage, le forgeage incrémental, etc.) grâce à sa polyvalence et son grand espace de travail (l'enveloppe maximale de 3,5 m).

Pour simplifier la modélisation géométrique du robot, nous modélisons le robot ABB IRB 8700 par une structure sérielle ouverte en supposant que la structure en parallélogramme du robot est strictement rigide et plane, et que l'ensemble des axes du parallélogramme sont parallèles.

La Figure 2.4 présente le modèle sériel simplifié du robot, et le Tableau 2.1 montre les paramètres géométriques correspondants selon la convention de Denavit-Hartenberg modifiée, où L_{1z} = 1000 mm, L_{1x} = 420 mm, L_2 = 1580 mm, D_4 = 310 mm, L_{34} = 1475 mm, L_5 = 310 mm et L_{tz} = 545.258 mm. Il faut noter que l'axe 3 est indirectement motorisé par l'axe 9 dans la structure du parallélogramme. Par conséquent, le paramètre θ_3 du tableau est $-q_2 + q_3$ au lieu de q_3 selon la convention.

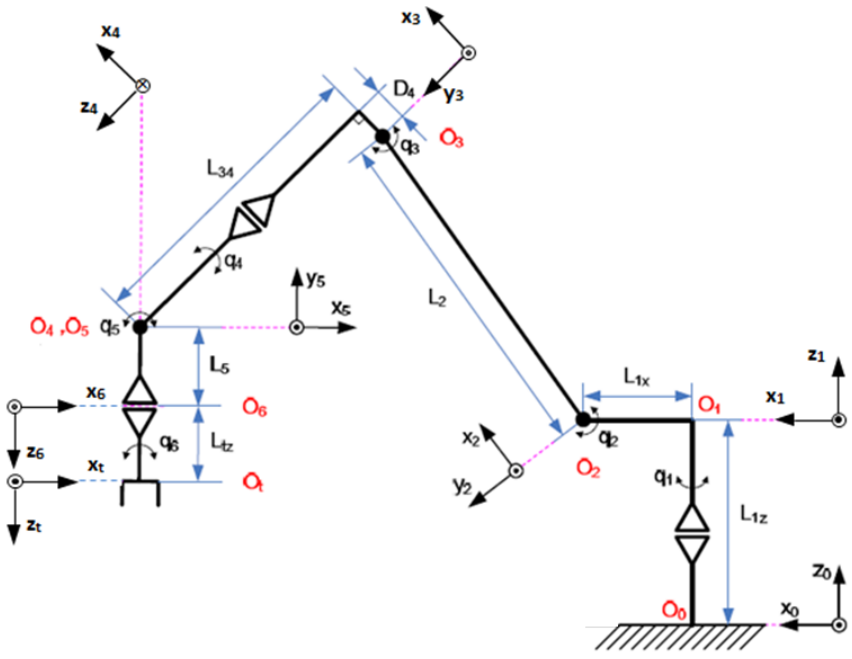


Figure 2.4 Modèle sériel simplifié du robot ABB IRB 8700

Tableau 2.1

Paramètres géométriques du robot ABB IRB 8700 selon Denavit-Hartenberg modifiée

j	σ_j	α_j	d_j	θ_j	r_j
1	0	0	0	q_1	L_{1z}
2	0	$-\pi/2$	L_{1x}	$-\pi/2+q_2$	0
3	0	0	L_2	$-q_2+q_3$	0
4	0	$-\pi/2$	D_4	q_4	L_{34}
5	0	$\pi/2$	0	$\pi+q_5$	0
6	0	$\pi/2$	0	q_6	L_5
t	2	0	0	0	L_{tz}

Le modèle géométrique direct (MGD) permet de déterminer la position et l'orientation du repère outil R_t dans le repère de base R_0 en fonction des angles articulaires $q = [q_1\ q_2\ q_3\ q_4\ q_5\ q_6]^T$. Ainsi, avec les déplacements angulaires du robot connus (mesurés par des capteurs montés sur les articulations), nous avons :

$$^0X = {}^0\left[O_{tx}\ O_{ty}\ O_{tz}\ A\ B\ C\right]^T = f_{MGD}(q) \tag{2.13}$$

La matrice de transformation homogène qui représente la pose du repère outil dans le repère de base est déterminée en multipliant les matrices de transformation homogènes qui lient les repères R_{j-1} et R_j. Ceci donne la relation suivante pour le robot ABB IRB 8700 :

$$^0T_t = {}^0T_1\,{}^1T_2\,{}^2T_3\,{}^3T_4\,{}^4T_5\,{}^5T_6\,{}^6T_t = \begin{bmatrix} {}^0R_t(q) & {}^0O_t(q) \\ 0_{1\times3} & 1 \end{bmatrix} \tag{2.14}$$

où :

$$^0T_1 = \begin{bmatrix} cos(q_1) & -sin(q_1) & 0 & 0 \\ sin(q_1) & cos(q_1) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & L_{1z} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

$$^1T_2 = \begin{bmatrix} sin(q_2) & cos(q_2) & 0 & L_{1x} \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ cos(q_2) & -sin(q_2) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

$$
{}^{2}T_{3} = \begin{bmatrix} cos(q_2 - q_3) & sin(q_2 - q_3) & 0 & L_2 \\ -sin(q_2 - q_3) & cos(q_2 - q_3) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}
$$

$$
{}^{3}T_{4} = \begin{bmatrix} cos(q_4) & -sin(q_4) & 0 & D_4 \\ 0 & 0 & 1 & L_{34} \\ -sin(q_4) & cos(q_4) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}
$$

$$
{}^{4}T_{5} = \begin{bmatrix} -cos(q_5) & sin(q_5) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1 & 0 \\ -sin(q_5) & -cos(q_5) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}
$$

$$
{}^{5}T_{6} = \begin{bmatrix} cos(q_6) & -sin(q_6) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1 & -L_5 \\ sin(q_6) & cos(q_6) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}
$$

$$
{}^{6}T_{t} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & L_{tz} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \tag{2.15}
$$

Avec ${}^{0}T_{t}$ calculée, nous obtenons le vecteur de position et la matrice de rotation du repère outil dans le repère de base du robot (${}^{0}O_{t} = {}^{0}\left[O_{tx}\ O_{ty}\ O_{tz}\right]^{T}$ et ${}^{0}R_{t}$). En appliquant les équations (2.7), (2.8) et (2.9) à la matrice de rotation ${}^{0}R_{t}$, les angles d'orientation *A*, *B* et *C* du repère outil peuvent être déduits.

Afin de vérifier le modèle géométrique direct développé pour le robot ABB IRB 8700, nous avons réalisé des expériences en positionnant l'effecteur du robot dans différentes positions et orientations. Les erreurs (%) entre les résultats des mesures et des calculs du modèle sont montrées dans la Figure 2.5. Comme les erreurs sont très faibles (< 0,02%), ce modèle est validé.

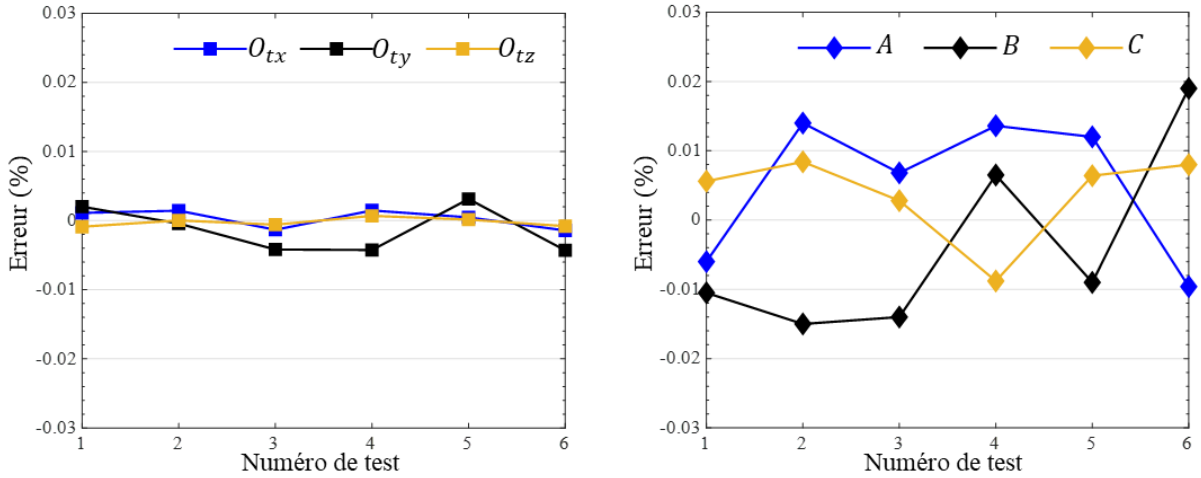


Figure 2.5 Les erreurs (%) entre les résultats des mesures et des calculs du modèle géométrique direct développé

2.3 Mise en place du capteur laser

2.3.1 Description du capteur

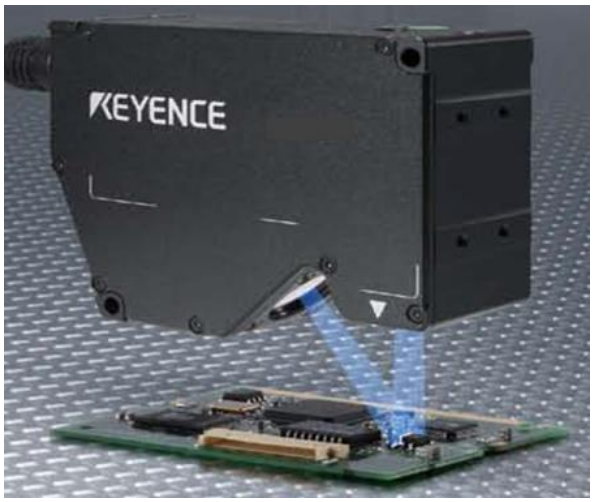


Figure 2.6 Capteur laser Keyence LJ-V7080

Le capteur LJ-V7080 de marque Keyence (Figure 2.6) est un instrument de mesure de profil (profilomètre) avec le laser bleu, dont le faisceau est plus fin qu'un laser rouge classique et permet ainsi de mesurer le profil des cibles avec une grande stabilité et une grande précision (une répétabilité de 0,5 µm en hauteur pour LJ-V7080). Au moment de la mesure, le faisceau laser est agrandi par la lentille cylindrique du capteur sous forme de

bande, qui est réfléchi ensuite de façon diffuse par la surface de la cible, la lumière réfléchie est focalisée sur le CMOS (Complementary Metal Oxide Semiconductor) du capteur afin de mesurer le profil de la cible grâce à la détection des changements de forme. La fréquence d'acquisition de profils du capteur peut aller jusqu'à 64 kHz, sa plage de mesure en hauteur est de ±23 mm. Le Tableau 2.2 regroupe quelques caractéristiques de ce capteur laser.

Tableau 2.2

Caractéristiques du capteur laser Keyence LJ-V7080

Caractéristiques		**Valeurs**
Type de laser		Laser bleu à semi-conducteur
Plage de mesure	Suivant Z (hauteur)	80 ± 23 mm
	Suivant X (largeur)	32 mm
Répétabilité	Suivant Z (hauteur)	0,5 µm
	Suivant X (largeur)	10 µm

Le système capteur comprend une tête (caméra et laser, Figure 2.6) et un contrôleur qui contient une mémoire enregistrant tous les paramètres de mesure du capteur ainsi que les données de profil. La tête du capteur est connectée au contrôleur qui, à son tour, est relié à un ordinateur externe par l'interface USB. Un logiciel constructeur dénommé "LJ-Navigator2" installé sur l'ordinateur externe permet de régler les paramètres de mesure désirés. Plusieurs modes de mesure (hauteur, largeur, section, angle, rayon, distance...) et plusieurs cibles à mesurer sur le profil (crête, bas, point d'inflexion, moyenne, point d'intersection...) sont disponibles et permettent d'obtenir les coordonnées des points d'intersection de la nappe laser avec l'objet à mesurer dans un repère interne au capteur.

2.3.2 Conception du système support du capteur

Dans le contexte de nos travaux, après le dépôt d'une couche, le robot va piloter le capteur monté pour scanner les cordons déposés, où le montage est réalisé par le système support du capteur. Selon les analyses des besoins pratiques, nous avons formalisé deux objectifs principaux de la conception de ce système support :

- Un bon positionnement du capteur sur l'effecteur du robot qui permet au capteur de mesurer les cordons avec la présence de la torche CMT (Figure 2.7) :

Le montage du capteur ne doit pas impacter l'installation de la torche CMT au robot. Quand le robot se met en position de mesure, le positionnement du capteur doit permettre de maintenir les cordons dans sa plage de mesure et en même temps d'éviter la collision avec la torche et d'autres objets expérimentaux.

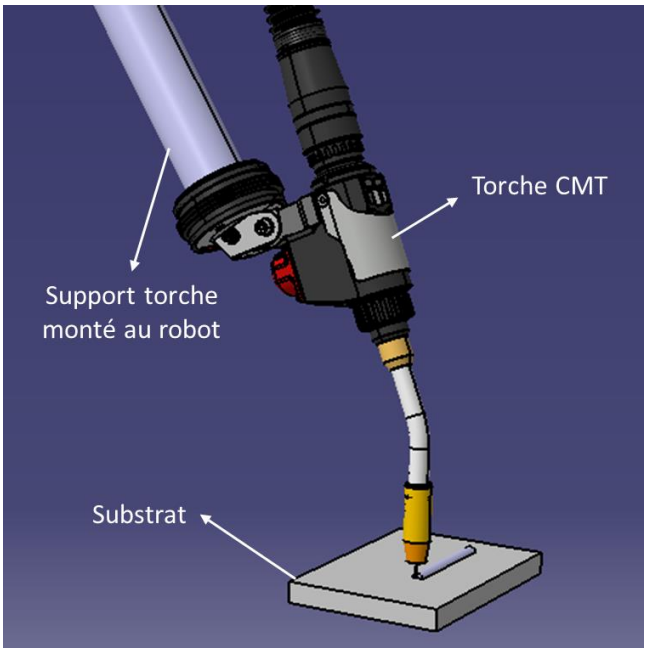


Figure 2.7 L'effecteur terminal du robot pour déposer les cordons par le procédé FAAF

- Précision de positionnement garantie lors de multiples montages et démontages :

Dans le but de protéger le capteur laser des éventuelles projections et de la température élevée pendant le soudage, avant le début de chaque fabrication, nous devons démonter le capteur du robot et le remettre en place à la fin de soudage pour la mesure. En conséquence, le système support doit être composé de deux parties, une partie fixée sur le robot et une autre partie fixée au capteur ; l'assemblage de ces deux parties doit être simple et solide, et présenter une faible erreur de positionnement lors de multiples montages.

Basé sur les objectifs formalisés, la conception du système support du capteur est réalisée : elle consiste à positionner et fixer le capteur sur le support torche monté au robot. Ce système support est composé principalement de 6 pièces (Figure 2.8-(a)) :

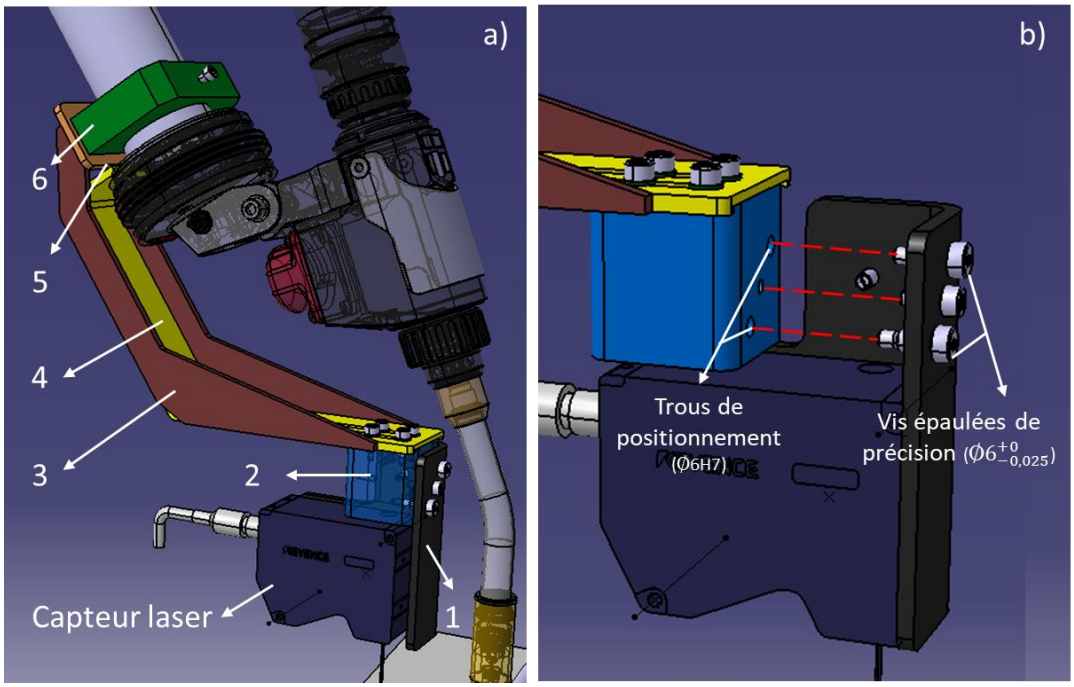


Figure 2.8 Conception du système support du capteur

Le capteur est fixé à la pièce 1 par vis, constituant la partie détachable du système support, qui est démontée et montée chaque fois avant et après la fabrication. Afin de garantir la précision de positionnement entre les pièces 1 et 2 pendant chaque montage, des trous de positionnement sont percés avec précision, permettant l'insertion de deux vis épaulées de précision (Figure 2.8-(b) donne les tolérances de fabrication), deux autres vis sont utilisées pour renforcer le serrage. La pièce 3 représente les deux renforts conçus pour réduire la vibration du système lors du déplacement du robot pendant la mesure ; ces deux renforts seront soudés avec les pièces 4 et 5. La pièce 4 relie les pièces 2 et 5, ses deux rainures droites permettent de régler la position horizontale du capteur. Les pièces 5 et 6 s'occupent de fixer le système sur le support torche.

Les pièces conçues sont fabriquées en acier S235, le système support réalisé (Figure 2.9) est monté sur le robot pour effectuer l'étalonnage du capteur.



Figure 2.9 Système support du capteur réalisé

2.3.3 Étalonnage du capteur

Comme les résultats de mesure sortis du capteur sont basés sur son repère interne, il est nécessaire de connaître la position relative entre le repère capteur (R_c) et le repère outil du robot (R_t) afin de convertir la sortie du capteur en vraie valeur de mesure, qui est l'objectif de cet étalonnage du capteur.

Le centre du repère outil se trouve au bout du fil de la torche CMT (longueur du fil sorti = 15 mm), et le centre du repère capteur est situé au milieu de sa plage de mesure. Selon la conception du système support du capteur, idéalement, la transformation d'orientation entre ces deux repères est une rotation de 180° autour de l'axe x_t (Figure 2.10). Par contre, les erreurs de fabrication des pièces support et les erreurs d'assemblage sont inévitables, qui changent la pose (position et orientation) du repère capteur par rapport au contexte idéal.

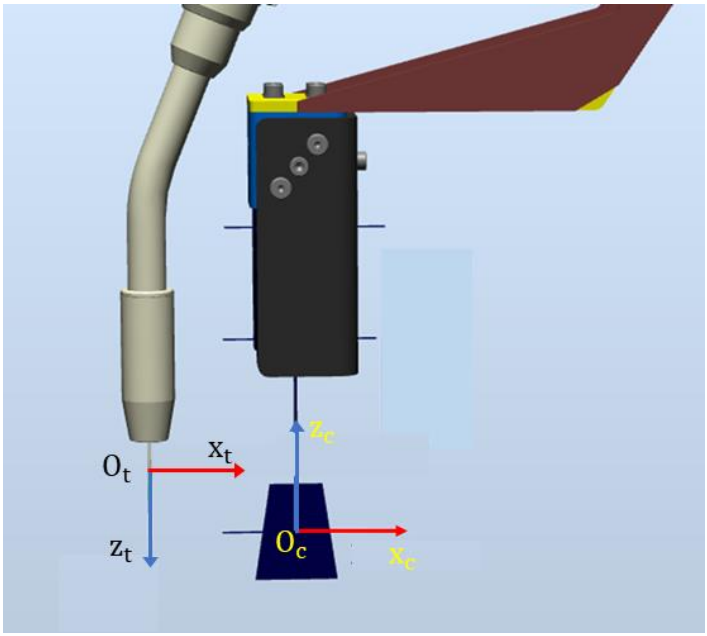


Figure 2.10 Illustration du repère outil et du repère capteur dans le contexte idéal

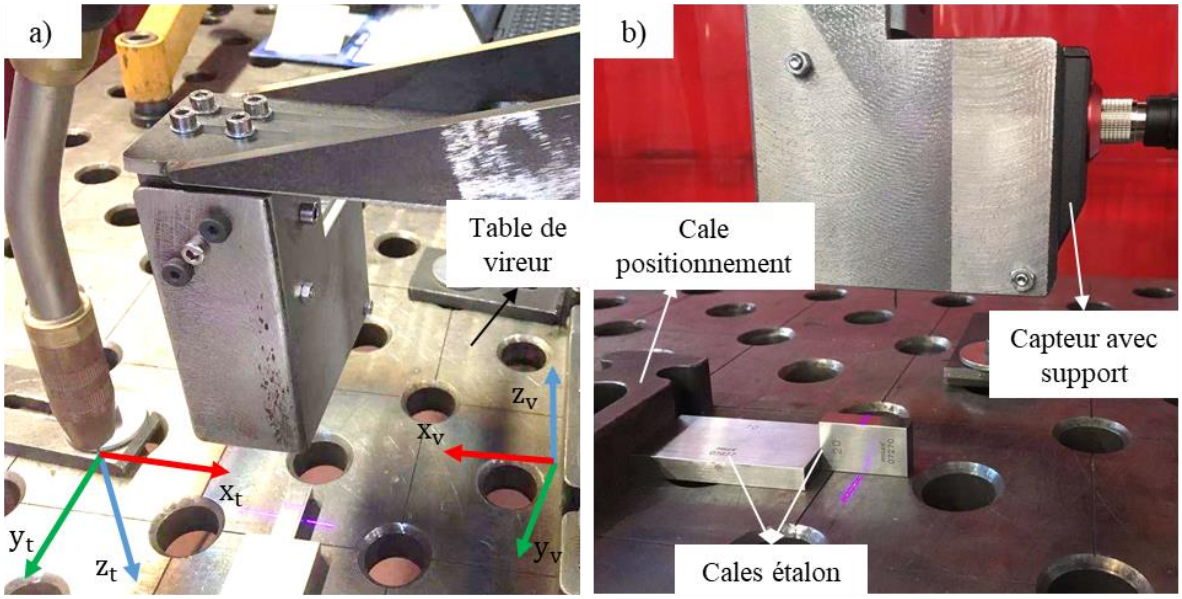


Figure 2.11 Configuration expérimentale de l'étalonnage du capteur

La Figure 2.11 présente la configuration expérimentale de l'étalonnage du capteur. Dans nos travaux, le substrat du dépôt est posé sur la table de vireur, le repère vireur (R_v) est donc pris comme le repère « Workpiece » (repère de référence des mouvements de l'outil) dans la programmation du robot, l'axe z_v est perpendiculaire à la surface de table. Dans le

contexte de l'étalonnage du capteur, nous mettons le repère outil à l'orientation où son axe y_t est coïncident avec l'axe y_v et les deux autres axes ((x_t, x_v) et (z_t, z_v)) sont inverses. Nous étalonnons le capteur par les cales étalons (pièces fabriquées avec haute précision, dont la distance entre deux des faces est parfaitement connue). La cale de positionnement fixée sur la table de vireur nous permet de bien positionner les cales étalons dans le repère vireur : largeur et la longueur des cales étalons sont mises en parallèle aux axes x_v et y_v du repère vireur, respectivement.

Dans cette configuration, le profil de la cale étalon positionnée sur la table de vireur peut être mesuré dans le repère capteur, où une inclinaison est trouvée entre la surface du vireur et l'axe x_c, l'angle concerné (φ de la Figure 2.12) est mesuré à 2,37°. Pour compenser cette déviation angulaire mesurée, une rotation de - φ du repère capteur autour de l'axe y_c est effectué pour que l'axe x_c soit parallèle à la surface de table, cette compensation angulaire est enregistrée dans le contrôleur du capteur.

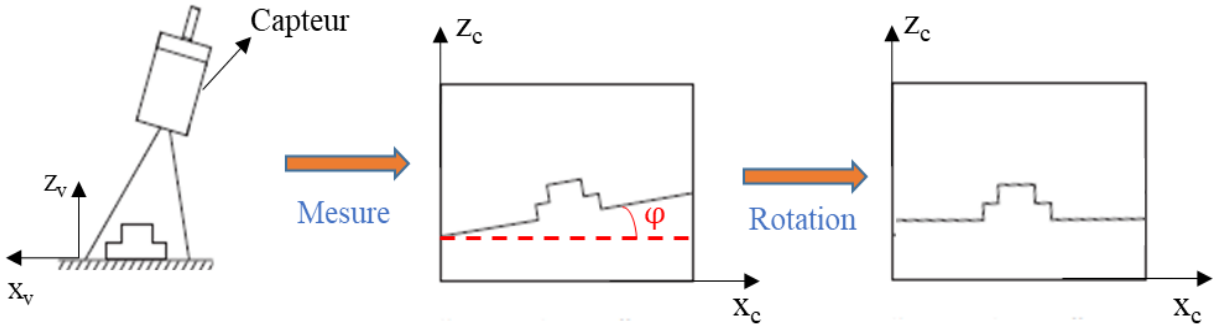


Figure 2.12 Compensation angulaire autour de l'axe y_c

En mesurant les dimensions des cales étalons par le capteur, nous trouvons que grâce à la compensation angulaire sur l'axe y_c, la sortie du capteur en z_c (hauteur) correspond parfaitement à la valeur réelle (10 cales mesurées, erreur absolue < 0,04 mm), cela signifie que l'axe z_c est parallèle à l'axe z_v et l'axe z_t. Par contre, la sortie du capteur en x_c (largeur) doit être multipliée par un facteur de correction f_c = 1,01523 pour que son résultat corresponde à la valeur réelle (10 cales mesurées, erreur absolue < 0,03 mm).

Le vecteur de position du repère capteur dans le repère outil (^tO_c) est également identifié selon les étapes suivantes : 1) noter la position (coordonnées cartésiennes) d'un point au bord du substrat dans le repère capteur et noter en même temps la position du centre du repère outil dans le repère vireur ; 2) positionner le bout du fil au même point, noter à nouveau la position du centre du repère outil dans le repère vireur pour calculer la translation d'outil ; 3) mesurer la longueur du fil sorti, le vecteur de position identifié est [78,201 -9,748 38,274] (mm) représenté dans le repère outil.

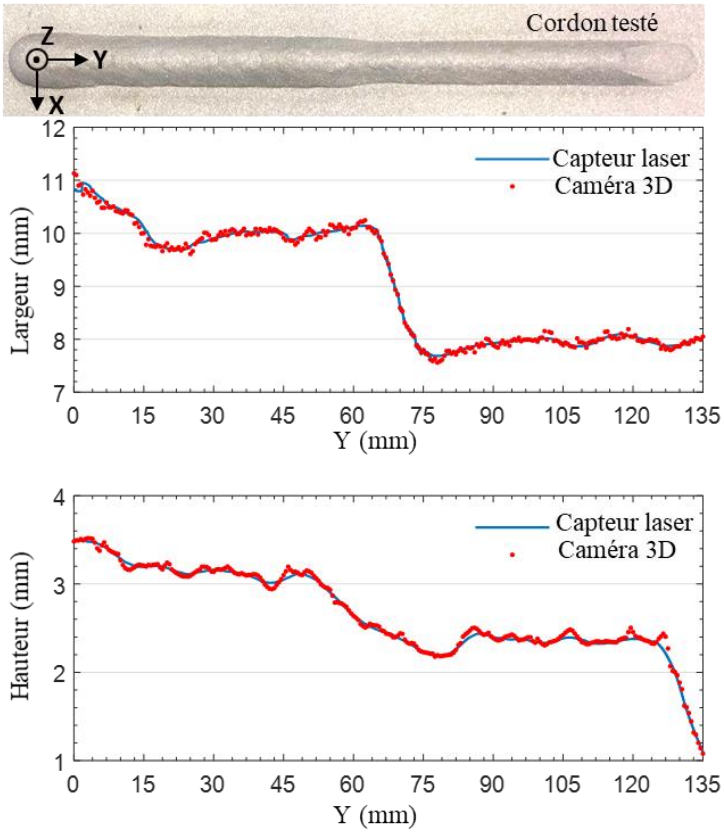


Figure 2.13 Exemple d'un test du capteur laser étalonné

Dans le but de tester l'étalonnage réalisé, 10 cordons de longueur 135 mm sont scannés avec le capteur laser étalonné et une caméra 3D (ATOS Triple Scan). Pendant la mesure, le temps d'échantillonnage du capteur est réglé à 20 Hz, et la vitesse de scan est de 10 mm/s. Cela signifie que les cordons sont mesurés tous les 0,5 mm dans la direction de l'axe Y. Les résultats mesurés (largeur et hauteur du cordon) de ces deux instruments sont comparés (la Figure 2.13 montre un exemple), la moyenne des erreurs relatives est de 0,97%.

2.3.4 Réglage du capteur et acquisition des données sorties

En vue de mesurer la géométrie du cordon (largeur, hauteur, etc.) et l'analyser, nous devons correctement régler le capteur laser et faire l'enregistrement des données sorties du capteur par un ordinateur externe.

Nous présentons le réglage du capteur pour la mesure de la largeur (*L*) et la hauteur (*H*) du cordon, qui sont les deux caractéristiques géométriques les plus importantes du procédé FAAF. La Figure 2.14 présente deux scénarios de la mesure géométrique du procédé FAAF, « Monocouche » (la première couche de fabrication) et « Multicouches ». Comme le procédé fabrique une pièce en superposant les couches des cordons, les deux scénarios doivent tous être envisagés afin de maitriser la géométrie de chaque couche déposée.

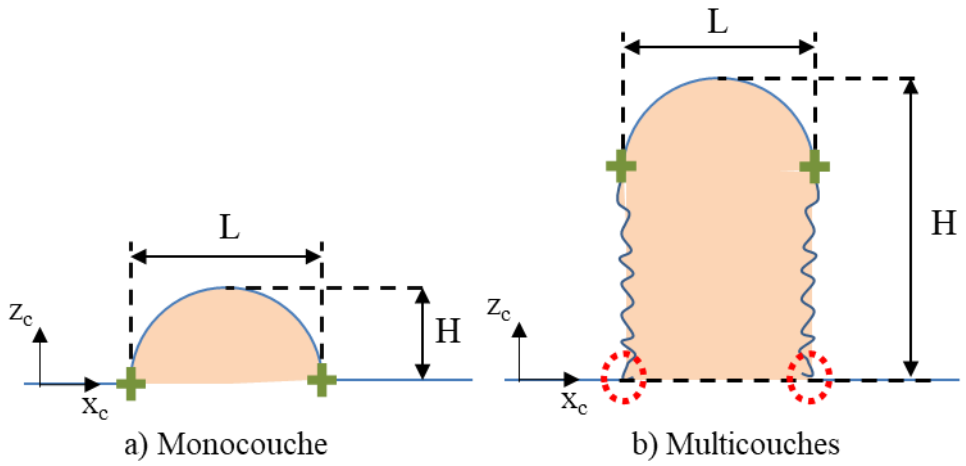


Figure 2.14 Deux scénarios de la mesure des caractéristiques géométriques du cordon

La mesure de la hauteur est réglée par enregistrer le décalage en axe z_c entre le point culminant et la base du profil détecté. Les réglages de la sortie hauteur du capteur sont identiques pour les deux scénarios différents, par contre, celui de largeur varie entre les scénarios. La largeur est définie comme étant la distance sur l'axe x_c entre les deux points d'inflexion de la dernière couche déposée. Donc en cas de « Multicouches », les deux points d'inflexion détectés doivent être de la couche plus haute (en vert sur la Figure 2.14-(b)) au lieu des deux points situés en bas (en rouge). Ce réglage de la mesure adaptative de largeur est réalisé en modifiant la mode « Largeur » dans le contrôleur du capteur, il est ensuite vérifié avec les cordons de différentes couches. La Figure 2.15 montre les résultats

de mesure du capteur, où les petits carrés bleus représentent les points d'inflexion détectés pour la mesure de largeur. Il faut noter que les mesures des autres caractéristiques géométriques du cordon telles que la section transversale et l'angle de contact peuvent être facilement réglées dans le contrôleur du capteur (mode « section », « angle », etc.), qui ne sont pas présentées ici.

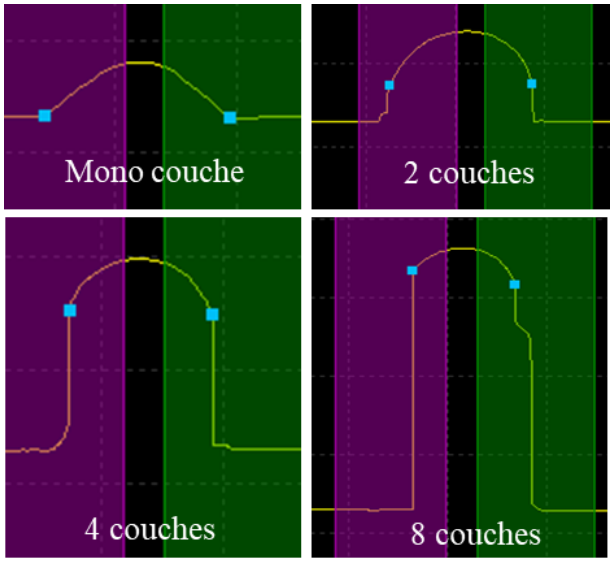


Figure 2.15 Résultats des tests du réglage du capteur pour la mesure adaptive de largeur

Dans le but d'extraire les résultats de mesure du capteur par l'ordinateur externe connecté au contrôleur du capteur, un système d'acquisition basé sur le programme C++ est développé. Il permet d'établir la communication entre capteur et ordinateur, et d'enregistrer en temps réel les sorties du capteur sur l'ordinateur. Ce système d'acquisition des données sorties du capteur fonctionne selon les étapes suivantes : 1) au démarrage du programme C++, il établit la communication avec le capteur ; 2) le système se met en état "attente" avant que le capteur ne détecte un cordon ; 3) il commence à enregistrer en temps réel les sorties du capteur dès qu'il perçoit un cordon ; 4) l'enregistrement s'arrête automatiquement à la fin du cordon. Le système d'acquisition est testé et validé à la fois sur une pièce monocouche et sur une pièce multicouche.

2.4 Le système expérimental établi

Le système expérimental établi pour le procédé FAAF robotisé est illustré dans la Figure 2.16. La source de puissance de soudage CMT (modèle TPS320i du fabricant Fronius) et le robot ABB IRB 8700 sont connectés par l'intermédiaire de l'armoire de commande du robot. En fonction du programme entré, l'armoire de commande coordonne à la fois les mouvements du robot et l'opération de soudage. Avec la torche CMT montée, le robot s'occupe d'exécuter la trajectoire de dépôt.

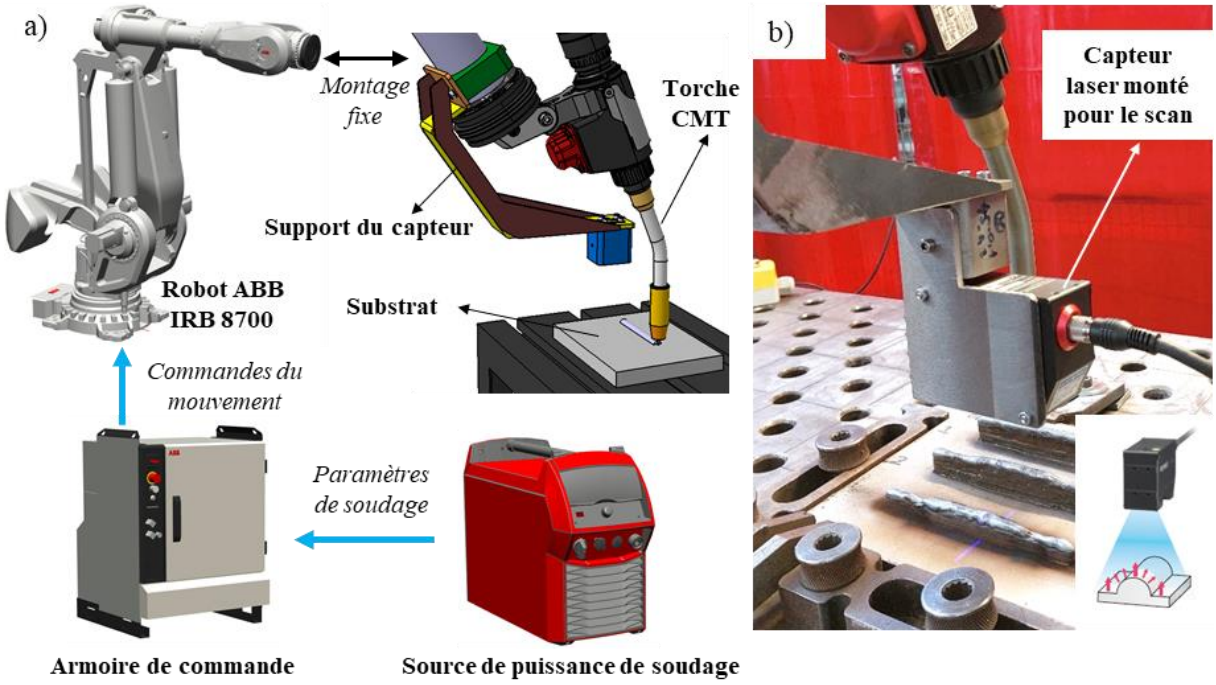


Figure 2.16 Illustration du système expérimental établi

Tableau 2.3

Composition chimique nominale du fil ER100

Elément	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	P	S	V	Ti	Zr	Al	Cu	Fe
wt.%	0,08	0,54	1,66	0,25	1,58	0,47	0,007	0,01	0,002	0,05	0,001	0,002	0,14	Bal.

Le matériau du fil-électrode consommable est de l'acier à haute limite d'élasticité ER100 (A5.28 selon la norme « American Welding Society (AWS) » ou G 69 6 M21 Mn4Ni1.5CrMo selon la norme ISO 16834) avec un diamètre de 1,2 mm. La composition

chimique nominale du fil est indiquée dans le Tableau 2.3. Un mélange gazeux d'Ar (82 %) et de CO_2 (18 %) avec un débit de 18 L/min est utilisé pour la protection gazeuse. Les cordons sont déposés sur le substrat, qui est fait d'acier S235 d'épaisseur de 20 mm. Avant le dépôt, le substrat est sablé pour éliminer les oxydes et maintenir une bonne et homogène qualité de surface. Pendant le dépôt, la torche est maintenue perpendiculairement au substrat, et la distance buse-plaque est fixée à 15 mm. Après le dépôt d'une couche, le capteur laser LJ-V7080 de marque Keyence est monté sur le robot pour scanner et mesurer la géométrie des cordons déposés (Figure 2.16-(b)), le montage est réalisé par le système support du capteur. Dans le but de protéger le capteur des éventuelles projections et de la température élevée pendant le soudage, il est démonté du robot avant le dépôt de la couche suivante.

2.5 Conclusion

La mise en place du système expérimental pour le procédé FAAF (Fabrication additive par arc-fil) robotisé est présentée dans ce chapitre. Le système expérimental comprend trois parties principales : la source de puissance de soudage CMT (Cold metal transfer) du type Fronius TPS320i, le robot manipulateur sériel ABB IRB 8700 et le capteur laser LJ-V7080 de marque Keyence. Les conclusions suivantes peuvent être formulées :

- Le positionnement cartésien du robot doit être très précis afin de garantir la qualité de la fabrication FAAF. Le modèle géométrique direct identifié nous permet de connaître précisément (erreur < 0,02%) la position et l'orientation de la torche CMT montée par la mesure des positions angulaires des six axes du robot.

- Le capteur laser est intégré pour mesurer la géométrie des cordons déposés. Un système support est conçu afin de positionner et fixer le capteur sur le robot. Après l'étalonnage du capteur, les réglages sont réalisés dans son contrôleur pour qu'il puisse sortir directement les caractéristiques géométriques des cordons mesurés. Un système d'acquisition est également développé qui permet d'extraire automatiquement les sorties du capteur en temps réel par un ordinateur externe.

- Dans le système expérimental établi, le robot s’occupe d’exécuter la trajectoire du dépôt et son armoire de commande coordonne les mouvements du robot et le soudage CMT. La géométrie de chaque couche déposée est maitrisée sur place par la mesure du capteur laser. La mise en place de ce système expérimental donne la possibilité d'automatiser le procédé FAAF, et permet d’approfondir les études et les améliorations du procédé dans les chapitres suivants.

3. Modélisation du procédé

3.1 INTRODUCTION 54
3.2 ENTREES ET SORTIES DU MODELE 56
3.2.1 Sélection des entrées et des sorties 56
3.2.2 Limites des paramètres d'entrée du modèle 57
3.3 MODELE AVEC DES RESEAUX DE NEURONES ARTIFICIELS 60
3.3.1 Réseaux de neurones artificiels (ANN) 60
3.3.2 Établissement du modèle ANN 62
3.4 MODELE GEOMETRIQUE DU MONO-CORDON 67
3.5 MODELE STATIQUE COMBINE 71
3.6 CONCLUSION 74

3.1 Introduction

Dans le procédé FAAF (Fabrication additive par arc-fil), la géométrie du mono-cordon joue un rôle important dans la détermination de la qualité de surface et de la précision dimensionnelle des pièces déposées. Par conséquent, de nombreuses recherches ont été axées sur la détermination des effets des paramètres du procédé sur la géométrie du mono-cordon. Dans le cas de la FAAF de l'acier bainitique, Youheng et al. [89] ont étudié l'effet de l'interaction de la vitesse d'alimentation du fil (V_{fil}) et de la vitesse d'avance de la torche (V_{avance}) sur la largeur (L) et la hauteur (H) du cordon. Il a été observé que L/H diminue lorsque la vitesse du fil est augmentée pour tous les niveaux de la vitesse d'avance. Ayarkwa et al. [90] ont constaté que le facteur clé est le rapport entre la vitesse du fil et la vitesse d'avance (i.e. V_{fil}/V_{avance}) : l'augmentation de ce rapport a permis d'augmenter la largeur et la hauteur du cordon des murs en aluminium fabriqués par CMT (Cold metal transfer). Kazanas et al. [55] ont étudié la fabrication de murs inclinés en acier et en aluminium par CMT, le rapport V_{fil}/V_{avance} étant maintenu constant. Ils ont constaté que la vitesse d'avance est un facteur majeur pour la qualité géométrique du mur, et qu'une valeur comprise entre 0,2 et 0,25 m/min donne la plus faible ondulation de surface.

Outre la vitesse du fil et la vitesse d'avance, la température inter-couche (T_{int}, la température de la pièce au début du dépôt de la couche suivante ou la température du substrat pour un dépôt monocouche) est également un paramètre fréquemment discuté [91]–[93]. La plupart des études se sont concentrées sur son influence sur l'évolution microstructurale et les propriétés mécaniques des pièces fabriquées. Dans le cadre du dépôt d'une simple pièce Ti-Al par FAAF, il a été découvert qu'un changement de la température inter-couche de 100 °C à 500 °C diminue la fraction de la phase alpha dans la microstructure, donc réduit sa dureté [94]. Dans la fabrication des composants Fe-Al par FAAF, une température inter-couche mal contrôlée a été signalée responsable de produire une fissuration longitudinale et une contrainte résiduelle élevée dans les premières couches des composants [95]. Il a également été démontré que la température inter-couche est un autre facteur critique qui influence la précision géométrique du procédé FAAF. Avec d'autres paramètres maintenus constants, les géométries des cordons varient le long de la

direction de construction en raison de l'augmentation de la température inter-couche dans la FAAF de Ti6Al4V [54]. Xiong et al. [96] ont étudié l'influence des paramètres sur la rugosité de surface fabriquée et ont conclu que la diminution de la température inter-couche est associée à une augmentation de la qualité de surface des pièces à paroi mince. Dans l'étude de [97], la qualité géométrique des pièces à paroi mince en acier s'est améliorée lorsque la température inter-couche a diminué dans le procédé FAAF.

Afin d'obtenir une haute qualité de surface et une précision dimensionnelle élevée en FAAF, tous les cordons déposés dans chaque couche doivent être prédictibles et contrôlables [98]. Ainsi, il est essentiel de développer un modèle du procédé qui permet de prédire la géométrie du cordon à partir des paramètres du procédé. Sequeira Almeida and Williams [99] ont développé un modèle pour le procédé FAAF CMT, ils ont utilisé une analyse de régression pour prédire la géométrie du cordon à partir du diamètre du fil d'apport, de la vitesse du fil et du rapport V_{fil}/V_{avance}. Xiong et al. [100] ont établi des modèles reliant les variables du procédé FAAF (vitesse du fil, vitesse d'avance, tension et distance buse-plaque) à la géométrie du cordon (largeur et hauteur) en utilisant les réseaux de neurones artificiels (Artificial neural network en anglais, ANN) et une analyse de régression de second ordre. Grâce à un modèle analytique, Ríos et al. [101] ont prédit la largeur et la hauteur du cordon à partir des paramètres du procédé (température inter-couche incluse) dans la FAAF GTAW (Gas tungsten arc welding) pulsé et PAW (Plasma arc welding), où la température inter-couche a entraîné des variations significatives de la géométrie du cordon. Dans d'autres domaines connexes, Nagesh and Datta [102] ont utilisé l'ANN pour associer les variables du procédé à la géométrie du cordon dans le soudage à l'arc métallique blindé. Rao et al. [103] ont appliqué une régression linéaire à la modélisation du soudage GMAW (Gas metal arc welding) pulsé pour la prédiction de la géométrie du cordon.

Cependant, peu de choses ont été rapportées sur la prise en compte de la température inter-couche dans la modélisation de la FAAF CMT pour la prédiction de la géométrie du cordon. Un modèle qui ne tient pas compte de l'effet de la température inter-couche pourrait s'avérer peu pratique pour prédire avec précision la géométrie du cordon dans la FAAF multicouche, où la température inter-couche varie d'une couche à l'autre en raison de

l'accumulation de chaleur. Lors du dépôt d'une pièce multicouche par la FAAF CMT, il a été constaté que 15 à 26 couches de dépôt sont nécessaires pour que la température inter-couche se stabilise [104]. Pour éviter l'influence de la température inter-couche, la solution habituelle est comme celle proposée par Spencer et al. [2], où, en vue d'améliorer la qualité de la surface, la couche déposée est refroidie à une certaine température inférieure (120 °C dans l'étude citée) avant de déposer une nouvelle couche, mais au prix d'une productivité réduite (le temps de refroidissement représente plus du double du temps de fabrication réel). Cet effet sur la productivité pourrait s'aggraver lors de la production de grandes pièces en raison du temps de refroidissement beaucoup plus long.

Dans ce chapitre, avec la prise en compte de la température inter-couche et d'autres paramètres du procédé (la vitesse du fil et la vitesse d'avance), la prédiction de la géométrie du cordon est réalisée par le développement d'un modèle statique combiné, basé sur la connexion d'un modèle ANN et d'un modèle géométrique du mono-cordon. L'angle de contact est introduit pour développer le modèle géométrique du cordon, c'est un facteur essentiel du soudage CMT, qui détermine directement la géométrie du cordon [105]. À différentes températures inter-couches, le modèle statique combiné permet de prédire la géométrie du cordon avec précision (erreur moyenne < 5,1%), ce qui contribue par conséquent à améliorer la stabilité et la contrôlabilité du procédé. L'effet général de la température inter-couche sur la géométrie du cordon est également étudié.

3.2 Entrées et sorties du modèle

3.2.1 Sélection des entrées et des sorties

Dans le générateur de soudage CMT, selon les données fournies (matériau et diamètre du fil, mode de soudage, type de gaz de protection), les paramètres de tension et de courant de soudage sont automatiquement ajustés en fonction de la vitesse du fil entrée par l'utilisateur pour obtenir un transfert de métal stable et continu (loi de synergie). Dans le système expérimental établi (présenté dans la section 2.4) pour nos travaux, le procédé FAAF CMT est robotisé par un robot industriel à six axes (ABB IRB8700) qui s'occupe d'exécuter la trajectoire de dépôt, où la torche soudage est maintenue perpendiculairement au substrat et la distance buse-plaque est fixée à 15 mm. Ainsi, du côté du robot, le plus

important paramètre à entrer pour commander la géométrie du cordon reste la vitesse de déplacement pendant le dépôt, c'est-à-dire la vitesse d'avance.

Par conséquent, les trois paramètres indépendants du procédé, la vitesse du fil, la vitesse d'avance et la température inter-couche sont sélectionnés comme les entrées du modèle à établir. La largeur (L), la hauteur (H) et l'angle de contact (θ_c, également appelé angle de mouillage) (les caractéristiques géométriques du mono-cordon) sont pris comme les sorties que nous souhaitons prédire par la modélisation. Ces caractéristiques sont illustrées à la Figure 3.1 (schéma de la section transversale du mono-cordon).

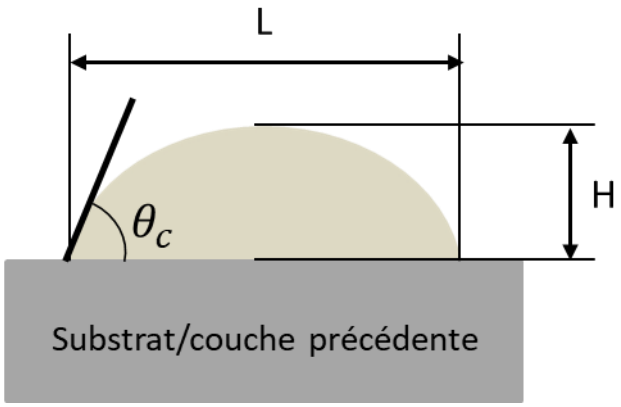


Figure 3.1 Schéma de la section transversale du mono-cordon

L'angle de contact à l'interface solide-liquide-gaz est l'angle selon lequel le cordon liquide interagit avec le substrat (ou la couche précédente) ; ainsi, lorsque le taux de dépôt est constant, une variation de l'angle de contact affecte directement la géométrie finale du cordon après solidification. De plus, dans le cas d'un dépôt multi-cordon, la qualité du chevauchement dépend également de l'angle de contact du cordon [106]. Par conséquent, la prédiction de l'angle de contact aide considérablement à la sélection d'un cordon approprié pour le procédé FAAF, c'est pourquoi il est inclus dans les sorties.

3.2.2 Limites des paramètres d'entrée du modèle

En vue de concevoir les expériences de modélisation, il est essentiel de d'abord déterminer le domaine opératoire de fabrication, c'est-à-dire les valeurs limites des paramètres d'entrée du modèle. En déposant les mono-cordons à T_{int} = 20 °C (température

ambiante), les limites des paramètres de vitesse du fil et vitesse d'avance du procédé sont déterminées (Tableau 3.1) par un ensemble des essais préliminaires, qui garantissent que la géométrie du cordon ne présente aucun défaut. Il est important de préciser que la loi de synergie CMT monte rarement à plus de 10 m/min en vitesse de fil, car il n'est pas possible de rester sur un mode de transfert de type court-circuit lorsque le niveau d'intensité devient élevé. En plus, une vitesse d'avance trop élevée engendre des instabilités du bain de fusion, la Figure 3.2 présente un exemple de mono-cordon avec une irrégularité géométrique au départ qui est due à la vitesse d'avance importante.

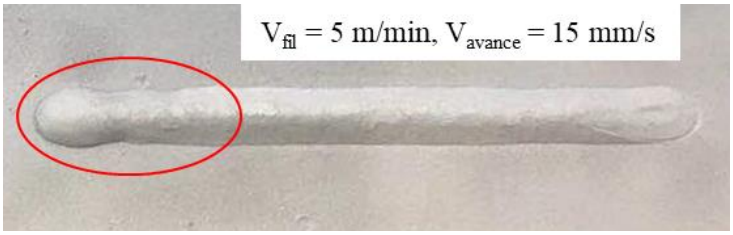


Figure 3.2 Exemple de l'instabilité géométrique générée par V_{avance} élevée

Tableau 3.1

Valeurs limites des paramètres d'entrée à différents niveaux

	Niveau 1	Niveau 2	Niveau 3	Niveau 4	Niveau 5
V_{fil} (m/min)	5,0	6,0	7,5	9,0	10,0
V_{avance} (mm/s)	6,0	7,6	10,0	12,4	14,0
T_{int} (°C)	50,0	160,0	325,0	490,0	600,0

Afin de déterminer la limite de la température inter-couche pour le dépôt multicouche, les murs mono-cordons de 20 couches sont montés en continu (sans refroidissement inter-couche), et l'évolution de la température inter-couche est surveillée par la caméra thermique TIM400 de Micro-Epsilon. La température varie légèrement avec la position d'échantillonnage sur une couche, donc la température moyenne de la couche au sommet de mur est considérée comme la valeur de température inter-couche. Pendant la fabrication, le temps inter-couche est fixé à 15 s (où l'arc électrique est éteint et le robot déplace vers le point de départ du dépôt suivant). Pour les murs montés, il est constaté qu'à partir de 15-17 couches de dépôt, la dissipation et l'apport de chaleur atteignent progressivement l'équilibre, la température inter-couche commence à se stabiliser, et la valeur stable se

trouve toujours à moins de 600 °C, où l'effondrement se manifeste à cause de l'importante accumulation de chaleur. Le Tableau 3.1 donne les valeurs limites des paramètres d'entrée du modèle avec une division de cinq niveaux pour la conception des expériences.

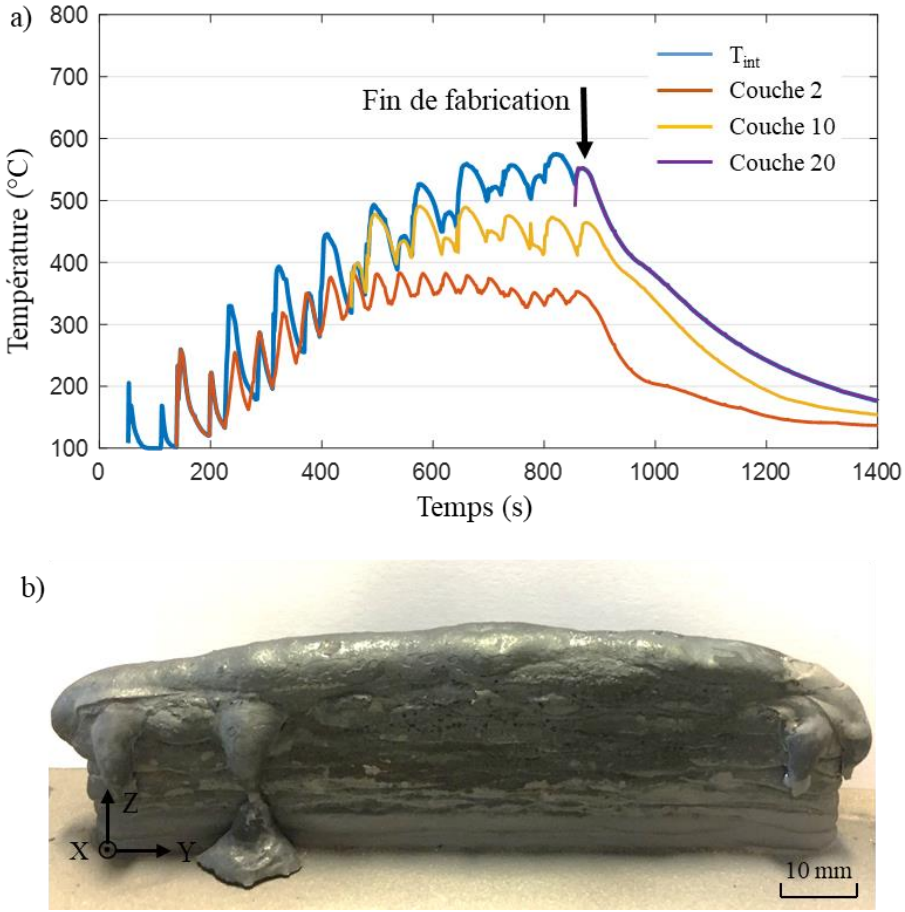


Figure 3.3 (a) L'évolution de la température inter-couche du mur monté avec V_{fil} = 7,5 m/min, V_{avance} = 7,0 mm/s, (b) l'effondrement aux dernières couches du mur

La Figure 3.3 présente l'évolution de la température inter-couche du mur monté avec vitesse du fil = 7,5 m/min, vitesse d'avance = 7,0 mm/s et son effondrement aux dernières couches. Dans le dépôt du mur, la chaleur est dissipée en partie vers le substrat par les couches précédemment déposées et en partie dans l'air par convection et rayonnement. Lorsque la hauteur du mur augmente, la résistance de la conduction thermique vers le substrat s'élève rapidement, et une quantité croissante de chaleur est dissipée dans l'air. Donc la dissipation de la chaleur devient moins efficace, ce qui ralentit la solidification du bain de fusion et conduit à l'effondrement du mur. La température inter-couche stabilisée

décroît rapidement pendant les 75 premières secondes après la fin de la fabrication (environ 2 °C/s), puis diminue de plus en plus lentement (plus de 7 minutes de 400 °C à 180 °C).

3.3 Modèle avec des réseaux de neurones artificiels

Dans le procédé FAAF CMT, de nombreux mécanismes physiques, notamment thermiques, sont impliqués et agissent directement sur la géométrie du cordon [107], ce qui conduit à des relations complexes entre les paramètres du procédé et la géométrie du cordon. Les réseaux de neurones artificiels se sont avérés être une méthode efficace pour traiter des relations complexes entre des entrées et des sorties : ils sont capables de prédire le résultat en fonction de paramètres d'entrée prédéfinis et d'optimiser les procédés de fabrication, en particulier pour la forte non-linéarité du procédé de soudage [108].

3.3.1 Réseaux de neurones artificiels (ANN)

Les réseaux de neurones artificiels (ANN) sont une modélisation mathématique du cerveau humain, le but initial de cette modélisation est de reproduire les capacités du cerveau humain à interpoler ou à classifier des informations. L'ANN représente les réseaux d'unités de calcul élémentaires interconnectées, il fait en sorte que le modèle de réseaux s'adapte le mieux possible à l'ensemble des données en rendant l'écart entre les valeurs prédites et réelles aussi faible que possible [109].

Le neurone est l'élément de base du réseau, il est composé d'une série d'entrées et d'une sortie (Figure 3.4). Chaque entrée (x_i) vient soit de la sortie d'un autre neurone, soit directement d'une entrée du réseau. Toutes les entrées sont pondérées de manière indépendantes par le poids w_{ij} avant leur somme ; une fonction d'activation non-linéaire (f, la plus courante est une fonction de type sigmoïde) est appliquée pour calculer la sortie de neurone (y_j) ; le biais (b_j) qui représente le seuil d'activation du neurone permet de déplacer la courbe de la fonction d'activation horizontalement afin de mieux adapter la prédiction aux données.

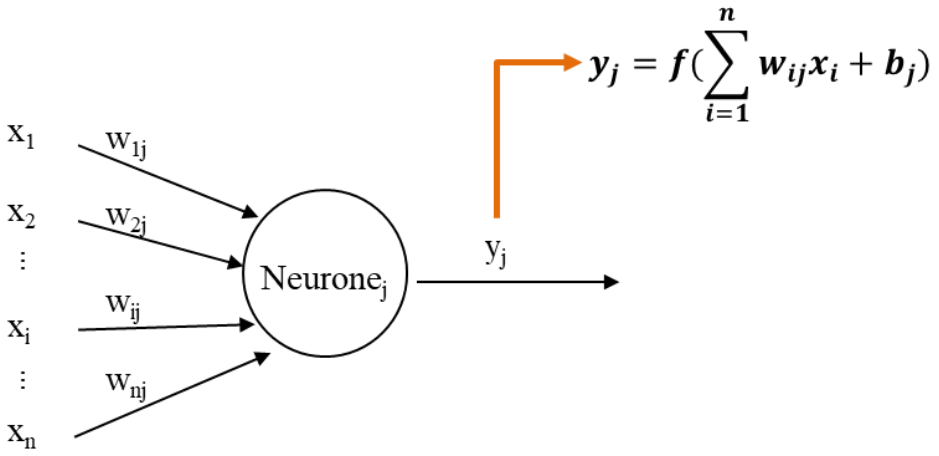


Figure 3.4 Illustration du fonctionnement d'un neurone

Un ANN est formé par la connexion de nombreux neurones différents. Le perceptron multicouche est une topologie d'ANN de type feed-forward (présenté dans la Figure 3.5). Il est constitué d'une couche d'entrées, de quelques couches cachées (≥ 0) et d'une couche de sorties. La première couche est reliée aux entrées puis chaque couche est reliée à la précédente. Les résultats du perceptron sont à la dernière couche du réseau.

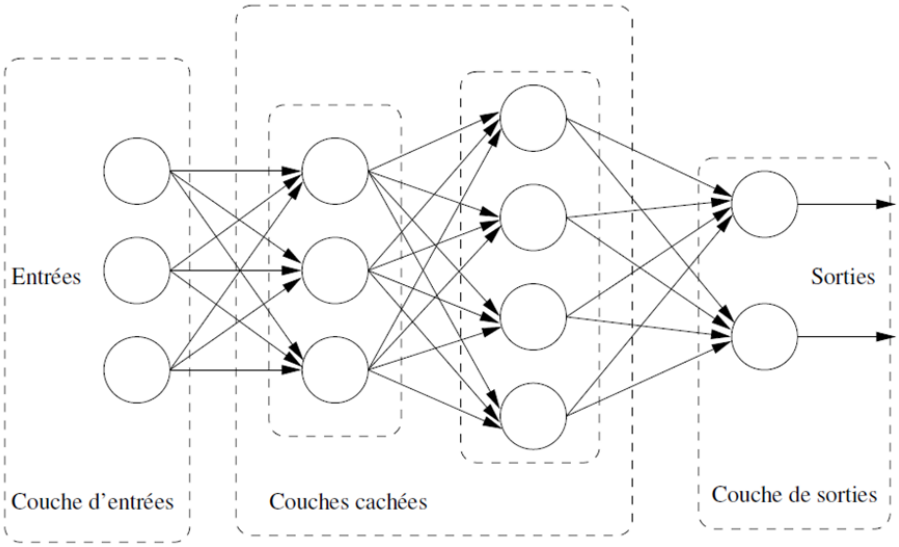


Figure 3.5 La topologie perceptron multicouche d'ANN

L'apprentissage d'un ANN est une phase où les caractéristiques (les poids w_{ij} et les biais b_j des neurones) du réseau sont modifiées jusqu'à ce que l'erreur de sortie soit inférieure au seuil demandé. Différents algorithmes ont été développés pour l'apprentissage d'ANN,

l'algorithme Rétro-propagation du gradient est le plus utilisé, son principe est de suivre la pente de l'erreur dans le but d'atteindre un minimum [110].

3.3.2 Établissement du modèle ANN

Afin de prédire la géométrie du mono-cordon dans notre cas, un ANN du perceptron multicouche avec une couche cachée est appliqué, cette structure est la plus simple et plus couramment utilisée, elle permet au réseau de simuler la non-linéarité dans des systèmes pratiques [111]. La Figure 3.6 présente son schéma. Les neurones des différentes couches sont responsables de la mise en correspondance non-linéaire entre les entrées (vitesse du fil, vitesse d'avance, température inter-couche) et les sorties (largeur, hauteur, angle de contact). Généralement, avec les données d'apprentissage fournies par les expériences, les sorties du réseau sont comparées aux sorties souhaitées, l'algorithme d'apprentissage Rétro-propagation du gradient est appliqué afin de minimiser les erreurs.

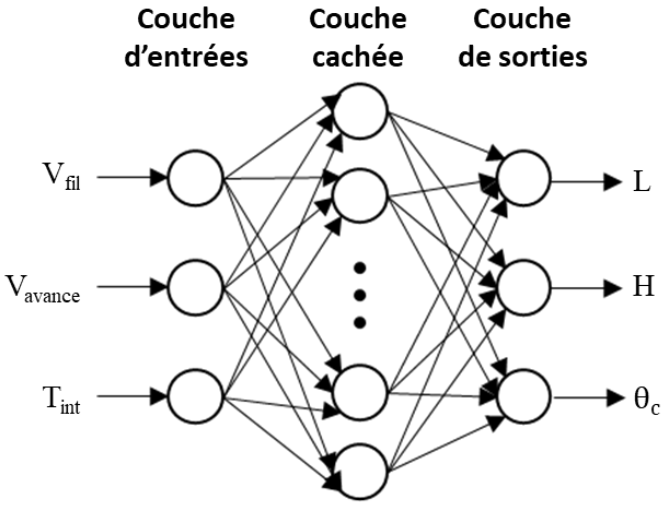


Figure 3.6 Schéma du modèle ANN du procédé mis en œuvre

En vue de garantir l'intégrité et la suffisance des données expérimentales recueillies pour l'apprentissage d'ANN, les expériences sont conçues par la méthode « central composite design » avec trois paramètres divisés en cinq niveaux (comme indiqué dans le Tableau 3.1).

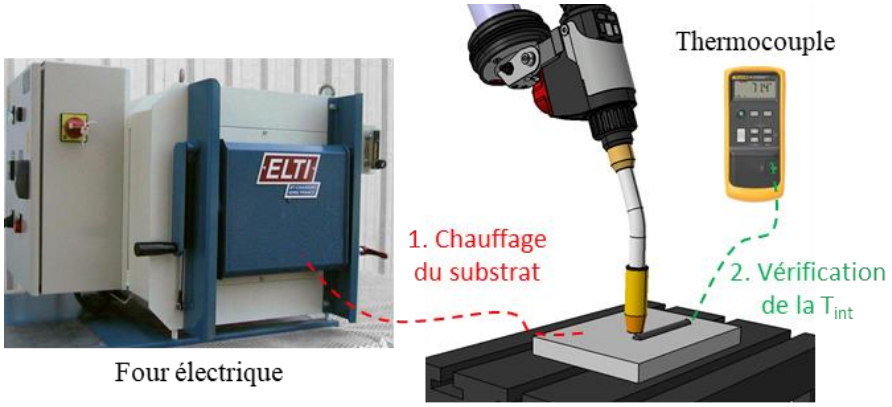


Figure 3.7 Four électrique et thermocouple utilisés dans les expériences de modélisation

Dans les expériences de modélisation, les mono-cordons sont déposés sur le substrat avec des valeurs de paramètres d'entrée spécifiées. En plus du système expérimental établi (section 2.4), un four électrique (ELTI Easylab 304, présenté dans la Figure 3.7) est utilisé pour chauffer le substrat et atteindre les températures inter-couches requises (au niveau des cordons monocouches, la température inter-couche est la température de surface du substrat). Le substrat est retiré du four avant le début du dépôt et sa température de surface est vérifiée à l'aide d'un thermocouple de contact au point de départ du dépôt des cordons, en vue de s'assurer que la température souhaitée est atteinte. Comme illustré dans la Figure 3.8, la longueur de dépôt de chaque mono-cordon est fixée à 100 mm, et la section centrale de 50 mm est prise comme zone d'acquisition des données mesurées ; c'est là que la géométrie du cordon est stable, alors que le début et la fin du cordon correspondent aux phases d'amorçage et d'extinction de l'arc électrique, qui dégradent la stabilité de la géométrie du cordon. La valeur moyenne des données acquises est prise comme résultat final de la mesure.



Figure 3.8 Illustration d'un mono-cordon déposé dans les expériences de modélisation

Tableau 3.2

Données expérimentales pour l'apprentissage d'ANN

No.	Entrées			Sorties		
	V_{fil} (m/min)	V_{avance} (mm/s)	T_{int} (°C)	L (mm)	H (mm)	θ_C (°)
1	6,00	7,60	160,00	8,25	3,01	50,95
2	6,00	7,60	490,00	8,75	2,45	44,56
3	6,00	12,40	160,00	6,83	2,42	52,19
4	6,00	12,40	490,00	7,14	1,90	45,10
5	9,00	7,60	160,00	9,17	3,88	53,05
6	9,00	7,60	490,00	9,20	3,46	52,49
7	9,00	12,40	160,00	7,86	3,15	54,55
8	9,00	12,40	490,00	7,23	2,99	54,15
9	5,00	10,00	325,00	8,14	1,90	39,42
10	10,00	10,00	325,00	9,72	3,38	50,13
11	7,50	6,00	325,00	11,82	3,37	40,19
12	7,50	14,00	325,00	7,97	2,15	41,06
13	7,50	10,00	50,00	9,42	3,06	46,23
14	7,50	10,00	600,00	7,52	3,20	55,49
15	7,50	10,00	325,00	9,60	2,64	40,99
16	7,50	8,00	100,00	9,24	3,41	50,00
17	6,10	9,00	300,00	7,32	3,01	53,27
18	6,30	7,00	500,00	8,36	3,31	52,50
19	7,40	14,00	50,00	7,56	2,32	48,18
20	6,50	14,00	600,00	6,53	2,38	55,61
21	7,20	6,00	325,00	11,45	3,35	42,01
22	7,20	10,00	325,00	9,49	2,48	39,26
23	5,30	10,00	325,00	8,21	2,02	41,96
24	7,40	10,00	325,00	9,58	2,59	41,52
25	7,10	10,00	325,00	9,27	2,42	40,10
26	7,00	14,00	325,00	7,96	2,08	41,14
27	6,30	12,00	500,00	7,12	2,43	52,98
28	6,10	14,00	300,00	6,20	2,39	56,44
29	7,10	10,00	325,00	9,19	2,48	40,23
30	7,40	10,00	325,00	9,55	2,61	41,49

Trente expériences sont réalisées pour fournir les données de l'apprentissage d'ANN. Le Tableau 3.2 montre les différentes combinaisons de paramètres d'entrée et les sorties correspondantes, où expériences No. 1 à 15 proviennent de la conception des expériences, et expériences No. 16 à 30 sont ajoutées en supplément pour enrichir les données d'apprentissage. Les données collectées sont ensuite normalisées linéairement dans

l'intervalle [0, 1] avant l'apprentissage pour garantir que chaque paramètre d'entrée a le même effet sur le réseau pendant l'apprentissage.

Le nombre de neurones dans la couche cachée influence la performance de l'apprentissage d'ANN. Comme il n'existe pas de règle générale pour la sélection de ce nombre, il est généralement déterminé par essais et erreurs pour obtenir une erreur de prédiction acceptable. Les erreurs de prédiction sont calculées par « Mean square error » (MSE) définie dans l'équation (3.1) comme fonction de performance de l'apprentissage.

$$MSE = \frac{1}{2MN}\sum_{i=1}^{M}\sum_{k=1}^{N}\left(y_r^{ik} - y_p^{ik}\right)^2 \tag{3.1}$$

Ici, *M* représente la quantité de données, *N* est le nombre de sorties, y_r^{ik} et y_p^{ik} sont respectivement les valeurs de sortie réelles et prédites. Différents nombres de neurones sont testés dans les expériences d'apprentissage, une couche cachée avec 14 neurones est finalement adoptée, où le *MSE* minimum de $3{,}23 \times 10^{-5}$ est obtenu. Il est constaté qu'un nombre de neurones supérieur à 14 entraine le surapprentissage, qui nuit à la performance du réseau. Le Tableau 3.3-(a) présente les résultats de d'apprentissage d'ANN sous forme d'erreur de prédiction (%) pour chaque sortie.

Tableau 3.3

a) Résultats de l'apprentissage d'ANN

Sorties		*L*	*H*	θ_C
Erreur de prédiction (%)	Maximale	2,64	2,68	1,07
	Moyenne	0,91	0,84	0,61

b) Résultats des tests du modèle ANN établi

Sorties		*L*	*H*	θ_C
Erreur de prédiction (%)	Maximale	11,01	10,89	4,75
	Moyenne	6,70	7,83	2,97

Après l'apprentissage, il est nécessaire de tester le modèle ANN par des données inconnues du modèle, afin d'évaluer son efficacité. Ainsi, 21 expériences supplémentaires sont réalisées, où les combinaisons des paramètres d'entrée sont différentes de celles de l'apprentissage. Le Tableau 3.4 montre les données expérimentales des tests du modèle.

Tableau 3.4

Données expérimentales des tests du modèle ANN établi

No.	Entrées			Sorties		
	V_{fil} (m/min)	V_{avance} (mm/s)	T_{int} (°C)	L (mm)	H (mm)	θ_c (°)
1	5,70	10,00	500,00	7,97	2,14	43,34
2	6,90	10,00	500,00	8,09	2,82	48,83
3	9,10	10,00	500,00	8,55	3,36	48,40
4	5,10	10,00	250,00	6,99	2,25	49,12
5	5,90	10,00	250,00	7,23	2,54	50,52
6	7,20	10,00	250,00	7,38	3,11	55,86
7	9,10	10,00	250,00	7,79	3,47	65,10
8	5,80	7,60	250,00	7,95	2,92	51,99
9	5,90	12,40	250,00	6,98	2,25	49,37
10	9,00	7,60	250,00	9,37	4,04	56,85
11	9,30	12,40	250,00	7,61	3,66	59,74
12	8,22	10,00	50,00	9,42	3,06	46,23
13	5,78	8,00	600,00	7,52	3,20	55,49
14	6,56	7,00	100,00	9,24	3,41	50,00
15	5,42	8,00	300,00	7,32	3,01	53,27
16	7,20	8,00	500,00	8,36	3,31	52,50
17	6,87	13,00	50,00	7,56	2,32	48,18
18	5,57	12,00	600,00	6,53	2,38	55,61
19	7,35	14,00	500,00	7,12	2,43	52,98
20	5,66	13,00	300,00	6,20	2,39	56,44
21	6,92	12,00	100,00	7,75	2,62	48,69

Les résultats des tests du modèle ANN sont présentés dans la Figure 3.9 et le Tableau 3.3-(b). Nous pouvons constater que le modèle ANN prédit correctement l'angle de contact (erreur moyenne 2,97% et erreur maximale 4,75%), mais les erreurs de prédiction sont plus importantes pour la largeur et la hauteur (erreur moyenne > 6% et erreur maximale > 10%). Comme la température inter-couche est introduite dans le modèle, avec la variation des trois paramètres d'entrée, la géométrie des cordons fluctue davantage, donc la relation entrée-sortie du procédé est plus complexe par rapport au cas d'une température inter-

couche constante, ce qui rend la prédiction de la géométrie du cordon plus difficile avec un seul modèle ANN.

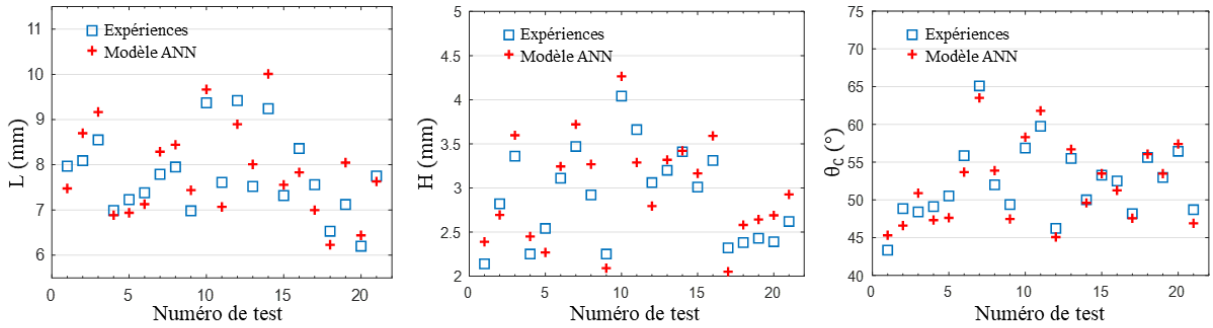


Figure 3.9 Résultats des tests du modèle ANN établi

3.4 Modèle géométrique du mono-cordon

La Figure. 3.10 montre un schéma du modèle géométrique du mono-cordon, qui met en relation les paramètres du procédé (vitesse du fil, vitesse d'avance et angle de contact) avec la largeur et la hauteur du mono-cordon. Ce modèle peut aider à expliquer mathématiquement comment les paramètres du procédé affectent la géométrie finale du mono-cordon.

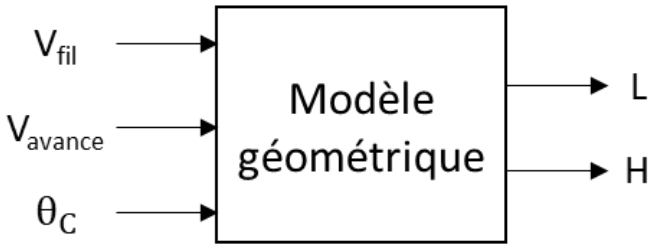


Figure. 3.10 Schéma du modèle géométrique du mono-cordon

Dans le soudage arc-fil, le rapport V_{fil}/V_{avance} est le facteur le plus influençant. Le rapport V_{fil}/V_{avance} détermine la quantité de matière déposée par unité de longueur (c'est-à-dire la section de métal déposé), également appelée surface de la section transversale du cordon, définie dans l'équation (3.2) :

$$S = \pi \frac{{d_f}^2}{4} \times \frac{V_{fil}}{V_{avance}} \times \frac{1000}{60} \tag{3.2}$$

Ici, S (mm^2) représente la surface de la section transversale du cordon et d_f (mm) représente le diamètre du fil d'apport, les unités de la vitesse du fil et de la vitesse d'avance sont respectivement m/min et mm/s. Le profil de la section transversale du mono-cordon est ensuite modélisé par un arc de cercle, comme illustré à la Figure 3.11.

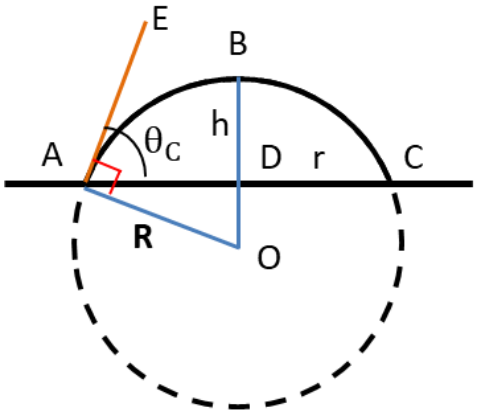


Figure 3.11 Modélisation du profil de la section transversale du mono-cordon

Sur la figure, l'arc de cercle $\overset{\frown}{AC}$ (tracé en ligne continue) représente le profil du cordon. La ligne horizontale *AC* représente le substrat ou la couche précédente, *OA* = *OB* = *R* est le rayon de l'arc, le rayon *OB* et la corde *AC* se croisent verticalement au point *D* (*BD*=*h*, *AD*=*CD*=*r*), puisque *AE* est tangent à l'arc (par la définition de l'angle de contact θ_c), *AE* est perpendiculaire à *OA*. Par conséquent, $\angle AOB=\theta_c$, et l'aire de la partie *ABC* (l'aire de la section transversale *S* du cordon) peut être exprimée par :

$$S = \theta_c R^2 - r(R - h) \tag{3.3}$$

De même, les relations entre *r*, *h*, θ_c et *R* peuvent être exprimées par :

$$R = \frac{r}{sin\,\theta_C} \tag{3.4}$$

$$h = (1 - cos\,\theta_C)\frac{r}{sin\,\theta_C} = r\,tan\frac{\theta_C}{2} \tag{3.5}$$

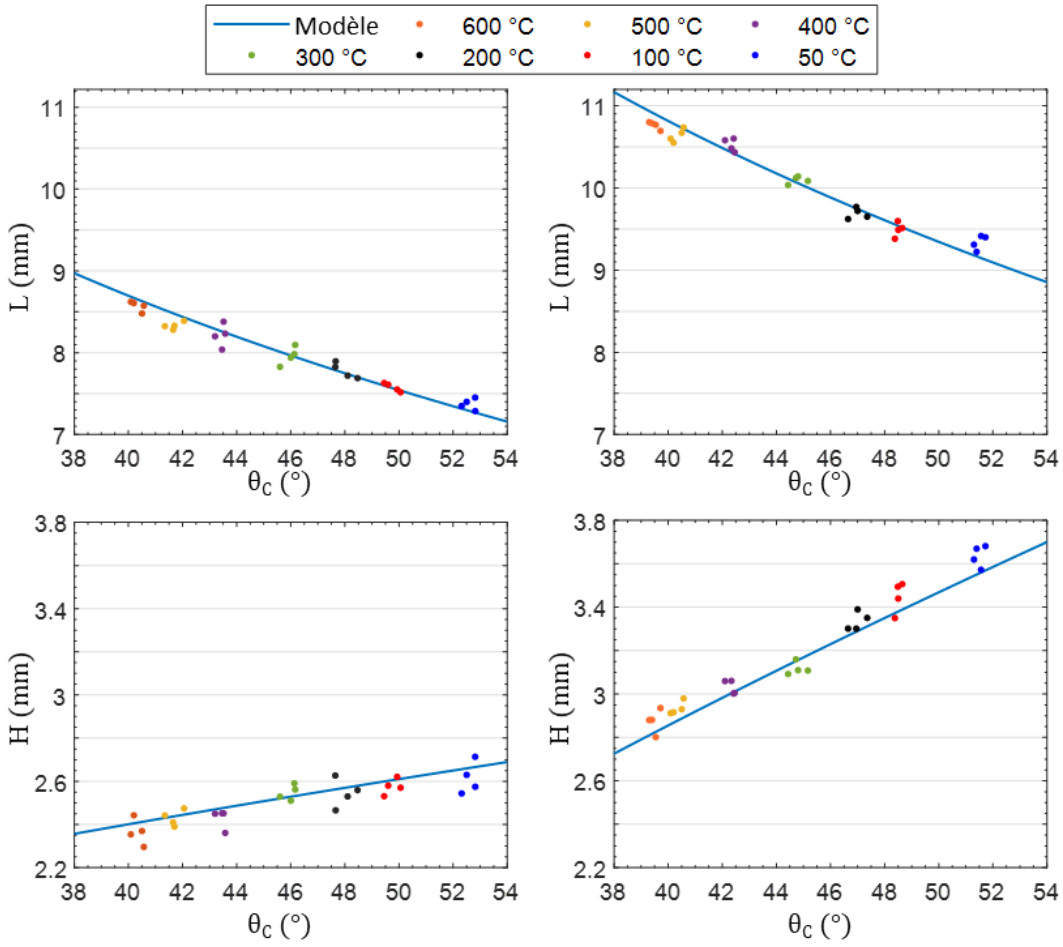
En combinant les équations (3.2), (3.3), (3.4) et (3.5), nous pouvons obtenir la largeur et la hauteur du cordon :

$$L = 2r = 2\sqrt{\frac{\pi \frac{{d_f}^2}{4} \times \frac{V_{fil}}{V_{avance}}}{\left(\frac{\theta_C}{sin^2\,\theta_C} - \frac{1}{sin\,\theta_C} + tan\frac{\theta_C}{2}\right)}} \tag{3.6}$$

$$H = h = r\,tan\frac{\theta_C}{2} = \sqrt{\frac{\pi \frac{{d_f}^2}{4} \times \frac{V_{fil}}{V_{avance}}}{\left(\frac{\theta_C}{sin^2\,\theta_C} - \frac{1}{sin\,\theta_C} + tan\frac{\theta_C}{2}\right)}}\,tan\frac{\theta_C}{2} \tag{3.7}$$

Dans les équations (3.6) et (3.7), le modèle géométrique développé démontre les rôles importants du rapport V_{fil}/V_{avance} et de l'angle de contact dans la détermination de la largeur et de la hauteur du mono-cordon.

Afin de tester la performance du modèle géométrique établi dans la prédiction de la largeur et de la hauteur du mono-cordon en présence de différentes températures inter-couches, et également pour identifier l'effet de la température inter-couche sur la géométrie du cordon, deux groupes d'expériences sont réalisés. Chaque groupe contient sept températures inter-couches différentes, variant de 50°C à 600°C, la vitesse du fil et la vitesse d'avance restant constantes, et chaque groupe d'expériences est répété trois fois. La vitesse du fil est fixée à 7,5 m/min pour les deux groupes, et la vitesse d'avance dans le premier groupe est de 13 mm/s et de 8 mm/s dans le second. Ensuite, la vitesse du fil, la vitesse d'avance et l'angle de contact mesuré sont employés comme entrées du modèle, les sorties du modèle (largeur et hauteur) sont comparées aux valeurs réelles. La Figure 3.12 montre cette comparaison. Pour l'ensemble des 56 expériences menées dans les deux groupes, les erreurs de prédiction maximales et moyennes du modèle géométrique développé sont de 3,85% et 2,16% pour la largeur, et de 7,49% et 3,34% pour la hauteur. Ces résultats de test signifient que le modèle géométrique développé est capable de prédire la largeur et la hauteur du mono-cordon avec plus de précision que le modèle ANN seul établi lorsque l'effet de la température inter-couche est considéré.



a) 1er groupe
(V_{fil} = 7,5 m/min, V_{avance} = 13 mm/s)

b) 2nd groupe
(V_{fil} = 7,5 m/min, V_{avance} = 8 mm/s)

Figure 3.12 Comparaison entre les sorties du modèle géométrique (largeur et hauteur) et les valeurs mesurées dans les expériences avec différentes températures inter-couches.

L'effet général de la température inter-couche peut être également déduit de la Figure 3.12. Pour les deux groupes d'expériences, une augmentation de la température inter-couche entraîne une diminution de l'angle de contact (valeurs moyennes de 52,5° à 40,5° pour le premier groupe, et de 51,6° à 39,4° pour le second). La variation de l'angle de contact est plus sensible à la température inter-couche lorsque la plage de température était de 50 °C - 100°C ou de 300 °C - 400 °C, avec une variation maximale d'environ 3° pour chacune. En revanche, lorsque la température inter-couche est suffisamment élevée (dans l'intervalle 500 °C - 600 °C), la variation est plus faible sur l'angle de contact, environ 1/100 °C.

Par conséquent, la température inter-couche affecte également la largeur et la hauteur du cordon en affectant l'angle de contact. Une augmentation de la température inter-couche entraîne une plus grande largeur et en même temps une hauteur réduite en raison de la section transversale fixe via la constance du rapport V_{fil}/V_{avance}. La largeur et la hauteur dans le deuxième groupe sont plus grandes que dans le premier groupe, et leurs plages de variation sont également plus larges, en raison d'une quantité de matière plus importante déposée par unité de longueur (rapport V_{fil}/V_{avance} plus grand). Afin de montrer l'effet général de la température inter-couche sur la géométrie du mono-cordon, la Figure 3.13 présente un exemple des résultats de mesure pour les profils de section transversale au milieu des mono-cordons déposés dans le premier groupe de test du modèle géométrique (un pour chacune des températures inter-couches).

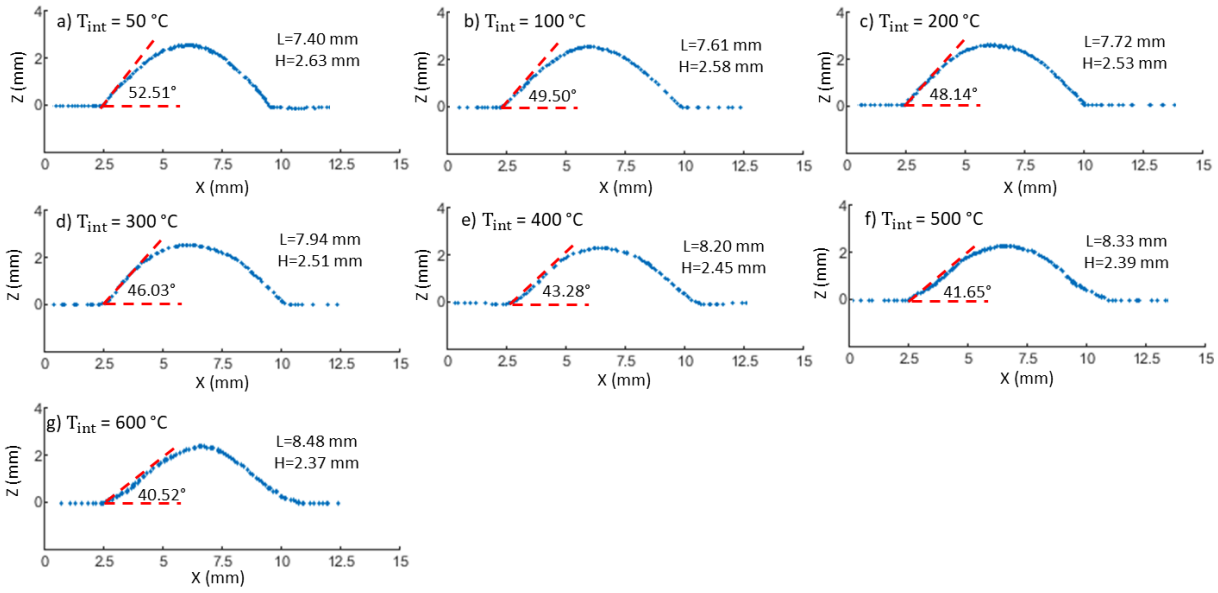


Figure 3.13 Mesures des profils de section transversale au milieu des mono-cordons déposés avec différentes températures inter-couches

3.5 Modèle statique combiné

Dans le modèle géométrique développé, la prédiction de la largeur et la hauteur du cordon est plus précise que le modèle ANN, mais le problème est que l'un de ses paramètres d'entrée, l'angle de contact, n'est pas un paramètre qui peut être commandé avant la fabrication (il est le résultat de mécanismes thermiques complexes du procédé).

Cela signifie que le modèle géométrique ne peut pas être appliqué directement dans la pratique pour prédire la géométrie du cordon. Pour répondre à ce défi, nous connectons le modèle géométrique au modèle ANN via l'angle de contact, le modèle statique combiné est ainsi développé [112]. Il est capable de sortir la géométrie du cordon (angle de contact prédit par le modèle ANN, ainsi que largeur et hauteur calculées par le modèle géométrique) à partir des trois paramètres d'entrée (vitesse du fil, vitesse d'avance et température inter-couche). La Figure 3.14 présente le schéma du modèle statique combiné, où l'angle de contact sorti par le modèle ANN est pris comme l'une des entrées du modèle géométrique.

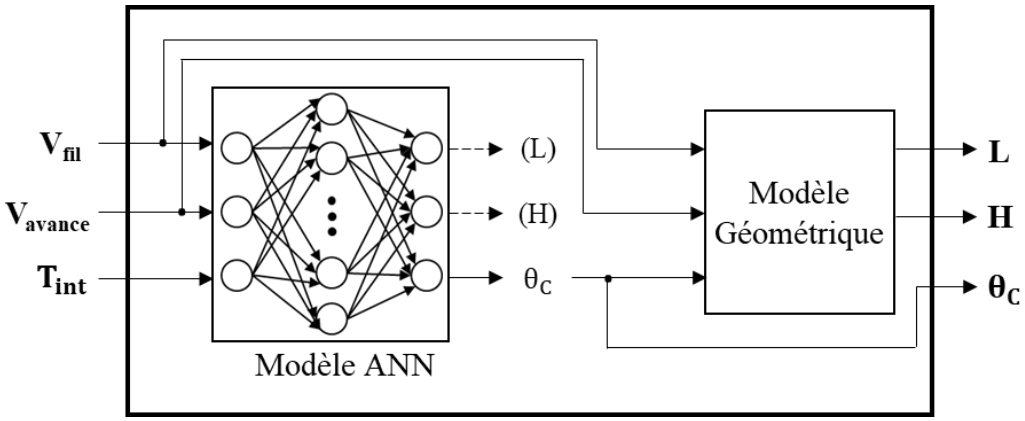


Figure 3.14 Schéma du modèle statique combiné

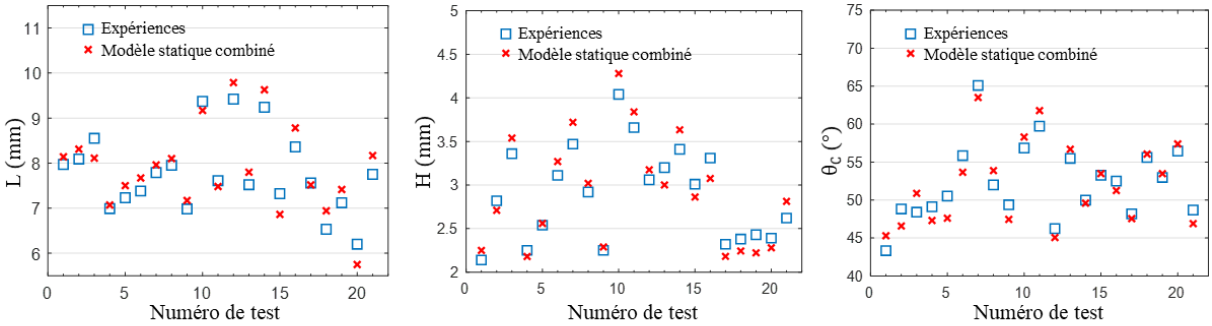


Figure 3.15 Résultats des tests du modèle statique combiné

Les données expérimentales indiquées dans le Tableau 3.4 pour les tests du modèle ANN sont également utilisées pour tester le modèle statique combiné. La Figure 3.15 présente la comparaison des mesures expérimentales de la géométrie des cordons avec les

prédictions du modèle statique combiné, le Tableau 3.5 donne les erreurs de prédiction correspondantes.

Tableau 3.5

Résultats des tests du modèle statique combiné

Sorties		L	H	θ_C
Erreur de prédiction (%)	Maximale	7,29	8,54	4,75
	Moyenne	3,63	5,05	2,97

Il est observé que le modèle statique combiné réalise une bonne prédiction de la géométrie du cordon dans les 21 tests effectués : pour toutes les trois sorties, l'erreur moyenne est inférieure à 5,1%, et l'erreur maximale est inférieure à 8,6%. Par rapport au modèle ANN (les résultats des tests correspondants sont présentés à la Figure 3.9 et au Tableau 3.3-(b).), le modèle statique combiné s'avère améliorer la précision de la prédiction de la largeur et de la hauteur : les erreurs de prédiction moyennes pour la largeur et la hauteur sont diminuées respectivement de 6,70% et 7,83% à 3,63% et 5,05%. Les erreurs de prédiction maximales pour la largeur et la hauteur sont également réduites : de 11,01% et 10,89% (modèle ANN) à 7,29% et 8,54% (modèle statique combiné).

Dans le modèle statique combiné, l'angle de contact est une entrée du modèle géométrique qui provient de la prédiction du modèle ANN. Il y a donc une influence inévitable de toute erreur de ce paramètre sur la précision du modèle statique combiné dans la prédiction de la largeur et la hauteur. La sensibilité du modèle géométrique aux variations de l'angle de contact est donc analysée en calculant les dérivées de la largeur et de la hauteur par rapport à l'angle de contact (mm/°). Selon les équations (3.6) et (3.7), $dL/d\theta_c$ et $dH/d\theta_c$ sont calculés lorsque le rapport V_{fil}/V_{avance} est maintenu au maximum dans les plages déterminées (vitesse du fil = 10 m/min, vitesse d'avance = 6 mm/s), où la largeur et la hauteur sont les plus sensibles à toute variation de l'angle de contact.

Les résultats d'analyse sont montrés dans la Figure 3.16, où la plage de variation de l'angle de contact est fixée entre 40° et 60°, qui est l'intervalle le plus fréquent. Les valeurs moyennes de $dL/d\theta_c$ et $dH/d\theta_c$ dans cet intervalle sont respectivement de -0,17 mm/° et

de 0,034 mm/° alors que la largeur et la hauteur moyennes correspondantes calculées par le modèle sont de 12,40 mm et 4,14 mm. Supposons que pour un cordon avec un angle de contact réel de 50°, dans le cas le plus sensible (rapport V_{fil}/V_{avance} maximal atteint), une erreur de l'angle de contacte de 2,97% (erreur de prédiction moyenne du modèle ANN, Tableau 3.3-(b)) entraînerait des erreurs de largeur et de hauteur de 0,25 mm et 0,04 mm, respectivement. Cette analyse montre que l'erreur de prédiction de l'angle de contact du modèle ANN a un effet limité sur la précision du modèle statique combiné, ce qui peut également expliquer la capacité du modèle statique combiné à améliorer la précision de prédiction par rapport au modèle ANN seul.

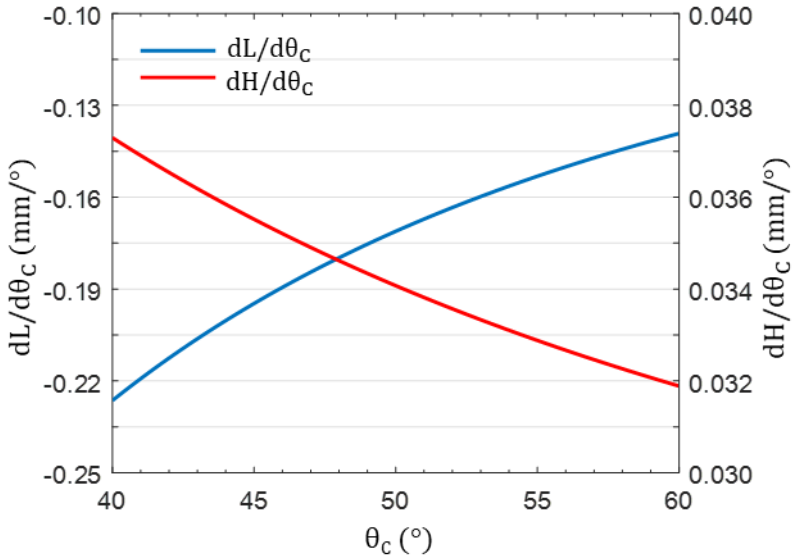


Figure 3.16 Les dérivées de la largeur et de la hauteur par rapport à l'angle de contact lorsque V_{fil}=10 m/min, V_{avance}=6 mm/s

3.6 Conclusion

Dans ce chapitre, une modélisation du procédé FAAF est réalisée dans le but d'améliorer la stabilité et la contrôlabilité du procédé. En plus de la vitesse d'alimentation du fil V_{fil} et de la vitesse d'avance de la torche V_{avance}, qui sont deux paramètres clés du procédé, l'effet de la température inter-couche T_{int} est également pris en compte lors de la modélisation. Le modèle statique combiné est développé par la connexion d'un modèle de réseaux de neurones artificiels (ANN) et d'un modèle géométrique du mono-cordon, il se

révèle capable de prédire précisément la largeur L, la hauteur H et l'angle de contact θ_c du mono-cordon. Les conclusions suivantes peuvent être formulées :

- Basé sur l'analyse du procédé, les entrées et sorties du modèle sont déterminées (entrées : V_{fil}, V_{avance} et T_{int}, sorties : L, H et θ_c). De plus, les valeurs limites des paramètres d'entrée sont identifiées pour obtenir le bon domaine opératoire du procédé.

- Le modèle ANN avec une couche cachée est établi pour la mise en correspondance des relations complexes entre les entrée et les sorties. Selon les résultats des tests, le modèle ANN prédit correctement l'angle de contact (erreur moyenne < 3,0%), mais ses prédictions de la largeur et de la hauteur ne sont pas parfaitement précises (erreur moyenne ≥ 6,7%).

- Le modèle géométrique du mono-cordon développé démontre mathématiquement l'influence significative du rapport V_{fil}/V_{avance} et de l'angle de contact sur la largeur et hauteur du cordon. L'effet général de la température inter-couche sur la géométrie du cordon est également analysé dans les expériences.

- Le modèle statique combiné (modèle ANN connecté avec modèle géométrique via l'angle de contact) améliore efficacement la précision du modèle ANN (erreur moyenne < 5,1% pour toutes les sorties), ce qui évite une lourde campagne expérimentale visant à l'apprentissage du réseau de neurones. Le modèle développé reste dans le domaine statique, cela signifie que les paramètres d'entrée du procédé sont constants pendant un dépôt, les comportements dynamiques du procédé (paramètres variables lors d'un dépôt) seront étudiés dans le chapitre suivant.

4. Système contrôle-commande

4.1 INTRODUCTION 78
4.2 STRATEGIE DE LA MODELISATION DYNAMIQUE DU PROCEDE 79
4.2.1 L'application de l'approche multi-modèle 80
4.2.2 Sélection de l'entrée et de la sortie 81
4.2.3 Stratégie développée 83
4.3 IDENTIFICATION DES MODELES LOCAUX 85
4.3.1 Expériences d'identification 85
4.3.2 Processus et résultats d'identification 88
4.4 SYNTHESE DE CONTROLEURS 91
4.4.1 Contrôleurs des modèles locaux de hauteur 92
4.4.2 Contrôleurs des modèles locaux de largeur 94
4.5 MISE EN ŒUVRE DU SYSTEME 97
4.5.1 Passage du continu au numérique 97
4.5.2 Le système contrôle-commande développé 99
4.6 CONCLUSION 100

4.1 Introduction

Pour la fabrication additive des pièces métalliques, la précision géométrique est un des critères les plus importants qui déterminent si les pièces déposées peuvent répondre aux exigences des applications [113]. Une précision géométrique plus élevée signifie moins de post-usinages et moins de coûts. Dans le procédé FAAF, une géométrie contrôlable du cordon pourrait contribuer à améliorer la précision de la fabrication [10]. Comme la trajectoire de l'outil (torche) est préréglée avant le dépôt, il exige que la géométrie du cordon soit contrôlable pendant la fabrication [11]. Au niveau de la fabrication de certains composants complexes, une géométrie variable du cordon dans un seul dépôt peut être nécessaire. Par ailleurs, avec l'augmentation du nombre de couches, la condition thermique change et des paramètres constants ne peuvent pas maintenir la géométrie de cordon souhaitée, ainsi l'instabilité géométrique du procédé empêche son application industrielle [21]. La plupart des stratégies qui existent pour améliorer la stabilité géométrique du procédé FAAF sont en boucle ouverte [100], [114], [115], et les applications sont ainsi très limitées pour maintenir la largeur ou la hauteur du cordon constante pendant tout le dépôt. De plus, ces méthodes hors ligne ne peuvent pas traiter les perturbations externes (température inter-couche par exemple), en particulier lorsque l'accumulation de chaleur est importante dans une pièce multicouche. Par conséquent, dans le but d'obtenir une bonne qualité géométrique des pièces déposées, un système contrôle-commande en boucle fermée est d'une grande importance.

Actuellement, les recherches sur le contrôle-commande des procédés de fabrication additive métallique se concentrent principalement sur les domaines de la fabrication additive à base de laser [116]–[119]. Et les études sur le contrôle-commande du procédé FAAF sont encore peu nombreuses. Dans les premières études, Kwak and Doumanidis [40] ont développé un système basé sur le contrôleur PI (Proportionnel-Intégral) et un modèle linéaire du première ordre pour contrôler la largeur du cordon en ajustant la vitesse du fil V_{fil}, les paramètres du modèle sont mis à jour en temps réel (avec un retard important) pour représenter la non-linéarité du procédé. Comme le CMT (Cold metal transfer) est une nouvelle technologie de soudage arc-fil, il y a encore moins de recherches sur le contrôle-

commande du procédé FAAF basé sur le CMT. En appliquant un capteur de vision passive, Xia et al. [120] ont pris la stratégie de commande prédictive (« Model predictive control ») pour contrôler la largeur du cordon avec l'ajustement de la vitesse du fil du procédé FAAF CMT. En raison des limites de la vitesse du fil, le système contrôle-commande développé ne peut faire varier la largeur que dans une plage de 3 mm, l'application du système est donc restreinte.

Dans ce chapitre, un nouveau système de contrôle-commande est développé afin d'améliorer la qualité géométrique de la fabrication du procédé FAAF, la stratégie du système consiste à mesurer la géométrie de la couche déposée par le capteur laser mis en place (section 2.2), puis les déviations géométriques (largeur ou hauteur) détectées sont compensées en ajustant de manière adaptative le paramètre vitesse d'avance V_{avance} du dépôt de la couche suivante. Le système contrôle-commande est basé sur la modélisation et l'identification de comportement dynamique du procédé par l'approche multi-modèle (section 4.2 - 4.3), qui simplifie la représentation du comportement complexe non-linéaire du procédé et favorise la synthèse de contrôleurs (section 4.4). Après la numérisation, le fonctionnement du système réalisé est présenté dans la section 4.5.

4.2 Stratégie de la modélisation dynamique du procédé

Le modèle statique combiné (section 3.5) nous permet de prédire la géométrie du cordon déposé à partir des paramètres d'entrée du procédé FAAF. Par contre, il est impropre à la synthèse d'une loi de commande du procédé car le modèle est en régime stationnaire (les paramètres d'entrée sont maintenus constants pendant le dépôt). Un modèle dynamique repose sur une connaissance de l'évolution au cours du temps du procédé, permettant de calculer à chaque instant les sorties en fonction de l'histoire des entrées du procédé (équations différentielles ou suites récurrentes) [121].

Comme nous avons vu précédemment, le procédé FAAF implique des processus physiques complexes, il est donc important de modéliser son comportement dynamique dans le but d'établir le système contrôle-commande. Le procédé est intrinsèquement non-linéaire et sa modélisation dynamique a fait largement appel aux modèles complexes. Par exemple, Xia et at. [122] ont pris une méthode de l'intelligence artificielle ANFIS

(« Adaptive neuro fuzzy inference system ») pour modéliser la relation dynamique entre la vitesse du fil (entrée) et la largeur (sortie) du cordon dans le procédé. Mais la performance du modèle établi est impactée par les données d'apprentissage limitées, donnant une grande incertitude sur la prédiction du modèle. En plus, ces modèles dynamiques complexes ne sont pas favorables pour la synthèse d'une loi de commande du procédé.

Selon les analyses sur les effets des paramètres du procédé FAAF dans le Chapitre 3, la vitesse du fil, la vitesse d'avance et la température inter-couche T_{int} sont les trois paramètres les plus importants qui déterminent la géométrie du cordon. La variation de la température inter-couche rend la géométrie cordon incertaine et augmente ainsi la complexité de la modélisation [112]. Néanmoins, avec une température inter-couche fixée, les effets de la vitesse du fil et la vitesse d'avance sur la géométrie du cordon sont mathématiquement maitrisables (section 3.4). Afin de modéliser avec précision la dynamique du procédé et en même temps de réduire la complexité du modèle, l'approche multi-modèle est choisie.

4.2.1 L'application de l'approche multi-modèle

L'approche multi-modèle doit sa popularité à la simplicité de représentation des systèmes non-linéaires par décomposition du comportement dynamique du système en un nombre N_{fz} de zones de fonctionnement. Chaque zone est caractérisée par un modèle local f_{mi} qui représente le système dans son domaine de fonctionnement bien défini [123]. En fonction de la zone où le système non-linéaire évolue, la sortie $\hat{y}_{mi}$ de chaque modèle local contribue plus ou moins à l'approximation $\hat{y}$ du comportement global du système non-linéaire à un instant k, soit :

$$\hat{y}(k) = \sum_{i=1}^{N_{fz}} \mu_i(k)\hat{y}_{mi}(k) \tag{4.1}$$

où la contribution de chaque modèle local est définie par la fonction de pondération μ_i, la détermination de μ_i varie selon les différentes techniques de l'approche multi-modèle [124]. Les modèles locaux sont généralement de structures simples (par exemple linéaires [125]), il est facile ensuite pour chaque modèle local de déterminer un contrôleur adapté.

Dans les premières études de l'approche multi-modèle, Narendra et al. [126] ont proposé l'utilisation de l'approche multi-modèle dans la commande adaptative d'un système non-linéaire de l'avion, où l'approche aboutit à un système rapide, précis et robuste. Les principaux intérêts de l'approche multi-modèle sont les suivants [127] :

- elle constitue d'une approche de modélisation universelle, n'importe quel système non-linéaire pouvant être approximé avec une précision imposée en augmentant le nombre de modèles locaux. En pratique cependant, un nombre relativement réduit de modèles locaux suffit à l'obtention d'une approximation satisfaisante ;

- les outils d'analyse des systèmes linéaires peuvent être utilisés sur les modèles locaux linéaires.

Cependant, l'approche multi-modèle est très peu utilisée dans le domaine FAAF. Dans la fabrication additive métallique par le procédé de projection laser, Mezari [128] a réalisé la modélisation du procédé avec l'approche multi-modèle, où les résultats montrent que le modèle développé traduit correctement la dynamique du procédé. Dans nos travaux, en vue d'appliquer l'approche multi-modèle dans la modélisation dynamique du procédé FAAF, les zones de fonctionnement du procédé sont divisées selon les différentes températures inter-couches. Avec une température inter-couche constante, chaque zone du procédé peut être caractérisée par un modèle local plus simple, qui modélise donc la relation dynamique entre le paramètre commandable (vitesse du fil ou vitesse d'avance) et la géométrie du cordon (largeur L ou hauteur H). Par rapport aux modèles locaux, nous décidons de prendre la structure mono-entrée mono-sortie pour simplifier l'identification des modèles ainsi que la synthèse des contrôleurs correspondants. Par conséquent, nous sélectionnons d'abord l'entrée et la sortie pour les modèles locaux.

4.2.2 Sélection de l'entrée et de la sortie

Parmi les paramètres d'entrée du procédé (vitesse du fil, vitesse d'avance et température inter-couche), la température inter-couche est fixée pour un modèle local, le choix de l'entrée se situe alors entre la vitesse du fil et la vitesse d'avance. Afin de comparer

l'importance de l'effet de la vitesse du fil et la vitesse d'avance sur la géométrie du cordon, les expériences du changement d'échelon sont réalisées.

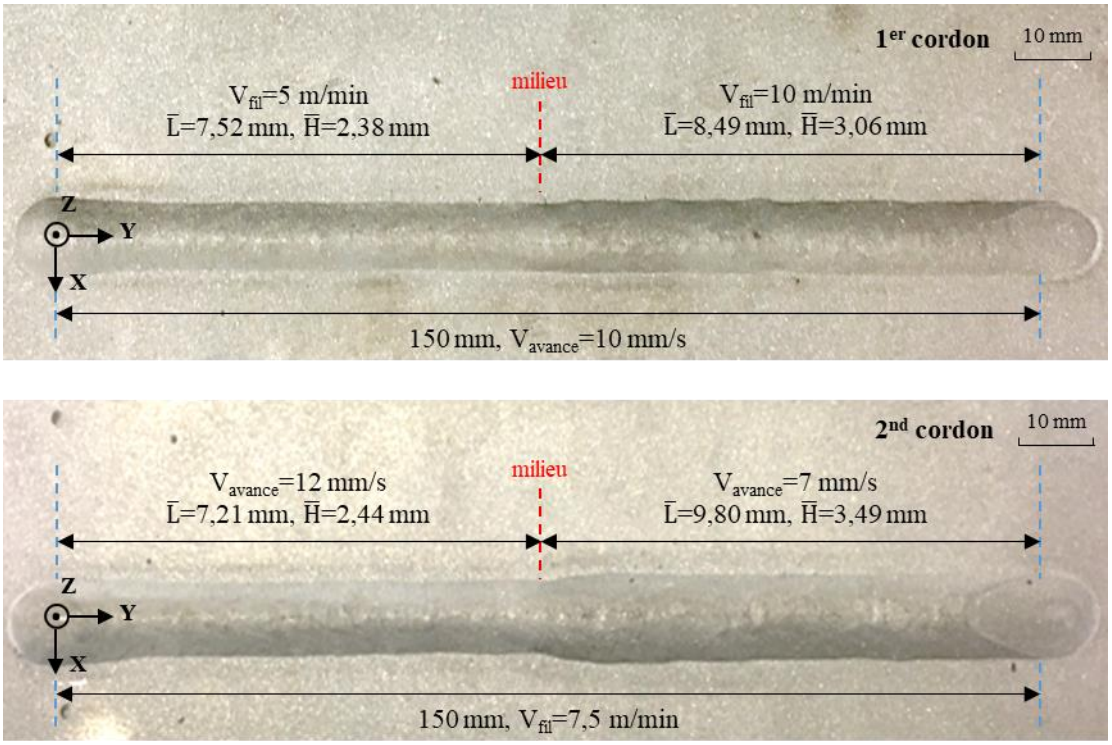


Figure 4.1 Résultats des expériences pour comparer l'effet de la V_{fil} et la V_{avance}

Dans les expériences, deux cordons de longueur 150 mm sont déposés sur le substrat avec les températures inter-couches maintenues à 20 °C (température ambiance), les paramètres vitesse du fil et vitesse d'avance sont variés dans leurs domaines de fonctionnement déterminés (section 3.2, $V_{fil} \in [5, 10]$ m/min et $V_{avance} \in [6, 14]$ mm/s). Le premier cordon est fabriqué avec une vitesse d'avance constante (10 mm/s), le changement d'échelon de la vitesse du fil est appliqué au milieu du cordon : $V_{fil} = 5$ m/min dans la partie $y \in [0, 75]$ mm et $V_{fil} = 10$ m/min dans la partie $y \in [75, 150]$ mm. De même, pour le deuxième cordon, la vitesse du fil est fixée à 7,5 m/min pendant le dépôt tandis que la vitesse d'avance est changée de 12 mm/s à 7 mm/s au milieu du cordon. La Figure 4.1 présente les résultats des expériences. La longueur totale de chaque cordon est légèrement supérieure à 150 mm (distance du déplacement de la torche) en raison de l'étalement du cordon au début et à la fin de la trajectoire du dépôt.

Dans le premier cordon, nous pouvons constater que lorsque la vitesse du fil passe de son minimum (5 m/min) à son maximum (10 m/min), le changement de dimension du cordon n'est pas très significatif : la largeur et la hauteur moyenne ($\overline{L}$ et $\overline{H}$) sont augmentées respectivement de 12,90% et de 28,57%. Cependant, dans le second cordon, une réduction de la vitesse d'avance de 5 mm/s agrandit la largeur moyenne de 35,92% et la hauteur moyenne de 43,03%. Il convient de noter que la variation de la vitesse d'avance dans le second cordon est inférieure à sa plage de variation maximale et il est prévisible qu'une réduction de la vitesse d'avance du maximum (14 mm/s) au minimum (6 mm/s) entraînera des changements dimensionnels du cordon plus importants. Ainsi, ces deux expériences nous permettent de voir que la vitesse d'avance a un effet plus important sur la géométrie du cordon que la vitesse du fil. En vue de vérifier ce résultat obtenu, les expériences supplémentaires sont réalisées, où les paramètres expérimentaux sont restés les mêmes que ceux de la Figure 4.1, sauf que les cordons sont déposés dans les différentes températures inter-couches (150 °C, 300 °C et 450 °C). Dans toutes ces expériences, nous arrivons au même résultat que précédemment. Ainsi, la vitesse d'avance est sélectionnée comme l'entrée des modèles locaux, ce qui nous donne plus de flexibilité pour contrôler la géométrie du cordon.

La largeur et la hauteur sont les deux paramètres géométriques les plus importants du cordon dans le procédé FAAF [129], ils déterminent directement la qualité géométrique de la pièce déposée. Par contre, ces deux paramètres sont couplés entre eux avec un taux de dépôt donné (équations (3.6) et (3.7)), il est donc difficile de commander la largeur et la hauteur en même temps. Par conséquent, nous décidons de développer deux types de modèles locaux dont la sortie est différente : modèles de largeur (vitesse d'avance (entrée) – largeur (sortie)) et modèles de hauteur (vitesse d'avance (entrée) – hauteur (sortie)), qui permettront de commander individuellement la largeur et la hauteur du cordon.

4.2.3 Stratégie développée

Basé sur les analyses précédentes (l'application de l'approche multi-modèle dans notre cas et la sélection de l'entrée et de la sortie des modèles locaux) et la limite du paramètre température inter-couche identifiée, sept points de fonctionnement avec différentes

températures inter-couches sont pris afin de représenter le comportement dynamique du procédé FAAF par l'approche multi-modèle (T_{int} = 20 °C, 100 °C, 200 °C, 300 °C, 400 °C, 500 °C et 600 °C). Cela signifie que la modélisation dynamique du procédé est composée de sept modèles locaux correspondants, où l'entrée est la vitesse d'avance, la sortie est la largeur ou la hauteur du cordon, et la vitesse du fil est fixée à 7,5 m/min pour tous les modèles locaux. La Figure 4.2 présente le schéma de la stratégie développée pour la modélisation dynamique du procédé.

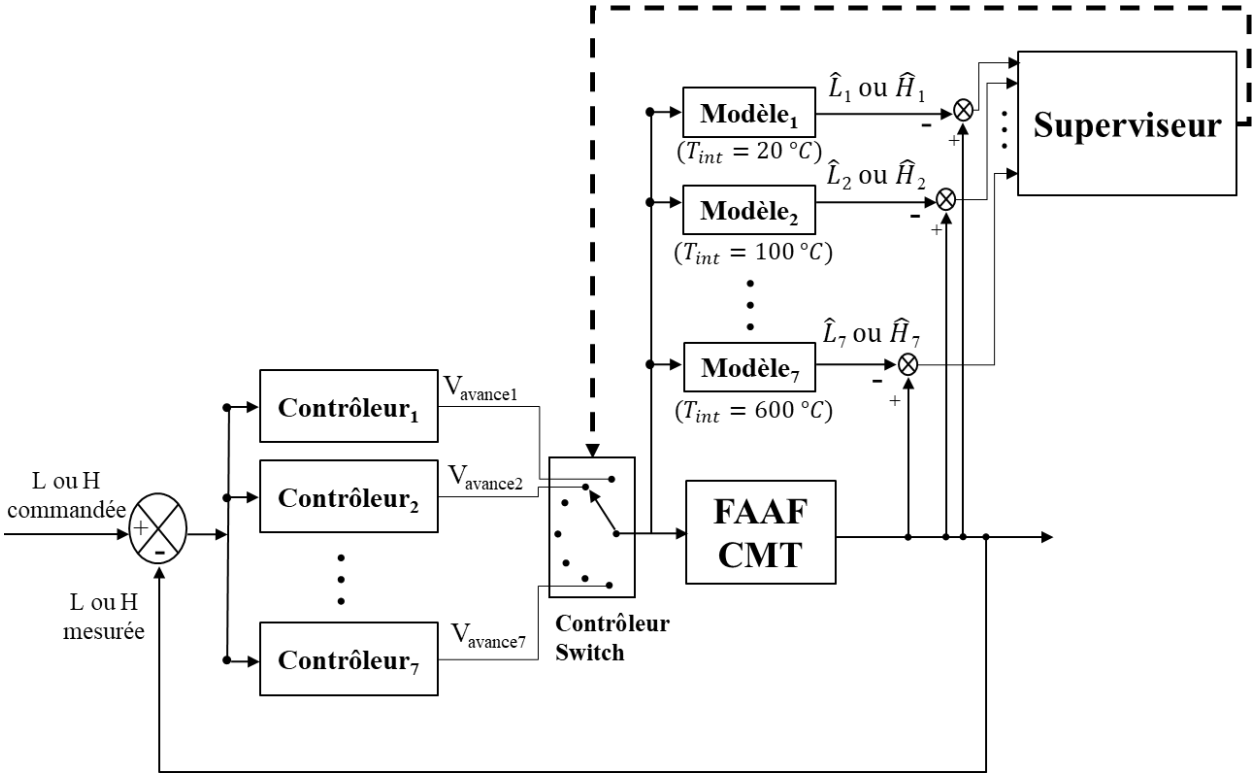


Figure 4.2 Schéma de la stratégie de la modélisation dynamique du procédé

Selon la géométrie du cordon mesurée (largeur ou hauteur mesurée) et les estimations de la largeur $\hat{L}$ ou la hauteur $\hat{H}$ sorties par les modèles locaux, le superviseur décide quel modèle local représente le mieux le procédé à un moment donné, puis il active le contrôleur qui lui est associé (cela veut dire que le μ_i dans l'équation (4.1) est de type booléen pour l'approche multi-modèle appliquée dans notre cas). Le contrôleur s'occupe de calculer une vitesse d'avance adaptée pour compenser l'erreur entre la géométrie commandée et la

géométrie mesurée. Dans les sections suivantes, nous allons identifier expérimentalement les différents modèles locaux et puis synthétiser les contrôleurs correspondants.

4.3 Identification des modèles locaux

4.3.1 Expériences d'identification

Nous étudions expérimentalement le procédé FAAF en boucle ouverte afin d'identifier les modèles locaux sous différentes températures inter-couches. Le montage expérimental est le même que précédemment (Figure 3.7), le four électrique et le thermocouple assurent le réglage et la vérification de la température inter-couche, le robot manipulateur effectue la trajectoire du dépôt.

Tableau 4.1

Différents échelons de la V_{avance} appliqués pour l'identification d'un modèle local

No. Échelon	1	2	3	4	5	6
V_{avance} (mm/s)	7 → 12	12 → 7	8 → 13	13 → 8	9 → 14	14 → 9

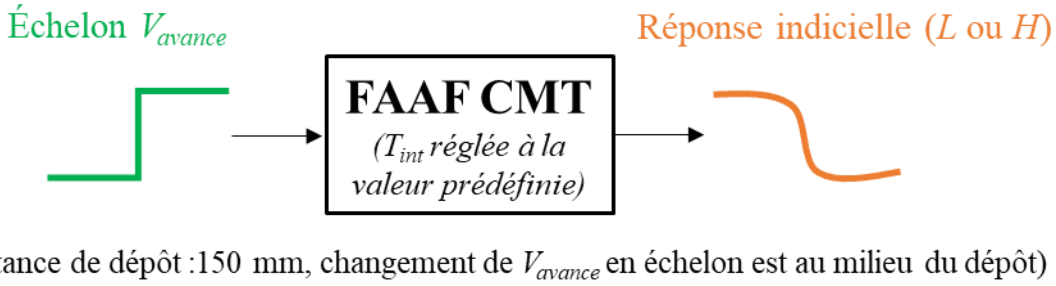


Figure 4.3 Illustration des expériences d'identification des modèles locaux

Dans les expériences d'identification, avec la température inter-couche réglée, l'échelon en vitesse d'avance est appliqué à l'entrée du procédé FAAF pour obtenir la réponse indicielle de la largeur ou la hauteur du cordon. Dans ce contexte, pour identifier un modèle local, la température inter-couche est fixée à une valeur prédéfinie (T_{int} = 20 °C, 100 °C, 200 °C, 300 °C, 400 °C, 500 °C ou 600 °C), six cordons sont déposés avec différents échelons de la vitesse d'avance (données présentées dans le Tableau 4.1), tandis que la

vitesse du fil est maintenue à 7.5 m/min. Comme le protocole d'expériences montré dans la sélection de l'entrée des modèles locaux (section 4.2.2), la distance de dépôt est de 150 mm, et le changement de la vitesse d'avance en échelon se produit au milieu du dépôt. La Figure 4.3 présente l'illustration des expériences d'identification.

La robotisation du procédé permet de commander la vitesse d'avance de manière plus rapide et plus précise. Pendant chaque dépôt du cordon, les positions angulaires des six axes du robot manipulateur $(q_1, q_2, \dots, q_6)$ sont acquises en temps réel avec le logiciel « TuneMaster » développé par ABB (constructeur du robot). Le logiciel est installé sur un ordinateur externe connecté à l'armoire de commande du robot, la fréquence d'acquisition est de 250 Hz. Le modèle géométrique direct (MGD) du robot a été identifié (section 2.2.3), il permet de convertir les six positions angulaires acquises en position cartésienne de la torche montée (${}^0O_t = {}^0\left[O_{tx}\ O_{ty}\ O_{tz}\right]^T$) dans le repère de base (R_0) du robot. Ensuite, en faisant la dérivée des coordonnées de O_{ty} (l'axe Y représente la direction d'avance de la torche pendant le dépôt) par rapport au temps, nous pouvons obtenir finalement le signal d'entrée (vitesse d'avance) des expériences d'identification (Figure 4.4). Il convient de noter que le modèle géométrique direct permet également de déterminer l'orientation de l'outil du robot, comme l'orientation de la torche est fixée pendant le dépôt (où la torche reste verticale au substrat), l'orientation de la torche donnée par le modèle géométrique direct n'est pas utilisée dans notre cas.

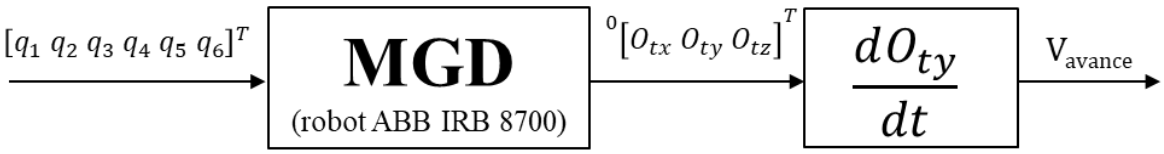


Figure 4.4 Schéma des procédures de l'acquisition de la vitesse d'avance

En vue de connaître la sortie du procédé (la largeur ou la hauteur du cordon), les cordons déposés sont mesurés par le capteur laser Keyence LJ-V7080 mis en place (présenté dans la section 2.3), qui est capable de donner directement la largeur et la hauteur en mesurant le profil d'une section transversale du cordon. Pendant la mesure, le capteur laser est piloté par le robot afin de scanner et de mesurer la géométrie du cordon dans toute

sa longueur. L'objectif de la mesure est d'obtenir les valeurs de la largeur et de la hauteur du cordon au cours de son temps de dépôt, ainsi le point de départ de la mesure du capteur est placé au même endroit que le point de départ du dépôt du cordon et la configuration de la vitesse de mesure est réglée pour être exactement identique à celle du dépôt. La fréquence d'échantillonnage de la mesure du cordon est de 25 Hz (10 fois inférieure de la fréquence de mesure de la vitesse d'avance). Comme les parties du début et de la fin du cordon correspondent aux phases d'amorçage et d'extinction de l'arc électrique, qui dégradent la stabilité de la géométrie du cordon (une stratégie d'amélioration est présentée dans la section 5.2), la géométrie instable aux deux bouts du cordon n'est pas considérée pendant l'identification des modèles locaux.

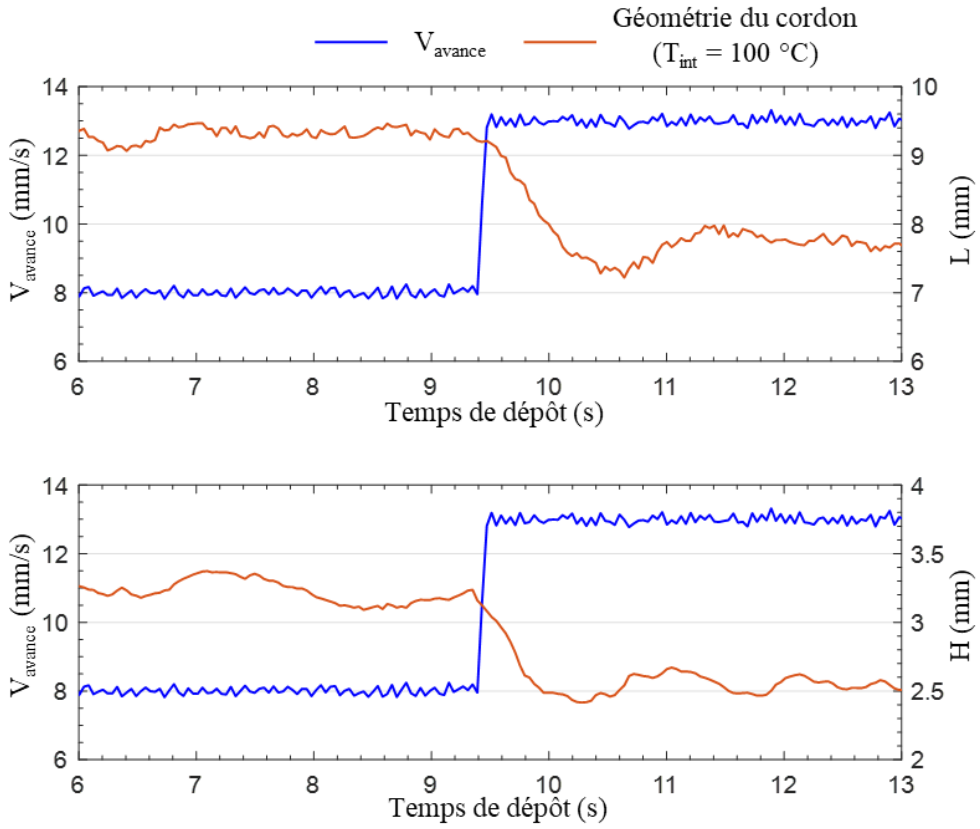


Figure 4.5 Données mesurées pour identifier les modèles locaux à la T_{int} de 100 °C

La Figure 4.5 présente un exemple des résultats obtenus de la mesure pour un cordon déposé à la température inter-couche de 100 °C, l'entrée (la vitesse d'avance en échelon de

8 mm/s à 13 mm/s) et les sorties (la largeur et la hauteur du cordon) du procédé sont mesurées et présentées par rapport au temps de dépôt.

Selon le processus de mesure décrit ci-dessus, pour chaque modèle local à identifier, nous obtenons donc six différentes séries de données entrée-sortie mesurées (six cordons déposés avec différents échelons de la vitesse d'avance et la même température inter-couche). Prochainement ces données seront utilisées pour l'identification des modèles locaux dans la modélisation multi-modèle.

4.3.2 Processus et résultats d'identification

L'identification du système est la spécialité visant à modéliser le système à partir de données expérimentales, un historique de cette discipline peut être trouvé dans l'article de Gevers [130]. Lors de l'identification, le modèle est optimisé selon les données mesurées afin d'approcher le plus fidèlement possible le comportement du système.

Avec les données entrée-sortie mesurées, nous utilisons la boîte à outils « System Identification Toolbox » du logiciel Matlab à identifier les modèles locaux pour compléter la modélisation dynamique du procédé FAAF par l'approche multi-modèle. Cette boîte à outils est développée par Ljung [131], elle rassemble la plupart des méthodes déjà proposées et développées dans la littérature pour identifier des modèles de type boîte noire décrits sous forme de fonction de transfert ou de la représentation d'état pour les systèmes mono- et multi-variables.

Avant d'appliquer les algorithmes d'identification, un prétraitement des données entrée-sortie mesurées est effectué par éliminer leurs valeurs moyennes. Ce processus de traitement des données nous aide à estimer des modèles linéaires plus précis, car les modèles linéaires ne peuvent pas capturer les différences arbitraires entre les niveaux des signaux d'entrée et de sortie.

Pendant le processus d'identification, six différentes séries de données entrée-sortie sont obtenues des expériences dans le but d'identifier un modèle local, dont quatre sont employées pour estimer les paramètres des fonctions de transfert testées et deux autres sont

utilisées pour valider (ou invalider) le modèle identifié. L'indicateur de ressemblance « FIT » est appliqué afin d'évaluer la performance d'identification, il consiste à observer si l'écart entre le vecteur de sortie du procédé y_p et le vecteur de sortie du modèle $\hat{y}$ est faible ou non. Sa valeur optimale est 100% quand les deux signaux sont égaux. Ce critère est donné par l'expression suivante ($\overline{y_p}$ est la valeur moyenne du vecteur y_p) :

$$FIT = \left(1 - \frac{\|y_p - \hat{y}\|}{\|y_p - \overline{y_p}\|}\right) \times 100\% \tag{4.2}$$

Différentes fonctions de transfert du premier, second et troisième ordre sont testées en appliquant la boîte à outils d'identification. Il est constaté que pour toutes les zones de fonctionnement du procédé (une zone correspond à un modèle local), les fonctions de transfert du premier ordre (équation (4.3)) décrivent le mieux la dynamique de la hauteur du cordon et celles du second ordre (équation (4.4)) sont optimales pour modéliser la largeur du cordon.

$$G_H(s) = \frac{k_p}{1 + T_p s} \tag{4.3}$$

$$G_L(s) = \frac{k_p}{\frac{s^2}{{\omega_p}^2} + 2\left(\frac{\xi_p}{\omega_p}\right)s + 1} \tag{4.4}$$

Dans les deux équations, k_p représente le gain statique, T_p représente la constante de temps de la fonction de transfert du premier ordre, ω_p et ξ_p sont respectivement la pulsation propre non-amortie et le coefficient d'amortissement de la fonction de transfert du second ordre. Comme nous utilisons quatre différentes séries de données dans l'identification de la fonction de transfert d'un modèle local, pour chaque paramètre de la fonction, nous obtenons alors quatre valeurs identifiées, qui sont légèrement différentes entre elles. Ainsi, la moyenne des quatre valeurs est prise pour déterminer la valeur finale du paramètre concerné. Le Tableau 4.2 montre les résultats des modèles locaux identifiés et le $\overline{\text{FIT}}$ d'identification (la valeur moyenne de l'indicateur FIT des quatre expériences d'identification) pour chaque modèle.

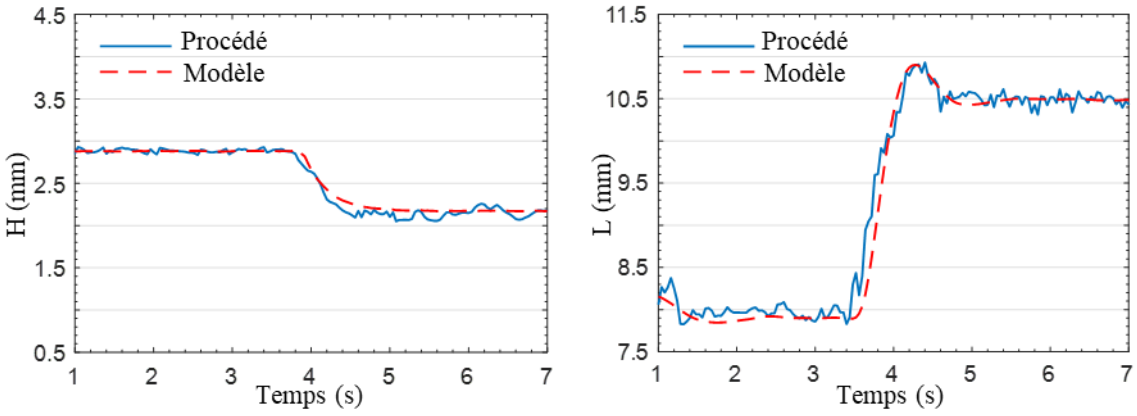
Tableau 4.2

a) Résultats des modèles locaux de hauteur identifiés (premier ordre)

Modèles ($V_{avance} - H$)	T_{int} 20 °C	T_{int} 100 °C	T_{int} 200 °C	T_{int} 300 °C	T_{int} 400 °C	T_{int} 500 °C	T_{int} 600 °C
k_p	-0,163	-0,161	-0,142	-0,140	-0,135	-0,132	-0,130
T_P	0,260	0,260	0,260	0,260	0,260	0,260	0,260
$\overline{\text{FIT}}$ d'identification (%)	89,50	92,38	93,15	90,41	90,54	92,47	90,46
$\overline{\text{FIT}}$ des tests (%)	87,69	90,59	92,02	88,50	88,91	91,37	89,18

b) Résultats des modèles locaux de largeur identifiés (second ordre)

Modèles ($V_{avance} - L$)	T_{int} 20 °C	T_{int} 100 °C	T_{int} 200 °C	T_{int} 300 °C	T_{int} 400 °C	T_{int} 500 °C	T_{int} 600 °C
k_p	-0,322	-0,333	-0,419	-0,485	-0,520	-0,526	-0,531
ω_p	5,000	5,000	5,000	5,000	5,000	5,000	5,000
ξ_p	0,420	0,420	0,450	0,460	0,500	0,500	0,500
$\overline{\text{FIT}}$ d'identification (%)	91,87	88,79	88,20	93,21	87,16	89,12	91,57
$\overline{\text{FIT}}$ des tests (%)	89,92	86,43	85,84	92,66	86,79	87,36	90,68



a) Test du modèle local de hauteur (T_{int} = 400 °C, V_{avance} : 9 → 14 mm/s)

b) Test du modèle local de largeur (T_{int} = 400 °C, V_{avance} : 13 → 8 mm/s)

Figure 4.6 Exemple des tests des modèles locaux à la T_{int} de 400 °C

Chaque modèle local identifié est ensuite testé par deux autres séries de données qui ne sont pas utilisées durant son identification, la valeur moyenne de l'indicateur FIT ($\overline{\text{FIT}}$) des deux tests est également présentée dans le Tableau 4.2. Les modèles locaux obtenus sont validés grâce aux faibles écarts entre la sortie de modèle et la sortie de procédé détectés dans les tests (les $\overline{\text{FIT}}$ minimums des modèles locaux de hauteur et de largeur sont

supérieurs à 87% et 85% respectivement). La Figure 4.6 présente un exemple des résultats des tests des deux modèles locaux (hauteur et largeur) à la température inter-couche de 400 °C, il est observé que le dépassement de la dynamique de largeur peut être modélisé grâce à l'application d'un modèle du deuxième ordre.

A partir des résultats d'identifications (Tableau 4.2), nous pouvons constater que dans les modèles locaux de hauteur identifiés, la valeur absolue du gain statique diminue avec l'augmentation de la température inter-couche, alors que celle des modèles locaux de largeur évolue dans le sens opposé, ce qui correspond à nos études de l'effet de la température inter-couche sur la géométrie du cordon (section 3.4). De plus, l'ampleur de la variation du gain statique entre deux modèles locaux du même type n'est pas importante. Les variations moyennes pour les modèles locaux de hauteur et de largeur sont respectivement de 4,2% et 8,1%, ce qui démontre la faisabilité du paramètre μ_i booléen (équation (4.1)) dans notre cas, donc le passage d'un modèle local à l'autre n'entraîne pas de fluctuations excessives du paramètre d'entrée (la vitesse d'avance) et ne perturbe pas la stabilité du procédé.

4.4 Synthèse de contrôleurs

Dans l'approche multi-modèle proposée (Figure 4.2), chaque modèle local a un contrôleur correspondant qui s'occupe de calculer une vitesse d'avance adaptée pour compenser l'erreur entre la géométrie commandée et la géométrie mesurée du cordon. Comme les modèles locaux linéaires sont déjà identifiés, dans cette section, nous synthétisons les contrôleurs respectivement pour les modèles locaux de hauteur (fonctions de transfert du premier ordre) et les modèles locaux de largeur (fonctions de transfert du second ordre). La synthèse de contrôleurs est basée sur un système en boucle fermée (Figure 4.7) établi dans le logiciel Simulink, où *C(s)* représente la fonction de transfert du contrôleur, *G(s)* est la fonction de transfert du modèle local identifié. Les objectifs de la synthèse sont fixés comme suit :

- Sans erreur statique ;
- Temps de réponse (± 5%) < 1 s ;

- Dépassement < 5% ;
- La sortie (vitesse d'avance) maximale du contrôleur < 25 mm/s pour éviter l'instabilité du procédé (par exemple les cordons discontinus).

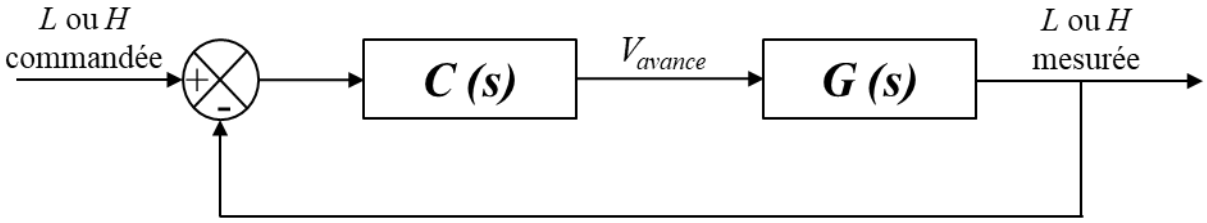


Figure 4.7 Système en boucle fermée pour la synthèse de contrôleurs des modèles locaux

4.4.1 Contrôleurs des modèles locaux de hauteur

Comme les modèles locaux de hauteur sont identifiés et représentés par les fonctions de transfert du premier ordre, nous décidons d'utiliser le contrôleur PI (Proportionnel-Intégral) pour la commande, il est caractérisé par la fonction de transfert ci-dessous :

$$C(s) = K\left(1 + \frac{1}{T_i s}\right) \tag{4.5}$$

Ici, K et T_i représentent respectivement le gain proportionnel et la constante de temps de l'action intégrale du contrôleur. Avec la fonction *G(s)* des modèles locaux de hauteur (équation (4.3)), la fonction de transfert *F(s)* du système en boucle fermée est calculée :

$$F(s) = \frac{C(s)G(s)}{1 + C(s)G(s)} = \frac{1 + T_i s}{1 + T_i\left(1 + \left(Kk_p\right)^{-1}\right)s + T_i T_p\left(Kk_p\right)^{-1}s^2}$$

$$= \frac{1 + T_i s}{1 + (2\xi/\omega_0)s + (1/{\omega_0}^2)s^2} \tag{4.6}$$

Nous faisons la synthèse du contrôleur PI par la méthode de placement de pôles [132], qui consiste à placer les pôles du système en boucle fermée selon besoins et à calculer la fonction de transfert *C(s)* du contrôleur permettant d'obtenir de tels pôles en boucle fermée. Dans l'équation (4.6), la dynamique du système est déterminée par deux pôles (p_1 et p_2) qui sont caractérisés par la pulsation propre ω_0 et le facteur d'amortissement ξ :

$$p_{1,2} = \begin{cases} -\xi\omega_0 \pm \omega_0\sqrt{1-\xi^2}i & (\xi < 1) \\ -\xi\omega_0 \pm \omega_0\sqrt{\xi^2-1} & (\xi \geq 1) \end{cases} \tag{4.7}$$

Pour garantir les deux pôles présentés dans l'équation (4.7), les paramètres de contrôleur PI sont déterminés :

$$K = \frac{(2\xi\omega_0 T_p - 1)}{k_p}, \qquad T_i = \frac{(2\xi\omega_0 T_p - 1)}{T_p {\omega_0}^2} \tag{4.8}$$

En même temps, pour enlever le zéro du système *F(s)*, un filtre du premier ordre $f_1(s)$ est ajouté sur l'entrée du système (hauteur commandée) :

$$f_1(s) = \frac{1}{1 + T_i s} \tag{4.9}$$

En fonction des équations (4.6) – (4.9), un programme Matlab du placement de pôles est développé, il nous permet de placer les deux pôles selon besoins et calculer les paramètres du contrôleur PI correspondant (Figure 4.8).



Figure 4.8 Illustration du programme du placement de pôles

Prenons le modèle local de hauteur à la température inter-couche de 20 °C (k_p = -0,163 et T_p = 0,260 du Tableau 4.2-(a)) par exemple pour la synthèse de son contrôleur avec la méthodologie présentée. Pour avoir un choix de pôles en boucle fermée plus simple et robuste, Spong et al. [81] proposent de choisir des systèmes critiques en boucle fermée pour un robot manipulateur. Dans notre cas, afin de respecter les objectifs fixés précédemment, un placement des deux pôles à la même position sur l'axe réel est adopté ($p_{1,2}$ = -11 + 0i),

les paramètres du contrôleur PI correspondant sont donc calculés : K = -28,957 et T_i = 0,150.

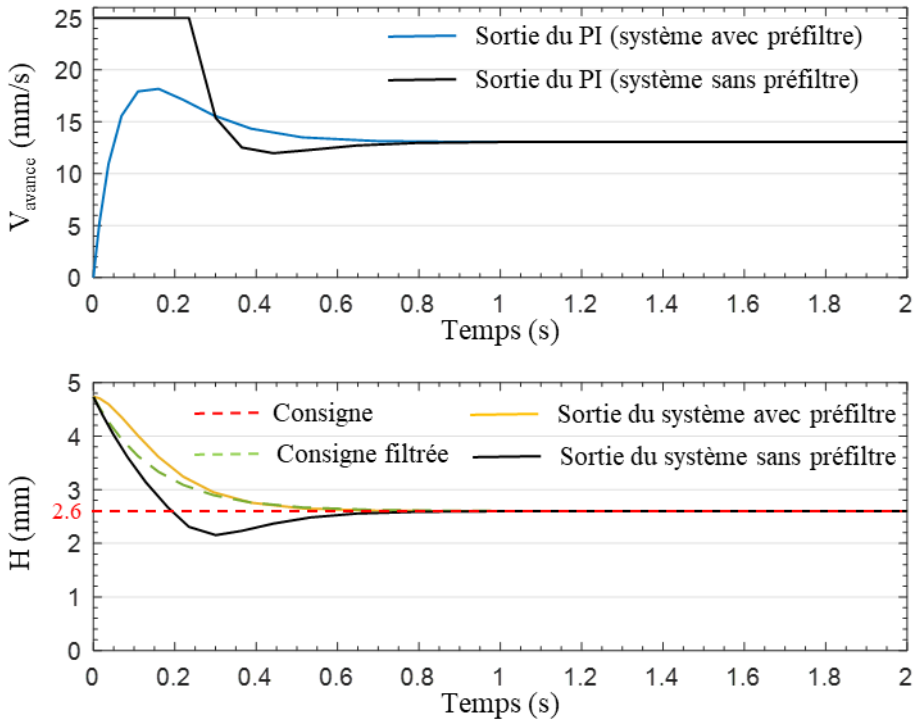


Figure 4.9 Simulation de la commande de hauteur avec le contrôleur PI à la T_{int} de 20 °C

Ensuite, le système en boucle fermée est simulé dans le logiciel Simulink avec une consigne de la hauteur commandée (ici 2,6 mm). Dans la simulation, la sortie du contrôleur est limitée à moins de 25 mm/s pour éviter l'instabilité du procédé. La Figure 4.9 présente les évolutions de la sortie du contrôleur (vitesse d'avance) et de la sortie du système (hauteur) par rapport au temps de simulation. Il est constaté que l'erreur statique est éliminée, le temps de réponse (± 5%) est mesuré à 0,431 s. En même temps, grâce au préfiltre ajouté, la sortie du contrôleur est moins fluctuante et le dépassement du système est annulé. Les mêmes procédures sont appliquées sur la synthèse des contrôleurs PI pour les autres modèles locaux de hauteur.

4.4.2 Contrôleurs des modèles locaux de largeur

Les modèles locaux de largeur sont caractérisés par les fonctions de transfert du second ordre, le contrôleur PID (Proportionnel-Intégral-Dérivé) est ainsi employé :

$$C(s) = K\left(1 + \frac{1}{T_i s} + T_d s\right) \tag{4.10}$$

Similaire au contrôleur PI, K est le gain proportionnel, T_i et T_d représentent respectivement la constante de temps de l'action intégrale et de l'action dérivée du contrôleur. Basé sur les équations (4.4) et (4.10), nous pouvons calculer la fonction de transfert du système en boucle fermée *F(s)* avec la même manière que l'équation (4.6) ($F(s) = \frac{C(s)G(s)}{1+C(s)G(s)}$), où l'équation caractéristique concernée est alors du troisième ordre :

$$(s + \alpha\omega_0)(s^2 + 2\xi\omega_0 s + {\omega_0}^2) = 0 \tag{4.11}$$

Donc la dynamique du système en boucle fermée est déterminée par trois pôles :

$$p_{1,2} = \begin{cases} -\xi\omega_0 \pm \omega_0\sqrt{1-\xi^2}i & (\xi < 1) \\ -\xi\omega_0 \pm \omega_0\sqrt{\xi^2-1} & (\xi \geq 1) \end{cases}$$
$$p_3 = -\alpha\omega_0 \tag{4.12}$$

En vue d'obtenir les pôles dans l'équation (4.12), les paramètres du contrôleur PID sont calculés comme suit :

$$K = ({\omega_p}^{-2}{\omega_0}^2(2\xi\alpha + 1) - 1)/k_p$$

$$T_i = ({\omega_p}^{-2}{\omega_0}^2(2\xi\alpha + 1) - 1)/({\omega_p}^{-2}\alpha{\omega_0}^3)$$

$$T_d = ({\omega_p}^{-2}\omega_0(2\xi + \alpha) - (2\xi_p{\omega_p}^{-1}))/({\omega_p}^{-2}{\omega_0}^2(2\xi\alpha + 1) - 1) \tag{4.13}$$

De même, un préfiltre du deuxième ordre est appliqué sur l'entrée du système (largeur commandée) en vue de supprimer les deux zéros de *F(s)*. Comme l'indique la Figure 4.8, un autre programme Matlab est également développé permettant de calculer les paramètres du contrôleur PID selon le placement des pôles souhaités.

Nous prenons l'exemple du modèle local de largeur à la température inter-couche de 20 °C (k_p = -0,322 ; ω_p = 5,000 et ξ_p = 0,420 du Tableau 4.2-(b)) pour montrer le réglage de son contrôleur selon la méthodologie présentée. La stratégie de choix des pôles proposée par Spong et al. [81] est également appliquée, après plusieurs essais, les 3 pôles sont tous

placés au point (-13, 0) sur l'axe réel pour que le système en boucle fermée réponde aux objectifs fixés. Les paramètres du contrôleur PID correspondant sont : K = -59,883, T_i = 0,220 et T_d = 0,072.

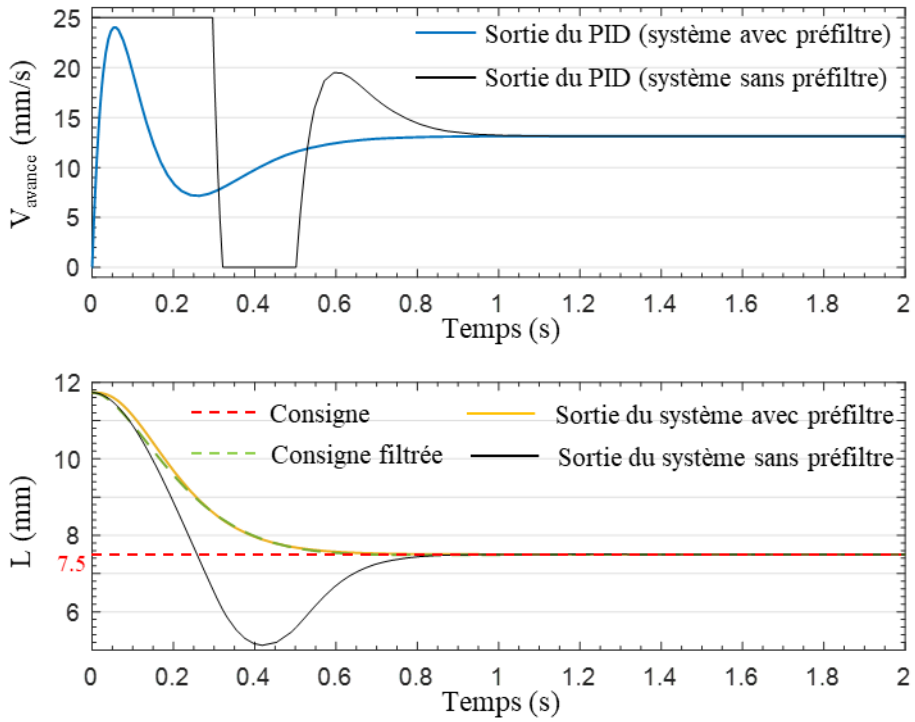


Figure 4.10 Simulation de la commande de largeur avec le contrôleur PID à la T_{int} de 20°C

La Figure 4.10 présente les résultats de la simulation du système en boucle fermée avec une largeur commandée de 7,5 mm, où l'erreur statique est nulle et la rapidité du système répond à l'exigence (temps de réponse (± 5%) = 0,484 s). De plus, la sortie du contrôleur (vitesse d'avance) s'est avérée plus fluctuante que celle des modèles locaux de hauteur, mais avec l'ajout de préfiltre, elle est toujours maintenue sous le seuil demandé (vitesse d'avance < 25 mm/s). Le dépassement du système est annulé grâce à l'ajout de préfiltre. La synthèse des contrôleurs PID pour les autres modèles locaux de largeur est également réalisée en effectuant les mêmes procédures présentées.

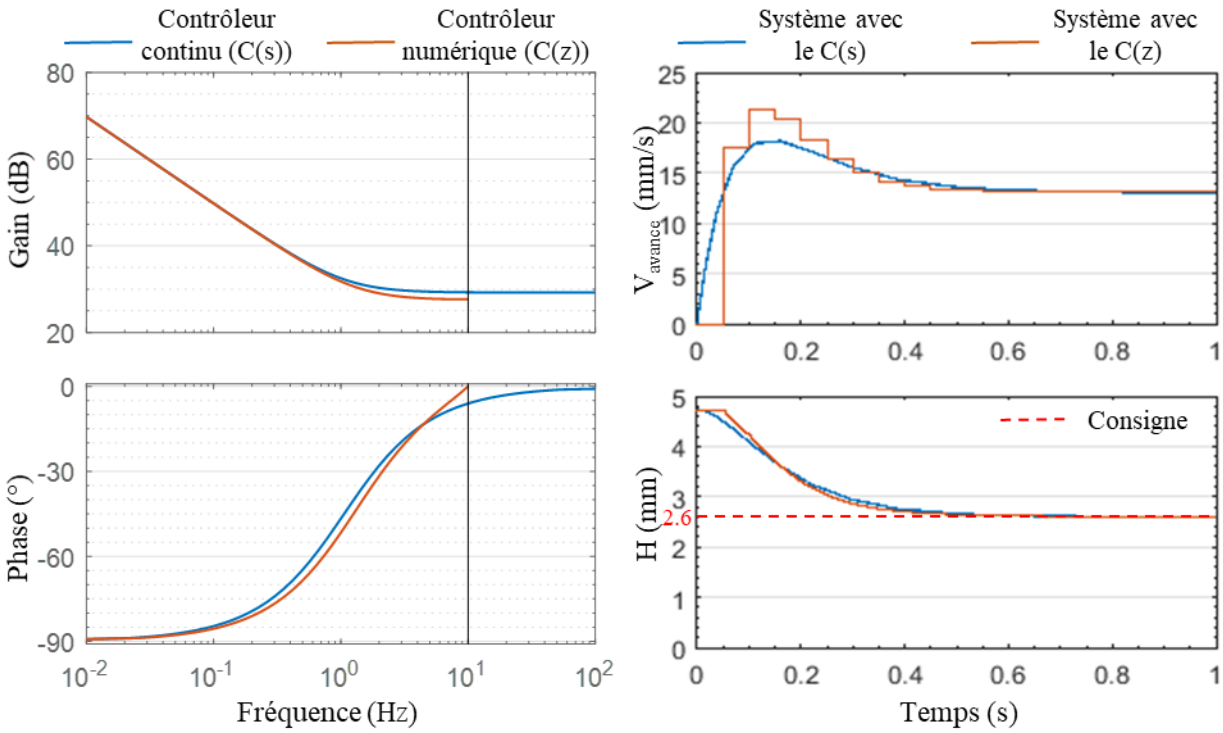
4.5 Mise en œuvre du système

4.5.1 Passage du continu au numérique

Après l'identification des modèles locaux et la synthèse de contrôleurs correspondants, ils sont tous caractérisés par les fonctions de transfert en continu. Afin de réaliser la stratégie proposée dans la Figure 4.2 par un calculateur numérique (l'ordinateur avec un programme C++ dans notre cas), nous présentons ici la numérisation des systèmes locaux (contrôleur + modèle local).

Généralement, le calculateur traite les entrées et les sorties de manière discrète avec une période d'échantillonnage T_e, où le choix de la période d'échantillonnage est important pour la commande numérique du procédé continu [133]. Selon le théorème de Shannon [134], la fréquence d'échantillonnage ($f_e = 1/T_e$) doit être plus de deux fois supérieure à la fréquence maximum du signal à échantillonner pour éviter le repliement (perte d'informations). Dans notre cas, en considérant la dynamique des systèmes locaux en boucle fermée, leurs bandes passantes sont calculées, et se situent dans l'intervalle de [1,04, 1,21] (Hz). Ainsi, la fréquence d'échantillonnage est choisie à 20 Hz, qui est environ 16 fois supérieure à la bande passante maximale. Ensuite, les modèles locaux et les contrôleurs sont donc échantillonnés à la période d'échantillonnage de 0,05s et la fonction « c2d » du logiciel Matlab est appliquée qui permet d'obtenir l'équivalent discret d'une fonction de transfert continue avec la méthode de bloqueur d'ordre zéro.

Après l'échantillonnage, pour s'assurer que les contrôleurs numériques obtenus soient convenablement proches des contrôleurs continus correspondants, leurs réponses fréquentielles sont comparées. Ensuite la cohérence des performances des contrôleurs numériques est vérifiée en les appliquant dans les simulations des systèmes en boucle fermées. Par exemple, la Figure 4.11-(a) présente la comparaison des réponses fréquentielles pour les deux contrôleurs (continu : $C(s) = -28{,}957(\frac{1}{1+0{,}15s})$ et numérique : $C(z) = -28{,}957 - \frac{9{,}653}{z-1}$) du modèle local de hauteur à la température inter-couche de 20 °C. La Figure 4.11-(b) présente la simulation des deux systèmes concernés en boucle fermée avec une consigne de hauteur de 2,6 mm.



a) Réponses fréquentielles des contrôleurs continu et numérique

b) Commandes et réponses des systèmes en boucle fermée

Figure 4.11 Simulations pour la vérification du contrôleur numérique du modèle local de hauteur à la T_{int} de 20°C

Tableau 4.3

a) Caractéristiques des systèmes locaux de hauteur avec les contrôleurs numériques

Caractéristiques	T_{int} 20 °C	T_{int} 100 °C	T_{int} 200 °C	T_{int} 300 °C	T_{int} 400 °C	T_{int} 500 °C	T_{int} 600 °C
e_s (mm)	0	0	0	0	0	0	0
t_r (s)	0,426	0,463	0,450	0,457	0,472	0,466	0,445
D (%)	0	0	0	0	0	0	0

b) Caractéristiques des systèmes locaux de largeur avec les contrôleurs numériques

Caractéristiques	T_{int} 20 °C	T_{int} 100 °C	T_{int} 200 °C	T_{int} 300 °C	T_{int} 400 °C	T_{int} 500 °C	T_{int} 600 °C
e_s (mm)	0	0	0	0	0	0	0
t_r (s)	0,524	0,497	0,518	0,535	0,574	0,536	0,488
D (%)	0	1,46	0,75	0,81	0	2,07	2,20

Dans l'exemple présenté, nous pouvons constater que comme le contrôleur numérique est suffisamment proche du contrôleur continu synthétisé, le comportement du système avec le contrôleur numérique est également très ressemblant à celui du système avec le contrôleur continu : il n'y a pas d'erreurs statiques (e_s) ni de dépassements (D), leurs temps de réponse (± 5%, t_r) sont respectivement de 0,431 s (continu) et de 0,426 s (numérique). Néanmoins, la sortie du contrôleur numérique est plus oscillante. En limitant la sortie des contrôleurs (vitesse d'avance) à un maximum de 25 mm/s, le Tableau 4.3 résume les caractéristiques des réponses indicielles de tous les systèmes locaux en boucle fermée avec les contrôleurs numériques.

4.5.2 Le système contrôle-commande développé

Avec l'intégration du capteur laser mis en place (section 2.3), le système contrôle-commande est réalisé sous forme de programme C++ selon la stratégie proposée dans la Figure 4.2 (approche multi-modèle).

Le fonctionnement du système contrôle-commande est illustré dans la Figure 4.12. Le capteur laser est monté sur le robot à la fin du dépôt pour mesurer la dernière couche déposée avec une vitesse de scan de 10 mm/s, les données de mesure sont transmises en temps réel au système de commande, qui est implémenté sur un ordinateur externe. Pendant le traitement des données, le cordon mesuré est divisé en plusieurs petites sections le long de la direction de mesure du capteur, la longueur de chaque section est déterminée à 0,5 mm (= vitesse de mesure (10 mm/s) × période d'échantillonnage (0,05 s)). Pour chaque petite section, en fonction de l'erreur entre sa géométrie (largeur ou hauteur) mesurée et la valeur commandée, le système calcule la vitesse d'avance de cette section pour la couche prochaine afin de compenser l'erreur. Ensuite, les commandes de la vitesse d'avance de toutes les sections sont envoyées au robot pour déposer la couche suivante. La communication entre l'ordinateur et le robot est établie par le protocole TCP/IP programmé dans le système. Il convient de noter que le capteur laser est démonté du robot avant le dépôt prochain en vue de protéger le capteur.

Le système contrôle-commande développé est appliqué à la fabrication des différentes pièces de dimensions variables (qui seront présentées dans la section 5.3), où sa performance sur l'amélioration de la précision géométrique du procédé FAAF est validée.

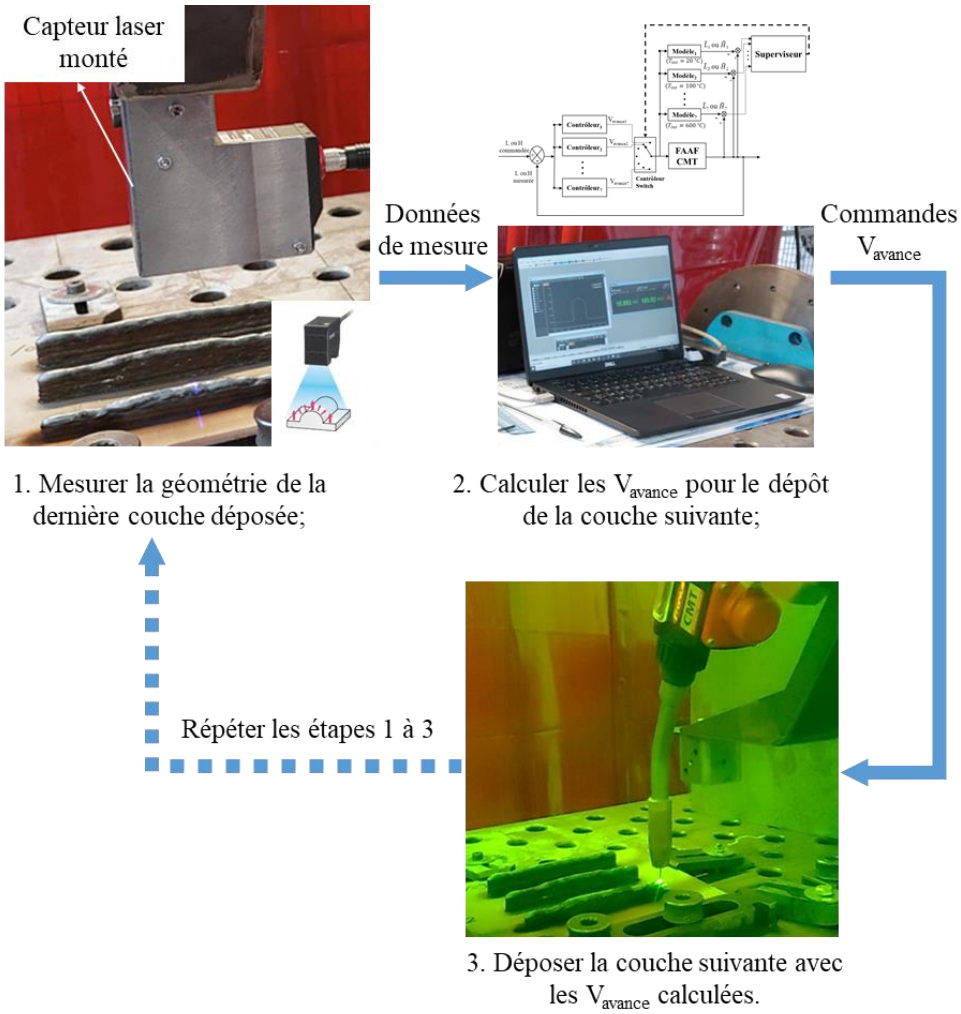


Figure 4.12 Illustration du fonctionnement de système contrôle-commande développé

4.6 Conclusion

En vue d'améliorer la qualité géométrique des pièces déposées, le développement du système contrôle-commande est présenté dans ce chapitre pour le procédé FAAF (Fabrication additive par arc-fil). Le système permet de mesurer sur place la géométrie de la dernière couche déposée, puis de compenser les déviations géométriques (largeur ou

hauteur) en ajustant le paramètre vitesse d'avance du dépôt de la couche suivante. Les conclusions suivantes peuvent être formulées :

- Une stratégie de la modélisation dynamique du procédé est proposée avec l'application de l'approche multi-modèle, qui consiste à décomposer le comportement dynamique complexe du procédé en sept zones de fonctionnement selon les différentes températures inter-couches, chaque zone est caractérisée par un modèle local linéaire. La vitesse d'avance est sélectionnée comme l'entrée de modèles locaux et la hauteur ou la largeur du cordon est prise comme la sortie pour les deux types de modèles locaux.

- Les modèles locaux du procédé sont identifiés expérimentalement en boucle ouverte, il est constaté que les fonctions de transfert du premier ordre décrivent le mieux la dynamique de la hauteur du cordon et celles du second ordre sont optimales pour modéliser la largeur du cordon. La qualité d'identification des modèles locaux est vérifiée dans les expériences de validation.

- Les contrôleurs PI (Proportionnel-Intégral) et PID (Proportionnel-Intégral-Dérivé) sont respectivement synthétisés pour les modèles locaux de hauteur et de largeur. Dans les systèmes en boucle fermée, les contrôleurs permettent d'éliminer les erreurs statiques ainsi que les dépassements, et de réduire les temps de réponse à moins de 0,6 s, la sortie de contrôleurs (vitesse d'avance) est limitée à un maximum de 25 mm/s.

- Le système de commande est numérisé avec une fréquence d'échantillonnage de 20 Hz, qui garantit que ses performances soient convenablement proches de celles du système en continu. Avec le capteur laser mis en place, le système contrôle-commande est réalisé et implémenté sur un ordinateur externe sous forme de programme C++, ses applications expérimentales seront présentées dans le chapitre suivant.

5. Application des méthodes d'amélioration développées

5.1 INTRODUCTION 104
5.2 STRATEGIE D'AMELIORATION DES EXTREMITES DU CORDON 105
5.2.1 Irrégularités géométriques aux deux extrémités du cordon 105
5.2.2 Stratégie développée 106
5.2.3 Application de la stratégie 110
5.3 APPLICATION DU SYSTEME CONTROLE-COMMANDE 113
5.3.1 Fabrication du mur de hauteur variable 113
5.3.2 Fabrication du mur de largeur variable 118
5.3.3 Fabrication de pièce « nervure » 120
5.3.4 Fabrication des murs inclinés 125
5.4 CONTROLE IN SITU DES DEFAUTS INTERNES 126
5.4.1 Dépôt et test des murs multicouches et multi-cordons 126
5.4.2 Critères géométriques de contrôle 127
5.4.3 Application du contrôle in situ 129
5.5 CONCLUSION 132

5.1 Introduction

Dans le but d'améliorer la stabilité et la performance géométrique du procédé FAAF, nous présentons dans ce chapitre l'application des méthodes d'amélioration développées.

Les irrégularités dimensionnelles au début et à la fin du cordon dégradent la précision géométrique des pièces FAAF, en particulier pour les dépôts multicouches, où les erreurs géométriques accumulées peuvent devenir très importantes. Par conséquent, nous développons une stratégie qui consiste à ajuster la vitesse d'avance V_{avance} et la trajectoire du dépôt pour rendre la géométrie des deux extrémités du cordon plus régulière. L'efficacité de cette stratégie est vérifiée en l'appliquant à la fabrication de différentes pièces. Le développement et l'application de la stratégie sont présentés dans la section 5.2.

En vue de commander la géométrie des pièces déposées et de renforcer encore la stabilité géométrique du procédé, un système contrôle-commande est développé pour le procédé FAAF (chapitre 4). Dans le système, un capteur laser s'occupe de mesurer la géométrie de la couche déposée, puis les déviations géométriques (largeur ou hauteur) détectées peuvent être compensées en ajustant la vitesse d'avance du dépôt de la couche suivante. Il convient de noter que la stratégie d'amélioration pour les deux extrémités du cordon est également intégrée au système. Le système contrôle-commande développé est appliqué à la fabrication des différentes pièces de dimensions variables (section 5.3), où ses performances dans l'amélioration géométrique du procédé sont validées.

La présence des défauts internes (manques de fusion, inclusions, porosités, etc.) dans les pièces fabriquées est un problème courant et critique pour le procédé FAAF, qui dégrade les propriétés mécaniques des pièces [135]. Par conséquent, afin de garantir l'intégrité structurelle des pièces, le contrôle in situ des défauts internes doit être intégré dans la robotisation du procédé FAAF [69], ce qui offre également la possibilité de réparer les défauts en cours de la fabrication. Cependant, la détection traditionnelle des défauts internes par des techniques de contrôle non destructif (CND) s'est avérée limitée dans le contrôle in situ de FAAF. L'ondulation de la surface des pièces doit être réduite par usinage pour obtenir des résultats fiables de CND, tandis que les méthodes conventionnelles de

CND sont également sensibles à la température inter-couche élevée du procédé [136]–[138]. En se basant sur la mesure du capteur laser pour chaque couche déposée et des critères géométriques proposés, nous développons une méthode de contrôle in situ des défauts internes, qui peut être facilement appliquée dans le procédé FAAF robotisé. La fiabilité de la méthode développée est vérifiée par les expériences. La Section 5.4 présente son développement et son application.

5.2 Stratégie d'amélioration des extrémités du cordon

5.2.1 Irrégularités géométriques aux deux extrémités du cordon

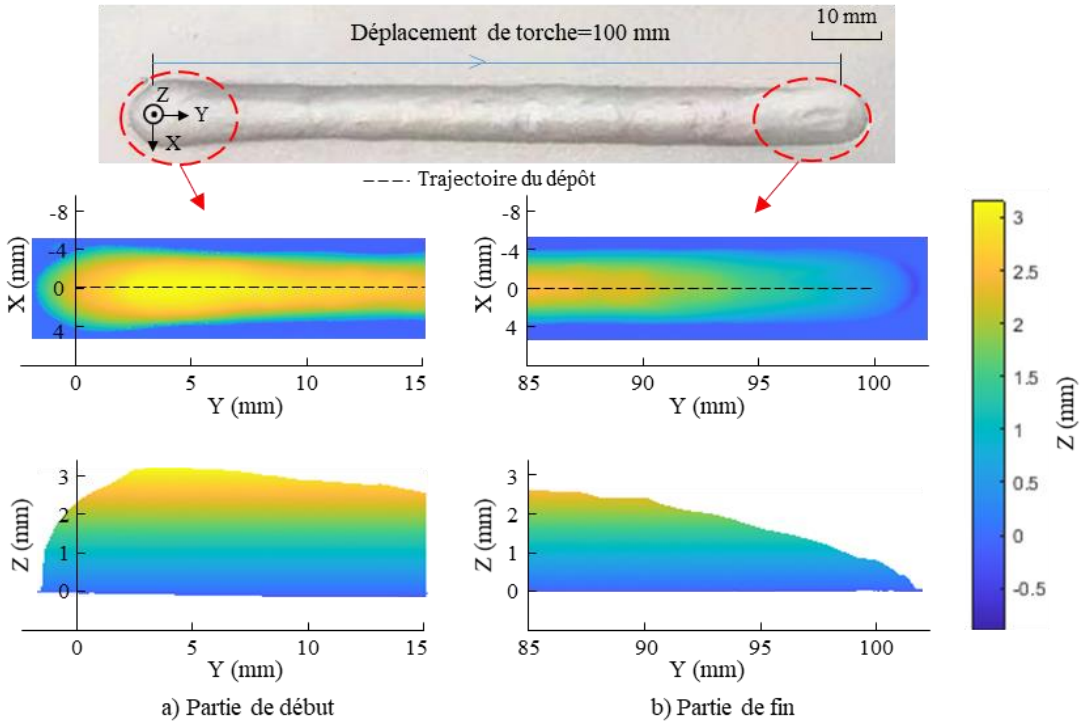


Figure 5.1 Illustration des irrégularités géométriques aux deux extrémités du cordon

La Figure 5.1 montre un cordon typique déposé par procédé FAAF utilisant le soudage CMT (vitesse du fil = 7,5 m/min, vitesse d'avance = 13 mm/s), et le scan 3D de ses parties de début et de fin. Au début, la source de soudage prend plus de puissance que le régime stable pour amorcer l'arc électrique, donc plus de matière est déposée. De plus, la partie de début du cordon a un mauvais mouillage sur le substrat en raison de la température inter-couche basse, ce qui fait que les matières déposées ne peuvent pas être bien étalées. Par

conséquent, l'accumulation de matières dans la partie de début produit une bosse qui est généralement plus haute et plus large que la partie centrale stable (Figure 5.1-(a)). Dans la partie de fin du cordon, l'arc est éteint et l'alimentation du fil est terminée, pendant lesquels le comportement du procédé varie fortement d'un moment à l'autre, créant des champs de température et d'écoulement de fluide très instables [139]. Ainsi, un creux en forme de pente se forme progressivement en raison de la réduction de matières alimentées et de l'écoulement du bain de fusion (Figure 5.1-(b)). Dans le développement de la stratégie d'amélioration, la distance de déplacement de la torche pour chaque dépôt est fixée à 100 mm dans la direction de l'axe Y. La longueur totale du cordon sera légèrement supérieure à 100 mm en raison de son étalement.

5.2.2 Stratégie développée

En fonction de l'analyse et des investigations expérimentales des irrégularités géométriques aux deux extrémités du cordon, la stratégie d'amélioration (illustrée dans la Figure 5.2) est développée pour une géométrie du cordon plus stable.

Dans l'équation (3.2), nous pouvons constater que le rapport V_{fil}/V_{avance} détermine la quantité de matières déposées par unité de longueur, ainsi avec la vitesse du fil fixée, la variation de la vitesse d'avance est capable de changer la géométrie du cordon. Normalement, un cordon est toujours déposé avec la vitesse du fil et la vitesse d'avance constantes, alors que les irrégularités géométriques au début et à la fin ne peuvent pas être compensées. Par conséquent, une méthode d'amélioration utilisant la vitesse d'avance qui varie est proposée pour la partie de début du cordon : la vitesse d'avance est d'abord augmentée au-dessus de la valeur standard, puis diminuée progressivement pour revenir au niveau standard ($V_{avance\text{-}d1} \geq V_{avance\text{-}d2} \geq V_{avance\text{-}d3}$, Figure 5.2). Cette variation de vitesse d'avance peut conduire à déposer moins de matières, évitant ainsi une accumulation excessive de matières, les valeurs de la vitesse d'avance dans la partie de début sont réglées en pourcentages par rapport à sa valeur standard de la partie centrale du cordon ($V_{avance\text{-}s}$). Les résultats de nos expériences montrent que la configuration de la vitesse d'avance avec $V_{avance\text{-}d1}$ = 130%, $V_{avance\text{-}d2}$ = 120%, $V_{avance\text{-}d3}$ = 110% est la plus efficace pour réduire les irrégularités géométriques au début du cordon.

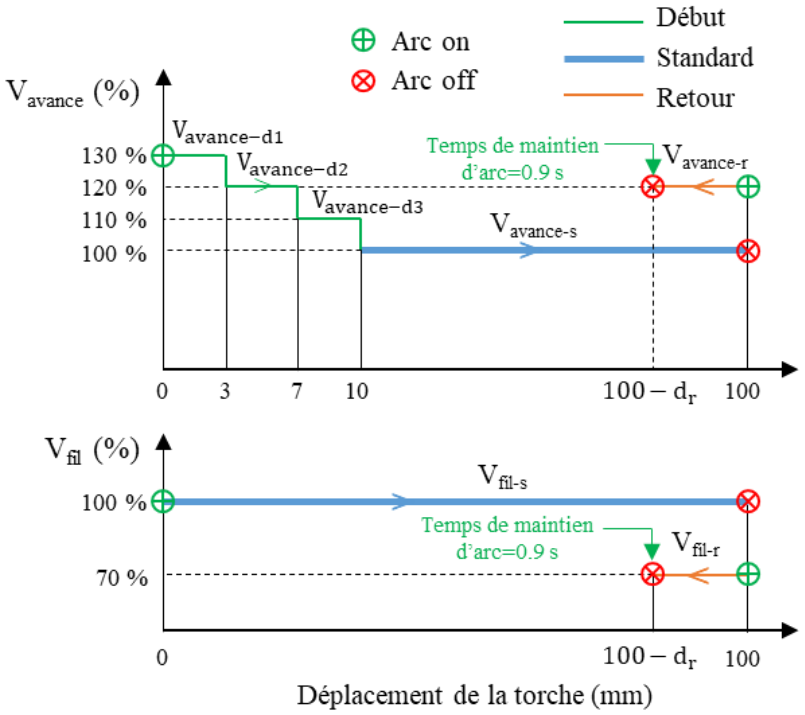
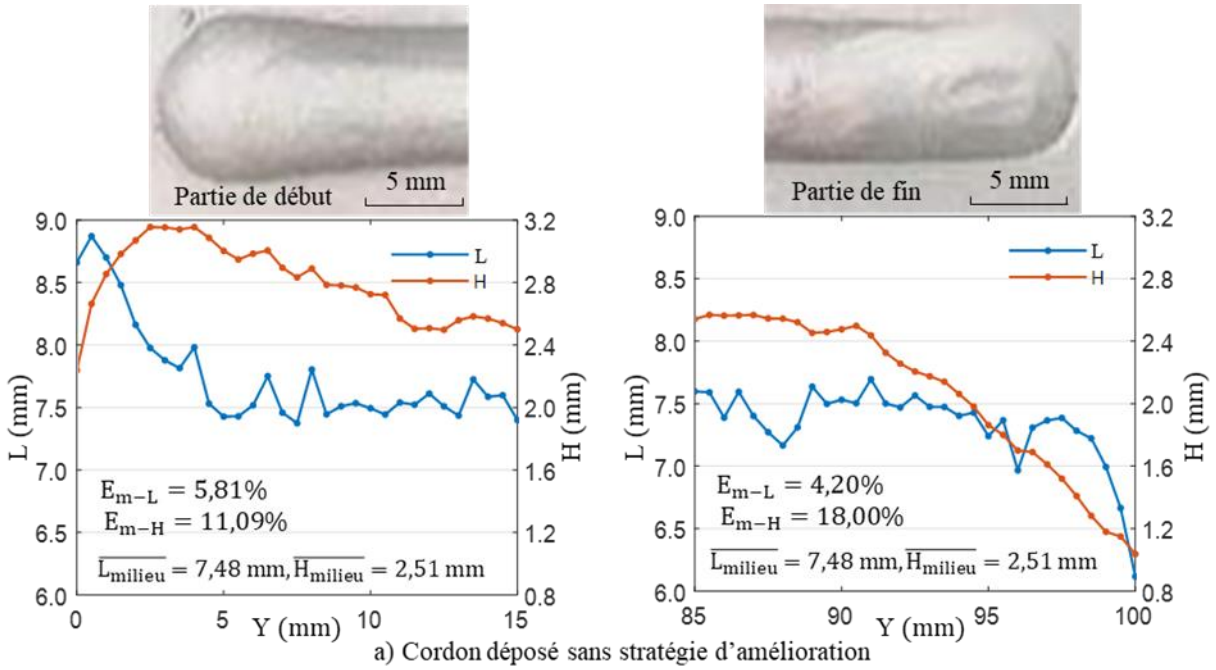
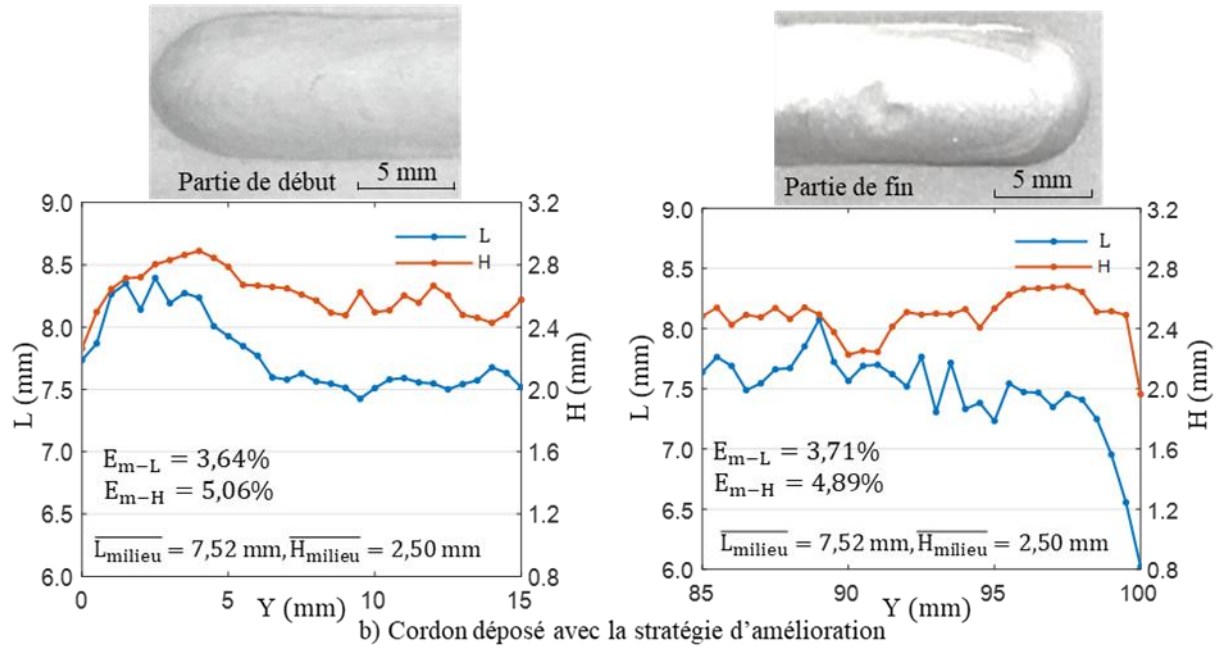


Figure 5.2 Illustration de la stratégie d'amélioration des extrémités du cordon

Une trajectoire de retour supplémentaire est proposée en particulier pour diminuer les erreurs géométriques à la fin du cordon. En ajoutant un retour (depuis le point final du dépôt standard, la torche parcourt une courte distance supplémentaire dans la direction opposée), cette méthode permet de remplir le creux en forme de pente à la fin du cordon de manière plus uniforme. Il convient de noter que l'arc électrique doit être éteint à la fin du dépôt standard, puis réamorcé au début du retour afin d'éviter un remplissage excessif. En fonction des expériences préliminaires, la distance de retour d_r (mm) est déterminée comme la distance parcourue par la torche en une seconde avec la vitesse d'avance standard. Afin de réduire l'apport de chaleur pendant le retour et d'atténuer les différences de propriétés mécaniques qui en résultent entre la partie de fin et la partie restante du cordon, la vitesse du fil de retour ($V_{fil\text{-}r}$) est réglée (en pourcentage) inférieure à la valeur standard ($V_{fil\text{-}s}$), la vitesse d'avance de retour plus élevée ($V_{avance\text{-}r}$) est également employée. Les expériences démontrent que le retour avec $V_{avance\text{-}r}$ = 120%, $V_{fil\text{-}r}$ = 70% et un temps de maintien d'arc de 0,9 s produit la géométrie la plus régulière à la fin du cordon (Figure 5.2).



a) Cordon déposé sans stratégie d'amélioration



b) Cordon déposé avec la stratégie d'amélioration

Figure 5.3 Comparaison des cordons déposés sans et avec la stratégie d'amélioration

Suivant la direction du dépôt (l'axe Y), la géométrie du cordon (largeur *L* et hauteur *H*) est mesurée tous les 0,5 mm par le capteur laser (Keyence LJ-V7080). L'indice E_m (%) est introduit pour calculer l'erreur moyenne entre la géométrie stable de la partie centrale du cordon (Y∈[15, 85] (mm)) et celle mesurée au début et à la fin du cordon :

$$E_m = \frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N}\left(\frac{|X_i - \overline{X_{milieu}}|}{\overline{X_{milieu}}}\right) \times 100\% \quad (5.1)$$

Ici, N représente le nombre de mesures, X_i est une valeur mesurée de la largeur ou la hauteur à la partie de début/fin du cordon, et $\overline{X_{milieu}}$ est la géométrie moyenne à la partie centrale ($\overline{L_{milieu}}$ ou $\overline{H_{milieu}}$).

Des mono-cordons sont déposés pour tester la stratégie d'amélioration développée, la Figure 5.3 montre un exemple des cordons déposés avec les paramètres standard $V_{fil\text{-}s}$ = 7,7 m/min, $V_{avance\text{-}s}$ = 10 mm/s. Dans la partie de début, la stratégie améliore efficacement la stabilité géométrique du cordon : $E_{m\text{-}L}$ et $E_{m\text{-}H}$ sont réduits respectivement à 3,64% et 5,06%. À la partie de fin du cordon, le creux est presque rempli en une surface plane ($E_{m\text{-}H}$ passe de 18,00% à 4,89%) et la régularité de la largeur est garantie ($E_{m\text{-}L}$ = 3,71%).

Tableau 5.1

Données expérimentales pour tester la stratégie d'amélioration développée

No. test	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
$V_{fil\text{-}s}$ (m/min)	6,5	6,5	6,5	7,5	7,5	7,5	9,0	9,0	9,0	10,0	10,0	10,0
$V_{avance\text{-}s}$ (mm/s)	7,00	10,33	13,66	7,00	10,33	13,66	7,00	10,33	13,66	7,00	10,33	13,66

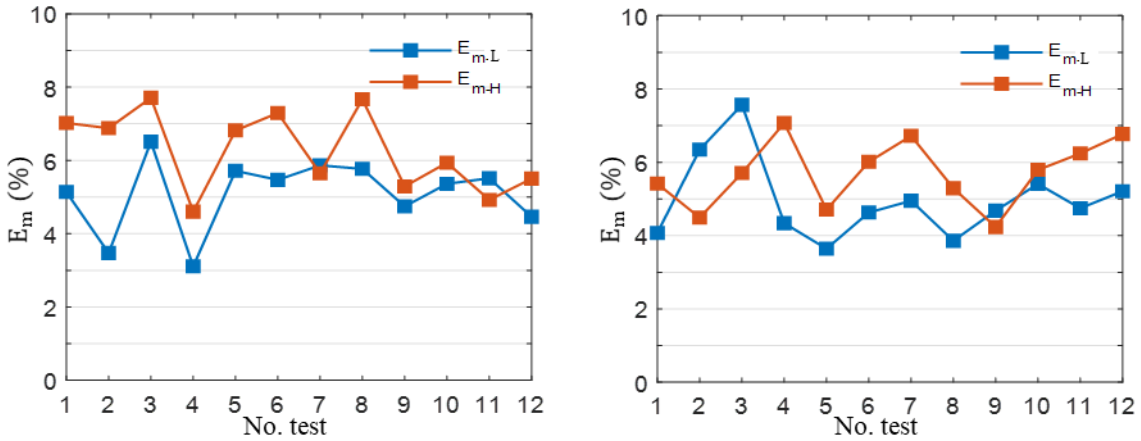


Figure 5.4 Tests de la stratégie d'amélioration avec différents paramètres du Tableau 5.1

Le Tableau 5.1 présente les données expérimentales pour tester la robustesse de la stratégie en déposant des cordons avec différentes combinaisons de la vitesse du fil et la

vitesse d'avance standard. La Figure 5.4 donne les résultats des tests sous forme d'erreurs géométriques moyennes (E_m). Nous pouvons noter que la stratégie d'amélioration garantit la stabilité géométrique aux deux extrémités des cordons (E_m < 8% pour largeur et hauteur), et qu'elle est particulièrement efficace pour compenser les creux à la fin des cordons (E_{m-H} < 7,1%). Par conséquent, la stratégie d'amélioration développée est démontrée robuste et semble fonctionner pour tous les paramètres opératoires.

5.2.3 Application de la stratégie

Dans la fabrication de pièces multicouches par FAAF, les écarts de hauteur accumulés aux deux extrémités des cordons doivent être réduits pour une meilleure précision géométrique [73]. La stratégie développée a été vérifiée sur un mur multicouche simple dans une publication de nous [50], ici nous présentons son application à la fabrication de pièces aux formes plus complexes.

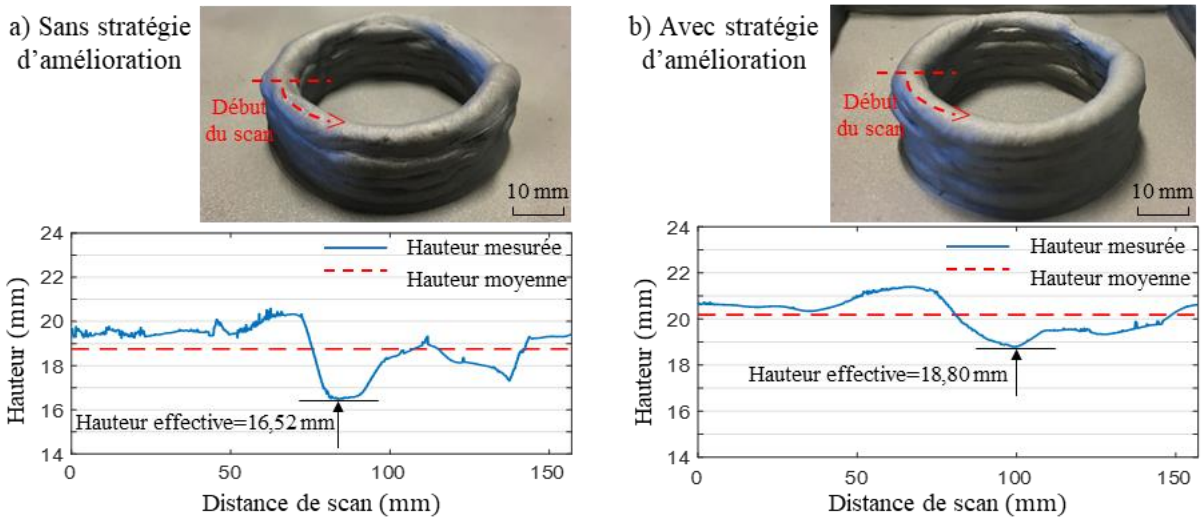


Figure 5.5 Pièces multicouches en forme de tube fabriquées sans et avec la stratégie ($V_{fil\text{-}s}$ = 7,5 m/min, $V_{avance\text{-}s}$ = 13 mm/s)

La Figure 5.5-(a) montre la fabrication d'une pièce en forme de tube (un cordon circulaire par couche, 10 couches au total) en utilisant la trajectoire de « points de départ symétriques » : les couches adjacentes sont déposées dans des directions opposées, et leurs points de départ sont symétriques par rapport au centre du cercle. Le diamètre du dépôt est de 50 mm pour chaque couche, la hauteur de la pièce est mesurée par le scan circulaire du

capteur laser. La trajectoire de « points de départ symétriques » permet à la géométrie stable de la partie centrale du cordon de compenser les irrégularités aux extrémités de la couche précédente. Toutefois, les résultats de mesure montrent que les erreurs de hauteur ne sont pas suffisamment compensées. Par rapport à la hauteur moyenne, l'écart absolu maximal de la hauteur est supérieur à 2,2 mm autour du point final du dépôt de la 10ème couche. La hauteur effective de la pièce (déterminée par la hauteur minimale) est de 16,52 mm. Avec la même trajectoire et les mêmes paramètres (vitesse du fil et vitesse d'avance), une autre pièce en forme de tube est déposée en utilisant la stratégie d'amélioration (Figure 5.5-(b)). Nous pouvons observer que les écarts de hauteur sont considérablement réduits : l'écart absolu maximal est inférieur à 1,3 mm, en même temps la hauteur effective est augmentée à 18,80 mm, soit une augmentation de 11,35% par rapport à la hauteur moyenne.

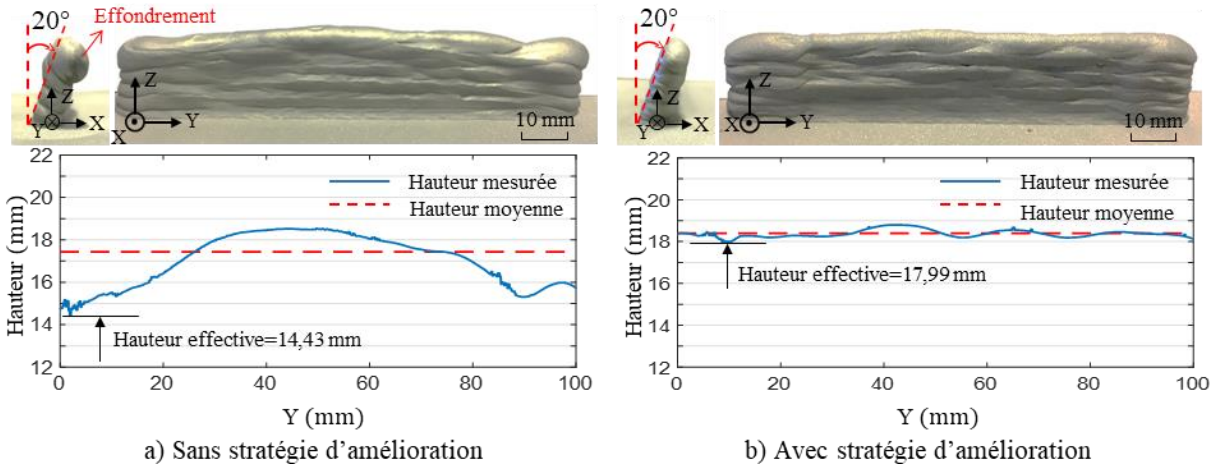


Figure 5.6 Murs inclinés de 20° fabriqués sans et avec la stratégie ($V_{fil\text{-}s}$ = 6,0 m/min, $V_{avance\text{-}s}$ = 10 mm/s)

La Figure 5.6-(a) présente un mur multicouche incliné de 20° (un cordon droit par couche, 10 couches au total), il est déposé avec une trajectoire à direction alternée (les couches adjacentes sont déposées dans les directions opposées) pour que la bosse du début et le creux de la fin du cordon se compensent. La longueur de dépôt est de 100 mm pour chaque couche, l'angle d'inclinaison est généré par un décalage horizontal (direction de l'axe X) du dépôt couche par couche. Il est constaté que la compensation a un effet limité et que les deux extrémités du mur sont plus basses que la partie centrale en raison de

l'accumulation des creux à la fin de chaque dépôt. L'écart absolu maximal de la hauteur est supérieur à 3,0 mm par rapport à la moyenne et la hauteur effective est de 14,43 mm. De plus, sous l'influence de l'inclinaison, les irrégularités géométriques accumulées aux deux extrémités du mur aggravent l'écoulement des bains de fusion, et entrainent un effondrement à la dernière couche. Le même mur incliné est également fabriqué avec la stratégie d'amélioration (Figure 5.6-(b)), où la régularité de hauteur est améliorée de manière efficace (l'écart absolu maximal < 0,6 mm et hauteur effective = 17,99 mm (une augmentation de 19,24%)). En même temps, grâce à la stabilité géométrique, l'angle d'inclinaison est maintenu pour toutes les couches sans effondrement.

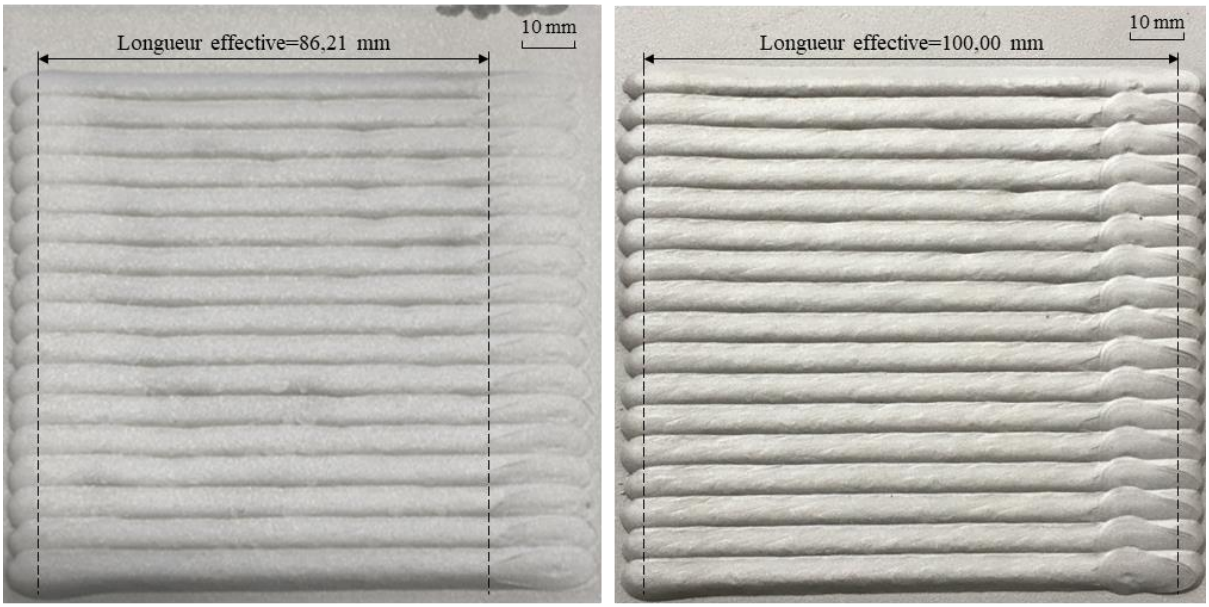


Figure 5.7 Rechargements multi-passes sans et avec la stratégie ($V_{fil\text{-}s}$ = 9,0 m/min, $V_{avance\text{-}s}$ = 13,33 mm/s)

La stratégie d'amélioration est également appliquée dans le rechargement multi-passes, où la géométrie régulière des cordons doit être exigée [140]. Un rechargement de 17 passes est fabriqué, chaque passe est déposée dans la même direction avec la longueur fixée à 100 mm. La Figure 5.7-(a) présente le rechargement réalisé sans stratégie d'amélioration, où une géométrie stable est obtenue dans les premiers 86,21 mm, mais la partie de fin ne peut pas être considérée comme un rechargement effectif en raison de la hauteur plus faible et irrégulière. Le même rechargement est déposé avec la stratégie d'amélioration (Figure 5.7-

(b)), la partie de fin est uniformément compensée et un rechargement effectif est obtenu sur toute la longueur du dépôt.

5.3 Application du système contrôle-commande

Dans la littérature, les applications des systèmes contrôle-commande développés pour le procédé FAAF se concentrent sur des pièces de géométrie uniforme (largeur ou hauteur constante) [40], [74], [76], [77], tandis que la fabrication des pièces complexes peut demander de réaliser différentes géométries dans un seul dépôt [69]. Ainsi, afin de démontrer que le système développé dans le chapitre 4 peut répondre à ce besoin, nous l'appliquons dans la fabrication des pièces à géométrie variable.

5.3.1 Fabrication du mur de hauteur variable

L'objectif géométrique de la fabrication est illustré dans la Figure 5.8. La pièce à fabriquer est un mur multicouche composé des mono-cordons (un cordon par couche), les côtés du mur sont requis pour être plus bas que la partie centrale (hauteur de 25 mm pour Y∈[40, 110] (mm), et hauteur de 20 mm pour le reste).

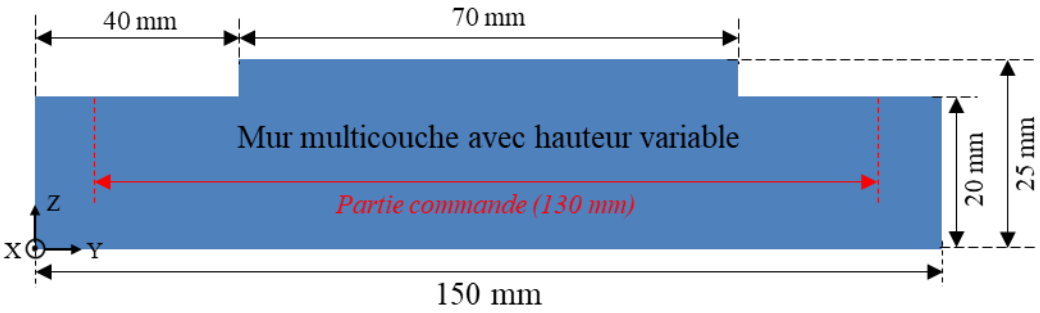


Figure 5.8 Objectif de la fabrication du mur de hauteur variable

Dans la planification de fabrication, nous découpons le modèle du mur en 10 couches, chaque couche sera réalisée par un cordon de longueur fixe (150 mm) et de hauteur variable : hauteur de 2 mm pour les côtés et hauteur de 2,5 mm pour la partie centrale. Il convient de noter qu'il existe également un autre type de planification pour cette pièce : le modèle est découpé en 12 couches, les 10 premières couches représentent 10 cordons d'une hauteur de 2 mm et d'une longueur de 150 mm ; les deux dernières couches sont deux

cordons d'une hauteur de 2,5 mm et d'une longueur de 70 mm. Nous prenons la première planification pour mieux tester les performances du système développé en termes de contrôle-commande de hauteur, ce qui simplifie en même temps la trajectoire du dépôt. Comme la stratégie d'amélioration développée (section 5.2) est intégrée pour augmenter la régularité géométrique des deux extrémités du mur (phases d'amorçage et d'extinction de l'arc électrique), le système contrôle-commande est utilisé sur la partie Y∈[10, 140] (mm), où l'arc électrique est stable.

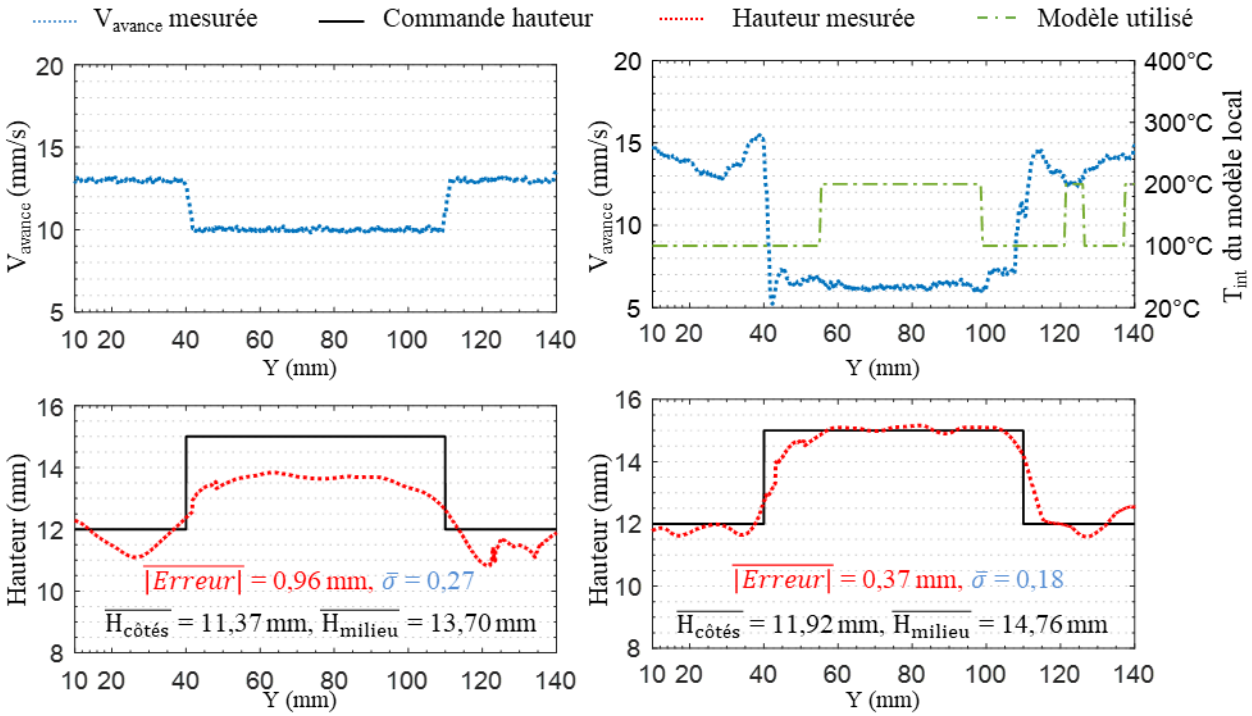


Figure 5.9 Résultats des dépôts de la couche 6 de murs de hauteur variable

En plus du mur fabriqué avec le système contrôle-commande, un deuxième mur est également déposé sans le système pour faire la comparaison. Lors de la fabrication de chaque couche, la vitesse d'avance et la hauteur du mur sont mesurées, la vitesse du fil est fixée à 7,5 m/min pour tous les dépôts. Pour le mur fabriqué sans le système contrôle-commande, le réglage de la vitesse d'avance est identique pour toutes les couches du mur. Les deux valeurs de la vitesse d'avance sont déterminées en fonction de notre base de données (vitesse d'avance = 13 mm/s pour les deux côtés et 10 mm/s pour le milieu), qui

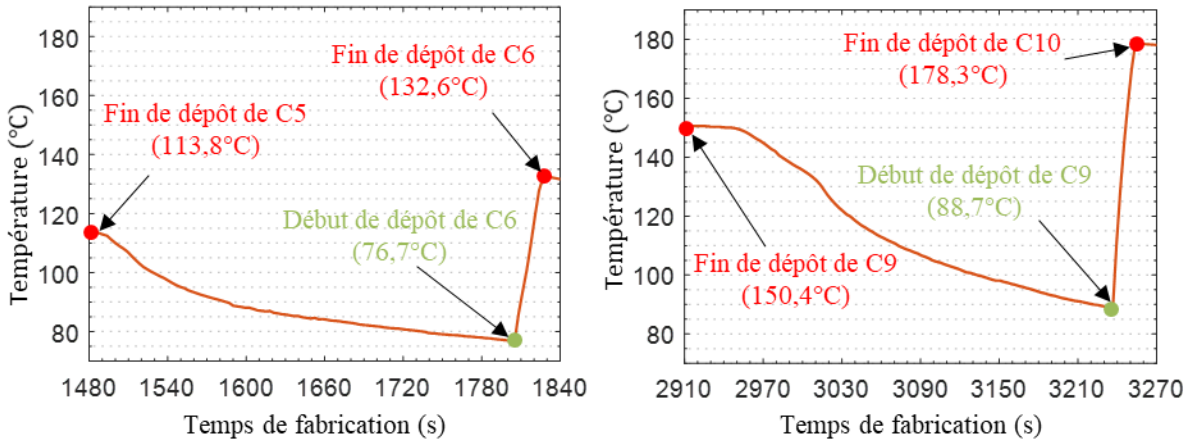
produisent respectivement des cordons d'une hauteur de 2 mm et 2,5 mm à la température inter-couche de 20 °C. Afin de réduire l'influence de la température inter-couche, chaque couche déposée est refroidie à moins de 80 °C avant le nouveau dépôt. Nous présentons les résultats des expériences de la couche 6 et la couche 10 des deux murs par exemple.

La Figure 5.9-(a) présente le dépôt de la couche 6 du mur fabriqué sans l'application du système, nous pouvons constater que la moyenne des erreurs absolues est déjà proche de 1 mm par rapport à la hauteur souhaitée ($\overline{|Erreur|}$ = 0,96 mm). En particulier, l'erreur de hauteur au milieu du mur est plus importante : $\overline{H_{milieu}}$ est de 13,70 mm au lieu de 15 mm commandé. En raison de l'accumulation de chaleur inévitable, lorsque les couches se multiplient, le cordon s'étale plus avec un taux de dépôt constant, ce qui entraine la réduction de hauteur.

Pendant le dépôt de la couche 6 avec le système contrôle-commande, les contrôleurs de modèles locaux de température inter-couche à 100 °C et 200 °C sont activés (Figure 5.9-(b)). Il est constaté que des vitesses d'avance faibles (environ 6 mm/s) sont utilisées au milieu du dépôt afin de respecter la commande et de compenser les écarts de hauteur. Comme l'apport d'énergie au milieu est plus important que sur les côtés du dépôt, l'utilisation du contrôleur de 200 °C est principalement concentrée dans cette partie. Grâce à l'ajustement adaptatif de la vitesse d'avance, la moyenne des erreurs absolues entre la hauteur commandée et la hauteur mesurée est réduite à 0,37 mm. La hauteur devient aussi plus régulière dans toutes les trois parties (deux côtés et le milieu), où la moyenne de leurs écart-types ($\bar{\sigma}$) est diminuée de 0,27 à 0,18.

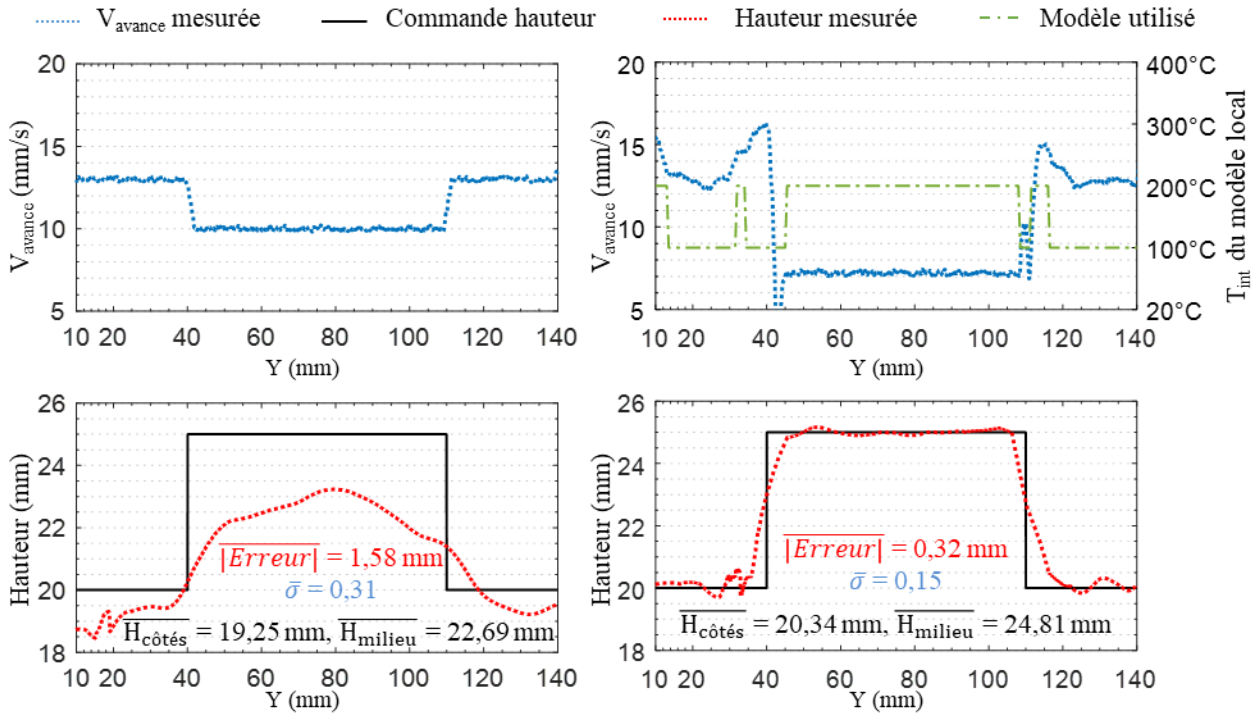
En vue de vérifier si le choix du contrôleur du système correspond à la température inter-couche réelle, son évolution est également mesurée par une caméra thermique (TIM400 de Micro-Epsilon). Pour la couche 6 (C6), la température moyenne de la surface de couche 5 (C5) est considérée comme sa température inter-couche. La Figure 5.10-(a) présente la température inter-couche mesurée de la couche 6, le temps inter-couche (environ 5,5 minutes) est consacré à la mesure du cordon par le capteur laser (son montage et démontage inclus). Nous pouvons constater que pendant le dépôt de la couche 6, sa

température inter-couche moyenne varie dans une plage de [76,7, 132,6] °C, ce qui signifie que le choix du contrôleur est cohérent.



a) Température inter-couche de la couche 6 (C6) b) Température inter-couche de la couche 10 (C10)

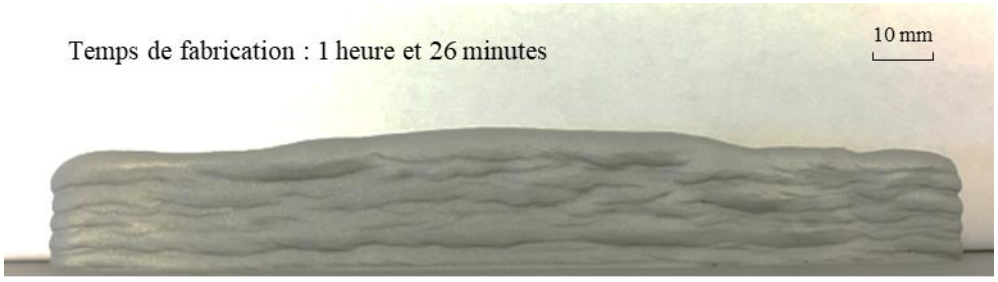
Figure 5.10 Température inter-couche de couches 6 et 10 du mur fabriqué avec le système



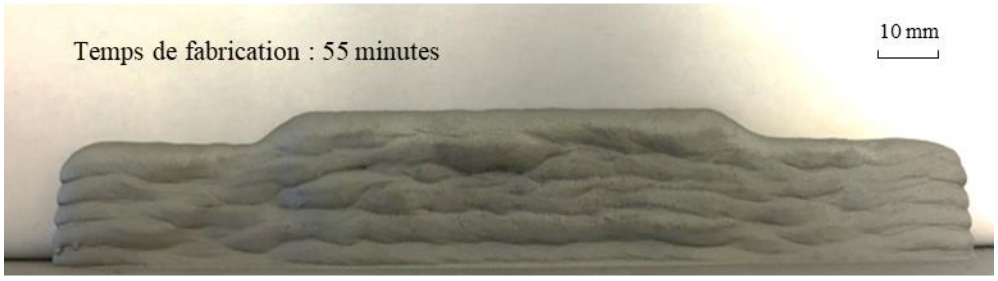
a) Mur fabriqué sans le système contrôle-commande b) Mur fabriqué avec le système contrôle-commande

Figure 5.11 Résultats des dépôts de la couche 10 de murs de hauteur variable

La Figure 5.11-(a) présente les résultats finaux du mur fabriqué sans le contrôle-commande, où l'accumulation des erreurs de hauteur devient significative ($\overline{|Erreur|}$ = 1,58 mm), et l'écart moyen au milieu s'accumule à 2,31 mm au lieu de 1,30 mm dans la couche 6 (une augmentation de 77% des erreurs). Dans le cas du mur fabriqué avec le système contrôle-commande (Figure 5.11-(b)), les erreurs de hauteur sont toujours limitées à un faible niveau ($\overline{|Erreur|}$ = 0,32 mm, une réduction de 14% par rapport aux erreurs à la couche 6), et la hauteur du mur dans les trois parties reste régulière, la moyenne de l'écart-type est presque la moitié de celle obtenue sans le système de contrôle-commande ($\bar{\sigma}$ = 0,15 au lieu de 0,31). Le choix de contrôleur du dépôt de couche 10 est également vérifié par la mesure de température inter-couche (Figure 5.10-(b)), dont la valeur moyenne a augmenté d'environ 35 % par rapport à celle de la couche 6 en raison de chaleur accumulée au sein du mur. Nous pouvons donc constater que l'utilisation du contrôleur de 200 °C est plus fréquente dans le dépôt de couche 10, mais les contrôleurs supérieurs à 200 °C ne sont toujours pas activés grâce au temps inter-couche imposé et le faible apport d'énergie du soudage CMT.



a) Mur fabriqué sans le système contrôle-commande



b) Mur fabriqué avec le système contrôle-commande

Figure 5.12 Photos des murs de hauteur variable fabriqués

La Figure 5.12 montre les deux murs de hauteur variable fabriqués. Lors de la fabrication du mur sans contrôle-commande, l'ajout supplémentaire des temps de refroidissement inter-couches (pour rendre la température inter-couche < 80 °C) affecte sa productivité, le temps de fabrication est prolongé à 1 heure et 26 minutes. Le système contrôle-commande sélectionne le contrôleur approprié pour les différentes températures inter-couches, évitant l'effondrement et permettant de s'affranchir d'une longue durée de refroidissement. Le temps nécessaire n'est alors que de 55 minutes, une réduction de 36% du temps de fabrication.

5.3.2 Fabrication du mur de largeur variable

Dans le but de tester la capacité du système à contrôler la largeur du cordon dans la fabrication multicouche, un mur de 10 couches (un cordon par couche) de largeur variable est retenu comme une cible expérimentale (Figure 5.13). L'objectif principal est de réaliser trois largeurs différentes (9 mm, 7 mm et 5 mm) dans le même dépôt pour toutes les couches déposées.

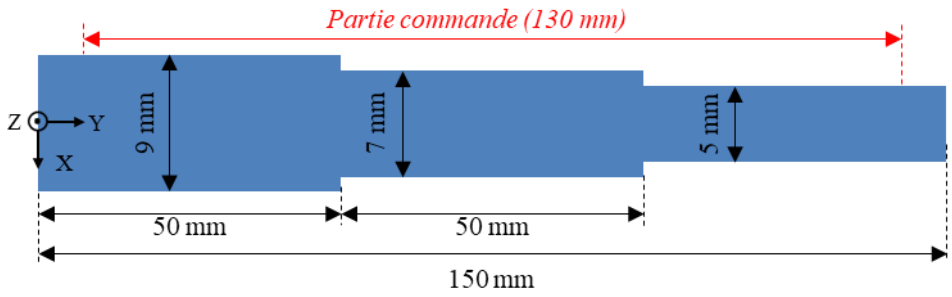
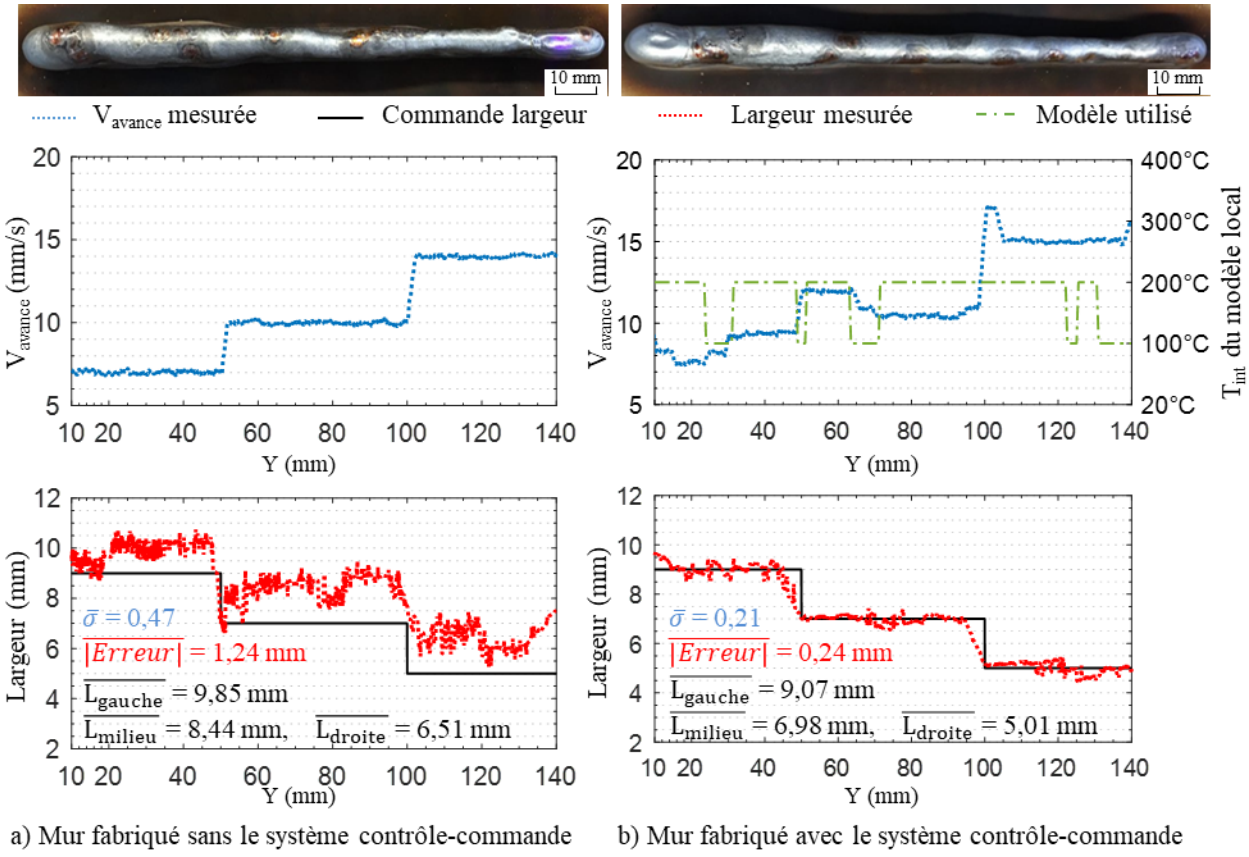


Figure 5.13 Objectif de la fabrication du mur de largeur variable

De même, deux murs sont fabriqués pour être comparés l'un à l'autre, un sans le système contrôle-commande et l'autre avec le système. En fixant la vitesse du fil à 7,5 m/min, toutes les couches du mur sans contrôle-commande sont déposées avec la même configuration de vitesse d'avance : 7 mm/s pour la partie gauche ($Y \in [0, 50]$ (mm)), 10 mm/s pour le milieu ($Y \in [50, 100]$ (mm)) et 14 mm/s pour la partie droite ($Y \in [100, 150]$ (mm)). Les trois paramètres déterminés permettent d'obtenir les trois largeurs demandées à la température inter-couche de 20 °C. Comme le mur de hauteur variable, chaque couche déposée du mur

sans contrôle-commande est refroidie à moins de 80 °C avant le dépôt suivant. Nous présentons les résultats de la couche 10 par exemple (Figure 5.14).



a) Mur fabriqué sans le système contrôle-commande b) Mur fabriqué avec le système contrôle-commande

Figure 5.14 Résultats des dépôts de la couche 10 de murs de largeur variable

Dans toutes les trois parties du mur sans contrôle-commande, à cause de l'étalement du cordon à haute température inter-couche, sa largeur est plus grande que la valeur commandée. Surtout dans la partie droite de la couche 10, l'erreur moyenne de largeur est plus de 1,5 mm (Figure 5.14-(a)). Par conséquent, le système contrôle-commande emploie des vitesses d'avance plus importantes afin de limiter l'augmentation de largeur (Figure 5.14-(b)), où la moyenne des erreurs absolues ($\overline{|Erreur|}$) est réduite à 0,24 mm et la largeur est en même temps plus régulière ($\bar{\sigma}$ passe de 0,47 à 0,21).

Lors de la fabrication sans contrôle-commande, l'erreur de largeur augmente avec le nombre de couches déposées ($\overline{|Erreur|}$ passe de 0,28 mm à 1,24 mm), et l'erreur moyenne des 10 couches est de 15,86%. Cependant, le système contrôle-commande maintient l'erreur

moyenne de largeur à moins de 0,5 mm pour toutes les couches, soit 4,12% en pourcentage. De plus, l'utilisation du système contrôle-commande dans la fabrication du mur de largeur variable permet également d'augmenter la productivité, le temps de fabrication est réduit de 1 heure et 31 minutes à 54 minutes, une réduction de 40% du temps de fabrication. Le choix du contrôleur est aussi vérifié par la mesure de température inter-couche, qui varie également entre les contrôleurs de 20 °C, 100 °C et 200 °C.

5.3.3 Fabrication de pièce « nervure »

Inspirés par une pièce pour le train d'atterrissage des avions Bombardier [141], qui est constituée de plusieurs parois minces, nous avons conçu une pièce « nervure » en vue de tester le système contrôle-commande dans la fabrication d'une pièce de forme plus complexe. La conception de pièce « nervure » est présentée dans la Figure 5.15.

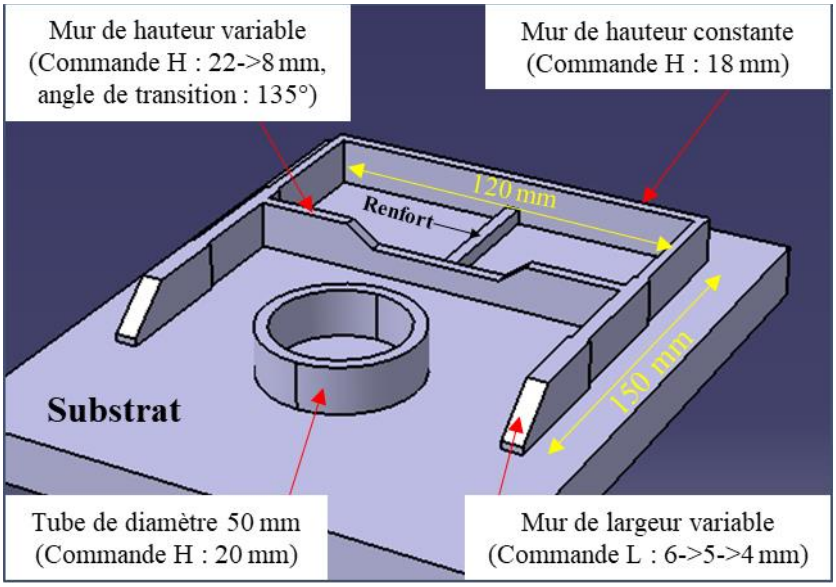
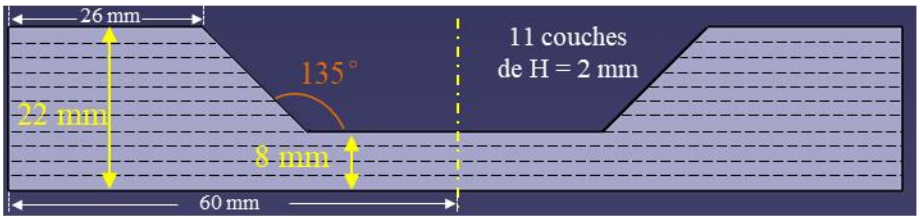


Figure 5.15 Objectif de la fabrication de pièce « nervure »

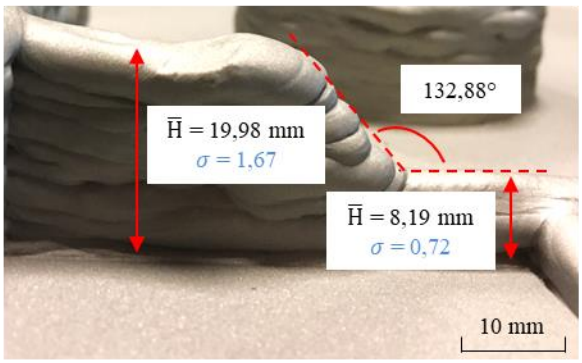
La pièce « nervure » est composée d'un mur de hauteur variable, un mur de hauteur constante, deux murs identiques de largeur variable et un tube de hauteur constante, le renfort entre les deux murs est conçu pour renforcer la résistance mécanique de la pièce.

La fabrication du mur de hauteur variable (structure symétrique) est planifiée par 11 couches de hauteur de 2 mm, les décalages horizontaux des dépôts de couches 5 à 11 (2

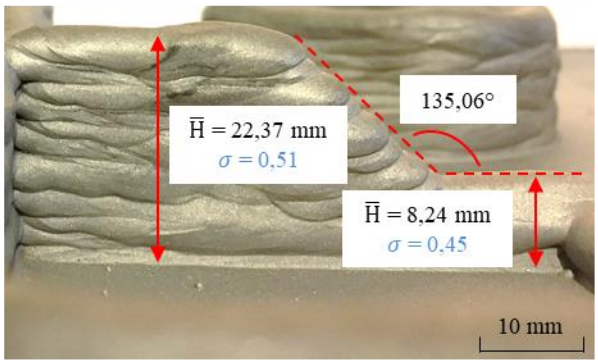
mm par couche) conduisent à l'angle de transition de 135° (Figure 5.16-(a)). Pour le mur sans contrôle-commande, les erreurs de hauteur s'accumulent à plus de 2 mm après 11 couches de dépôt, et l'angle de transition ne respecte plus la valeur visée (un écart de 2,12°) à cause de l'instabilité de hauteur (Figure 5.16-(b)). Le système contrôle-commande permet au mur de respecter les exigences géométriques (Figure 5.16-(c)), l'erreur de hauteur est inférieur à 0,4 mm et l'angle de transition est également respecté (135,06°).



a) Planification de la fabrication du mur de hauteur variable



b) Mur fabriqué sans le système contrôle-commande



c) Mur fabriqué avec le système contrôle-commande

Figure 5.16 Fabrication du mur de hauteur variable pour la pièce « nervure »

Aux deux extrémités, le mur de hauteur variable se croise avec les deux murs de largeur variable, la Figure 5.17-(a) illustre la partie de croisement d'un côté. En raison du chevauchement de deux cordons différents au niveau de la partie de croisement, l'excès de matières déposées engendre généralement une surépaisseur dans cette partie (Figure 5.17-(b)). Cependant, cette irrégularité peut être réduite efficacement en ajustant la vitesse d'avance des deux dépôts croisés. Pour respecter la commande de largeur dans la fabrication des murs de largeur variable, le système augmente la vitesse d'avance dans les parties de croisement diminuant le taux de dépôt de matières ; de plus, la vitesse d'avance du mur de hauteur variable est également plus élevée aux croisements afin de maintenir la régularité de hauteur. Par conséquent, grâce aux accélérations des deux dépôts, la géométrie

des parties de croisement est plus stable dans la pièce fabriquée avec le système contrôle-commande, où la variation maximale de hauteur est réduite de 1,48 mm à 0,39 mm (Figure 5.17-(c)). Comme pour la fabrication des murs de largeur variable (section 5.3.2), nous obtenons pour la pièce « nervure » les mêmes résultats.

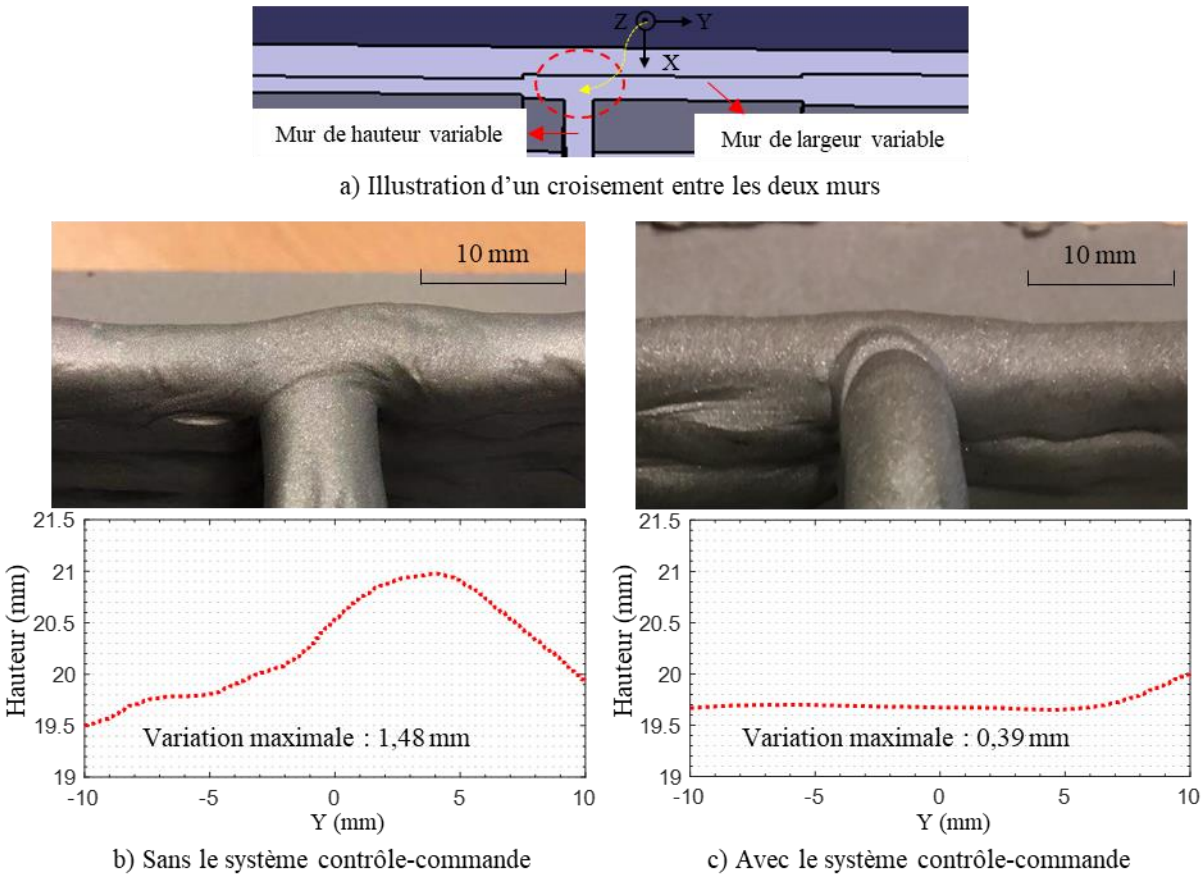


Figure 5.17 Fabrication de la partie de croisement pour la pièce « nervure »

La régularité de hauteur d'une pièce en forme de tube a été améliorée par la stratégie d'amélioration des extrémités du cordon (Figure 5.5). Toutefois, par rapport à celui fabriqué avec seulement la stratégie d'amélioration, dans la fabrication de pièce « nervure », la précision de hauteur du même tube est encore affinée par le système contrôle-commande (Figure 5.18). Avec une commande de hauteur de 20 mm, la moyenne des erreurs absolues est diminuée de 0,67 mm à 0,28 mm par le système contrôle-commande, la hauteur devient en même temps encore plus régulière (son écart-type passe

de 0,73 à 0,34). Il convient de noter que la trajectoire de « points de départ symétriques » est également utilisée pour le tube fabriqué avec système contrôle-commande.

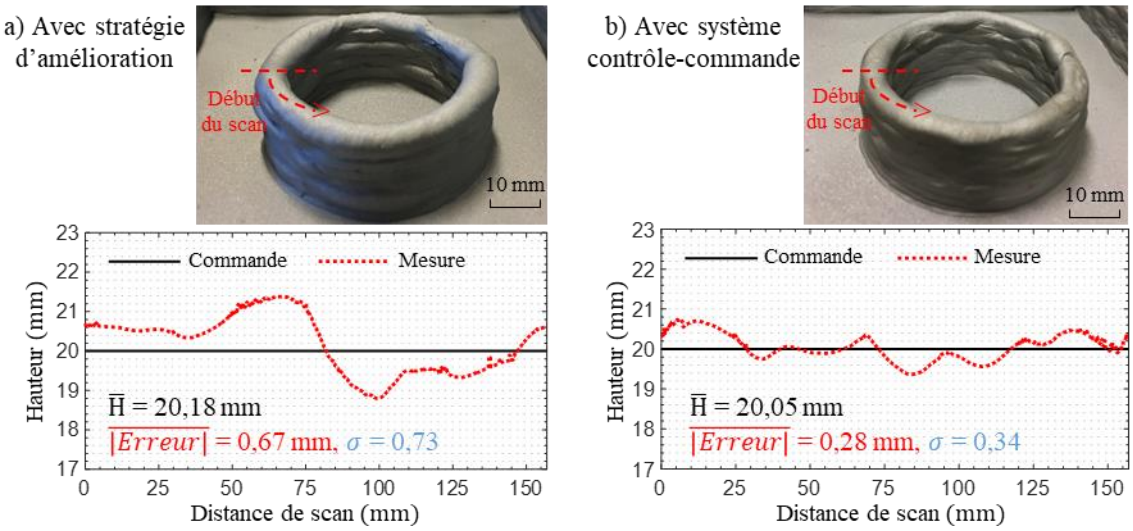
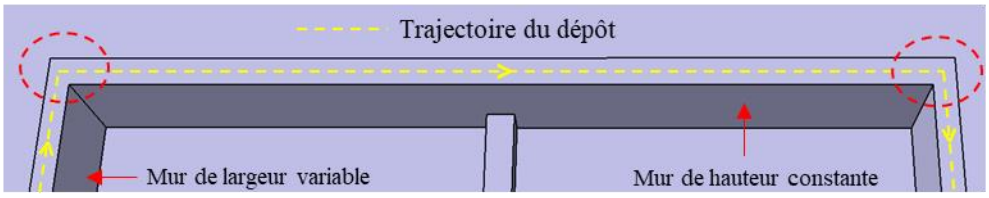
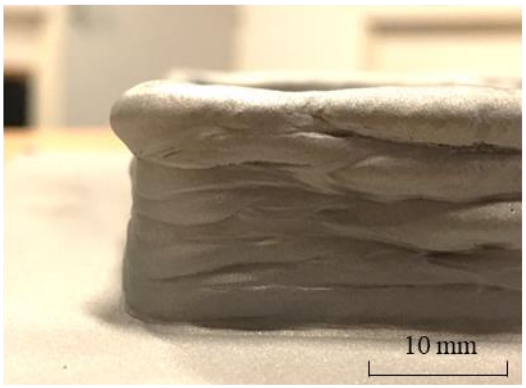


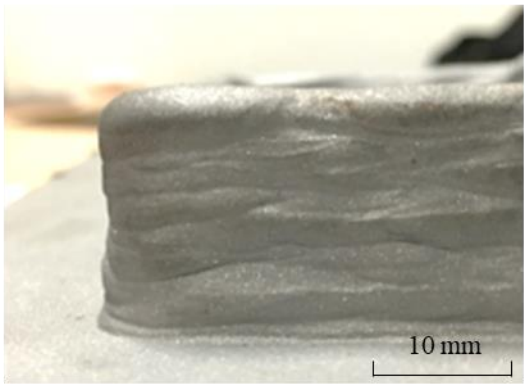
Figure 5.18 Fabrication du tube de diamètre 50 mm pour la pièce « nervure »



a) Virages à 90° dans la trajectoire du dépôt de pièce « nervure »



b) Sans le système contrôle-commande



c) Avec le système contrôle-commande

Figure 5.19 Fabrication des parties de virage pour la pièce « nervure »

Il y a deux virages à 90° dans la trajectoire du dépôt de pièce « nervure » (Figure 5.19-(a)), où le robot manipulateur doit décélérer à cause des contraintes dynamiques. S'il n'y a

pas de commandes supplémentaires pour compenser la décélération, cela peut produire des accumulations excessives de matières dans les virages, voire un effondrement dans la partie haute (Figure 5.19-(b)). Afin de réduire les irrégularités géométriques détectées, le système contrôle-commande donne au robot une commande de vitesse supérieure à la normale dans les parties de virage. Il est constaté que les compensations de vitesse d'avance sont efficaces pour stabiliser la géométrie du cordon dans les virages (Figure 5.19-(c)).

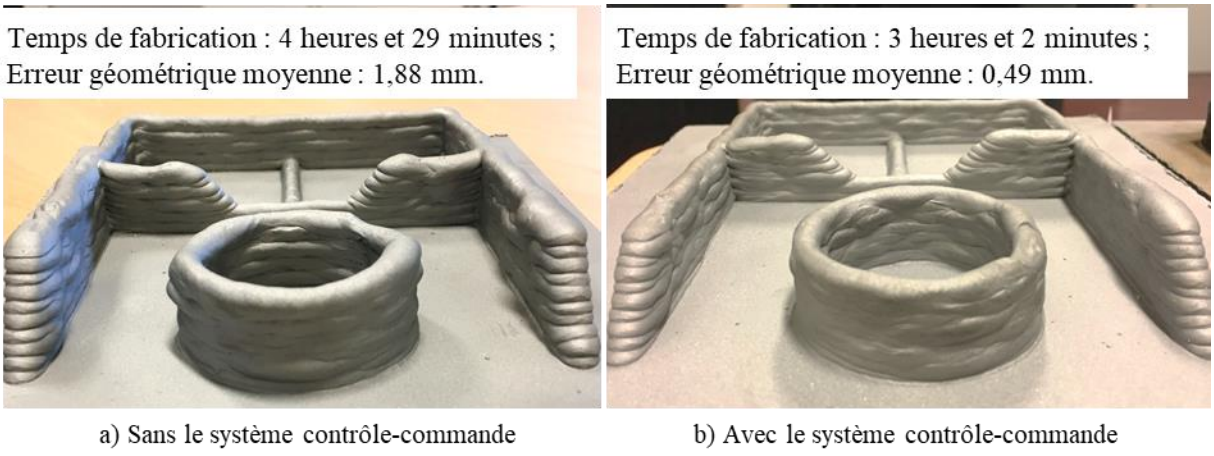
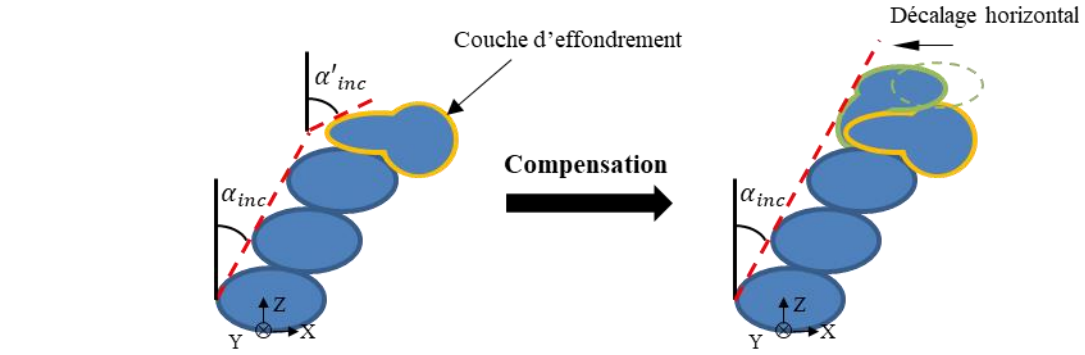


Figure 5.20 Les deux pièces « nervure » fabriquées

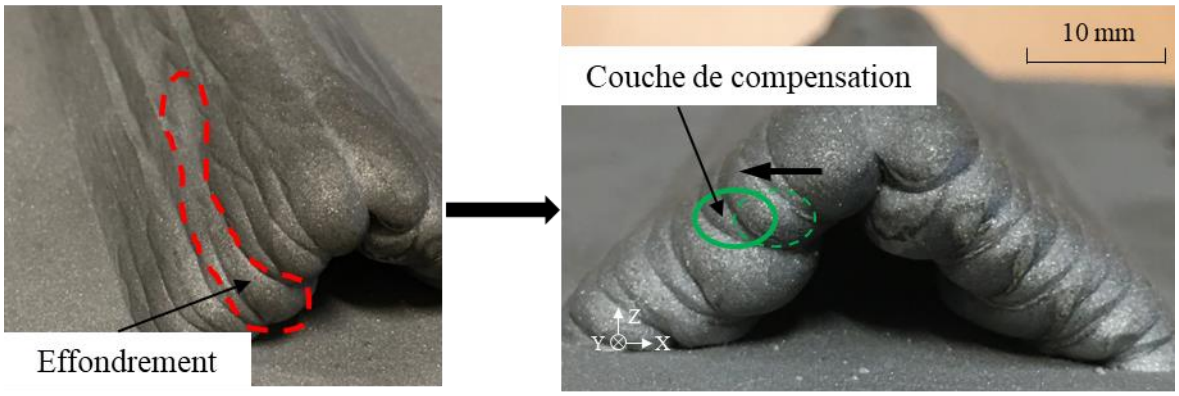
Les deux pièces « nervure » fabriquées sans et avec le système contrôle-commande sont présentées dans la Figure 5.20. En général, le système contrôle-commande améliore la précision géométrique de la pièce, l'erreur géométrique moyenne est réduite de 1,88 mm à 0,49 mm. De plus, environ 1,5 heures de temps de fabrication sont gagnées par le système contrôle-commande, qui permet d'éviter des longues durées de refroidissement inter-couche. Comme la dimension de « nervure » est plus grande que les deux murs fabriqués précédemment, l'apport d'énergie de sa fabrication est aussi plus important. Ainsi, en plus des contrôleurs de 20 °C, 100 °C et 200 °C, l'utilisation des contrôleurs de 300 °C et 400 °C est observée pendant la fabrication, ce qui est également vérifiée par la mesure de température inter-couche. Il convient de noter que la stratégie d'amélioration des extrémités du cordon (section 5.2.2) est appliquée pour les deux pièces.

5.3.4 Fabrication des murs inclinés

Comme le capteur laser du système contrôle-commande permet également de mesurer les angles, nous avons ajouté un module d'extension au système afin de garantir l'angle d'inclinaison lors de la fabrication de pièces inclinées. Le principe du module consiste à compenser des erreurs d'angle d'inclinaison par un décalage horizontal de la trajectoire de dépôt (Figure 5.21-(a)). Normalement, un effondrement est plus facilement généré dans les pièces inclinées à cause de l'écoulement des bains de fusion, ce qui agrandit l'angle d'inclinaison. Après avoir détecté le changement d'angle d'inclinaison, le système remplit le vide causé par l'effondrement en décalant horizontalement la trajectoire de dépôt suivant une distance calculée. La Figure 5.21-(b) présente un exemple de la compensation.



a) Illustration du principe de compensation d'angle d'inclinaison (α_{inc})



b) Exemple de la compensation lors de la fabrication des mur inclinées

Figure 5.21 Compensation de l'angle d'inclinaison par le module d'extension du système contrôle-commande

Dans la littérature, également basés sur le dernier équipement de CMT, Lam et al. [142] ont utilisé un modèle d'interpolation pour déterminer de manière adaptative la vitesse

d'avance du dépôt des murs en acier inclinés, où la limite d'angle d'inclinaison est trouvée à 37,5°. Grâce au module ajouté dans le système contrôle-commande, nous avons fabriqué des murs inclinés en garantissant les différents angles d'inclinaison, le maximum d'angle d'inclinaison réalisé est de 50° (c'est-à-dire que l'angle entre le mur et le substrat horizontal est de 40° dans la Figure 5.22).

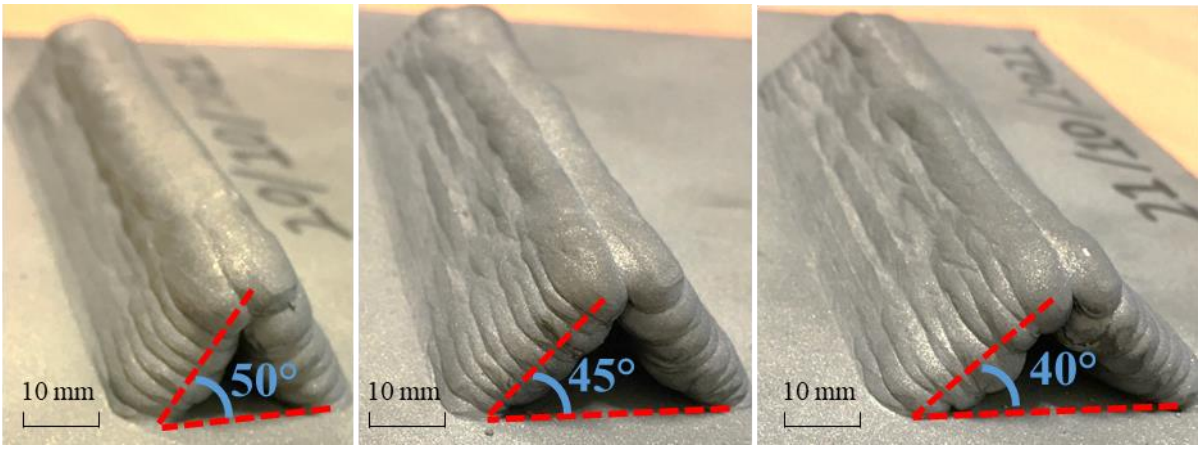


Figure 5.22 Fabrication des différents murs inclinés avec le système contrôle-commande

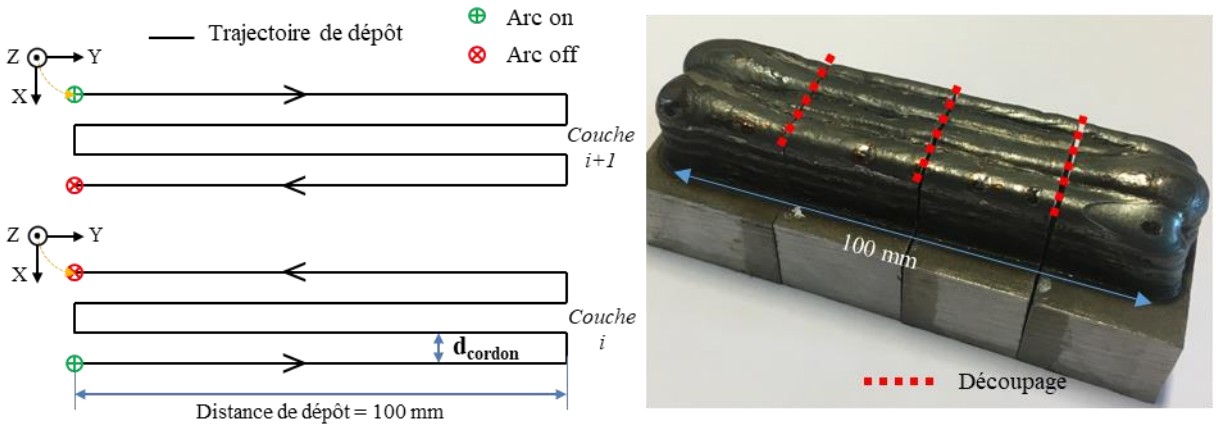
5.4 Contrôle in situ des défauts internes

5.4.1 Dépôt et test des murs multicouches et multi-cordons

Par rapport aux pièces multicouches et mono-cordon (un cordon par couche), les pièces multicouches et multi-cordons dans le procédé FAAF comportent des chevauchements de cordons sur la même couche, ce qui les rend plus susceptibles de présenter des défauts internes. Ainsi, des murs à 10 couches et 4 cordons sont construits dans cette étude pour détecter les défauts internes. La stratégie de dépôt des murs est illustrée dans la Figure 5.23-(a) (proposée par Bourlet et al. [104]), les directions de dépôt de deux couches adjacentes sont opposées, ce qui fait que les erreurs géométriques des phases d'amorçage et d'extinction de l'arc électrique (bosses et creux) se compensent. Quatre cordons qui se chevauchent sont déposés sur chaque couche, la distance de décalage entre deux cordons voisins est fixée par $d_{cordon} = 0{,}738 \times L_c$ [114] pour réduire l'ondulation de la surface (L_c représente la largeur du mono-cordon). La longueur de dépôt est de 100 mm, la vitesse du fil et la vitesse d'avance sont maintenues constantes pour le dépôt d'un même mur. La

couche déposée est refroidie à moins de 80 °C avant de déposer une nouvelle couche afin d'éviter une forte accumulation de chaleur.

Après la fabrication, les tests destructifs sont utilisés pour vérifier la présence de défauts internes dans les murs fabriqués. Trois découpages sont effectués à 1/4, 1/2 et 3/4 de la longueur de chaque mur (Figure 5.23-(b)). Ensuite, l'évaluation macrographique est réalisée sur les échantillons découpés à travers les opérations suivantes : meulage, polissage, attaque chimique, et examen final par un scanner optique.



a) Stratégie du dépôt d'un mur de 10 couches et 4 cordons b) Découpages d'un mur dans le test destructif

Figure 5.23 Dépôt et test d'un mur pour détecter les défauts internes

5.4.2 Critères géométriques de contrôle

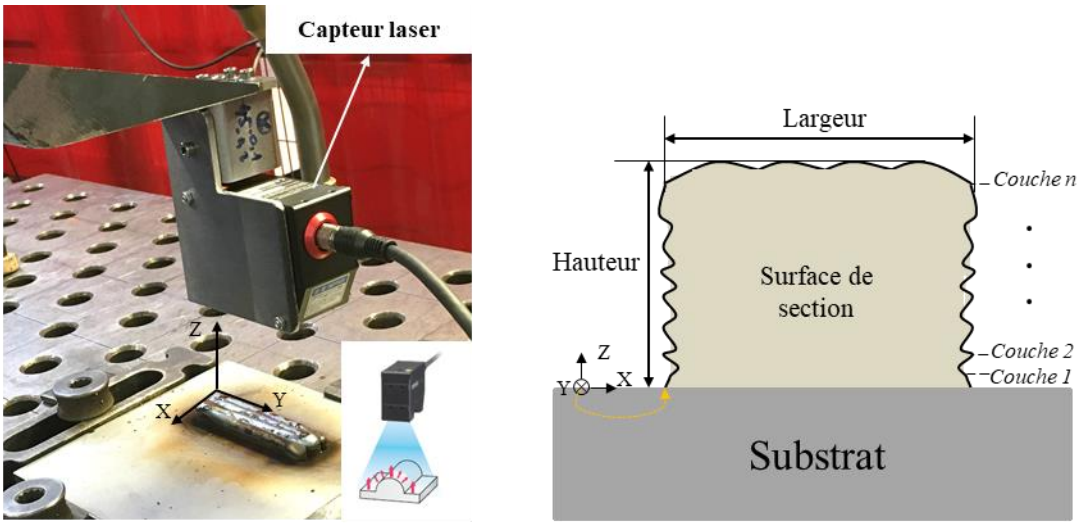
Dans ce travail, le capteur laser (Keyence LJ-V7080) est utilisé pour obtenir des profils 2D de chaque couche déposée dans le plan X-Z (Figure 5.24-(a)), les profils sont extraits tous les 0,5 mm suivant l'axe Y pendant la mesure du capteur. Un profil typique des murs multicouches et multi-cordons est présenté dans la Figure 5.24-(b), où trois caractéristiques géométriques du profil sont automatiquement mesurées par le capteur : la largeur, la hauteur et la surface de section.

Dans une série d'expériences préliminaires réalisées, les liens entre les défauts internes et les caractéristiques géométriques des murs sont identifiés. Pour une couche déposée comportant des défauts internes, il est commun que les défauts soient répartis de manière non uniforme à différents endroits de la couche, ce qui augmente ainsi l'irrégularité

géométrique de la couche déposée. En fonction de la mesure du capteur, les écarts types de largeur et de hauteur des profils sont proposés pour détecter les défauts internes dans la couche. Nous constatons que lorsque l'écart-type de la largeur ou de la hauteur d'une couche est supérieur à 0,8, des défauts sont toujours trouvés à l'intérieur de la couche par des tests destructifs. Par conséquent, le premier critère de détection des défauts internes est formalisé :

$$Std_{max} = Max(Std_L, Std_H) > 0{,}8 \tag{5.2}$$

Std_{max} représente la valeur maximale de l'écart-type («standard deviation » en anglais) de la largeur (Std_L) et de la hauteur (Std_H).



a) Scan de la couche déposée par le capteur laser b) Profil typique du mur

Figure 5.24 Scan du capteur pour mesurer les profils du mur multicouche et multi-cordons

Cependant, il s'avère que le critère de l'équation (5.2) seul ne permet pas de détecter tous les défauts internes. Par exemple, les défauts internes engendrés par un mauvais réglage des paramètres du procédé sont généralement distribués uniformément sur toute la longueur du dépôt, ce qui n'a pas beaucoup d'impacts sur la régularité géométrique de la couche, donc non détectables par le critère de l'écart-type. Par ailleurs, en raison de l'espace supplémentaire occupé par les défauts, la distribution uniforme des défauts à l'intérieur d'une couche augmente considérablement la surface de section moyenne de la couche par rapport à sa valeur théorique. Comme les moyennes de la vitesse du fil ($\overline{V_{fil}}$ (m/min)) et de

la vitesse d'avance ($\overline{V_{avance}}$ (mm/s)) du dépôt de chaque couche peuvent être obtenues respectivement à partir de la source de soudage CMT et du robot, selon l'équation (3.2), la surface de section moyenne théorique ($\overline{S_t}$ (mm^2)) d'une couche de 4 cordons est calculée par (d_f représente le diamètre du fil d'apport, soit 1,2 mm dans notre cas) :

$$\bar{S}_t = \pi \frac{{d_f}^2}{4} \times \frac{\overline{V_{fil}}}{\overline{V_{avance}}} \times \frac{1000}{60} \times 4 \tag{5.3}$$

La valeur de mesure de la surface de section moyenne ($\overline{S_m}$) de la couche déposée peut être obtenue du capteur laser. Dans le soudage CMT, normalement le $\overline{S_m}$ est légèrement inférieur au $\overline{S_t}$ (peu de pertes de matières), mais dans le cas de nombreux défauts internes à la même couche, $\overline{S_m}$ dépasse exceptionnellement $\overline{S_t}$. Par conséquent, la comparaison de la différence entre $\overline{S_m}$ et $\overline{S_t}$ avec zéro est adoptée comme deuxième critère géométrique :

$$\Delta S = \overline{S_m} - \overline{S_t} > 0 \tag{5.4}$$

Les deux critères proposés (équations (5.2) et (5.4)) forment les critères géométriques pour contrôler la présence de défauts internes, la Figure 5.25 illustre les procédures d'application des critères.

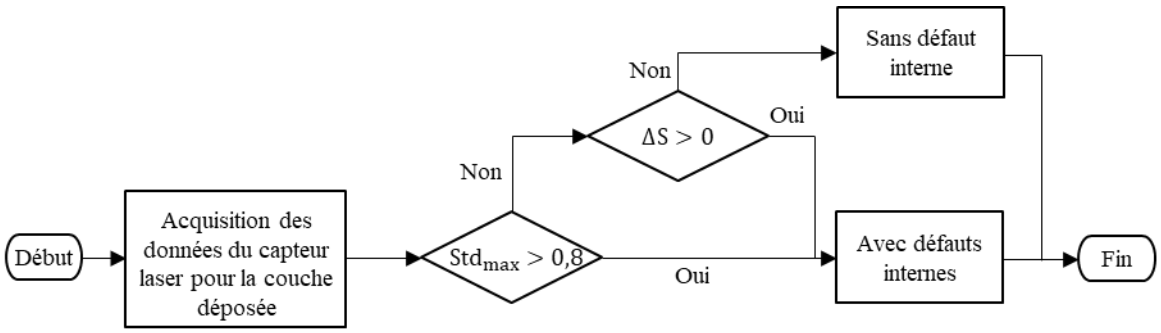


Figure 5.25 Illustration du contrôle des défauts internes par les critères géométriques.

5.4.3 Application du contrôle in situ

Afin de tester la fiabilité de la méthode développée pour le contrôle in situ des défauts internes, des murs supplémentaires à 10 couches et 4 cordons sont fabriqués avec différents paramètres du procédé (indiqués dans le Tableau 5.2).

Tableau 5.2

Paramètres du procédé des murs fabriqués pour tester le contrôle in situ développé

No. mur	1	2	3	4	5	6	7	8
V_{fil} (m/min)	6,0	8,0	5,0	7,5	6,5	10,0	9,0	8,5
V_{avance} (mm/s)	10,0	13,3	10,0	16,7	13,3	16,7	15,0	16,7
V_{fil}/V_{avance}	10,0	10,0	8,3	7,5	8,1	10,0	10,0	8,5

Pendant les tests destructifs d'un mur, si aucun défaut interne n'est trouvé dans tous les échantillons découpés, le mur concerné sera considéré comme un mur sans défaut interne. Parmi les huit murs fabriqués avec les paramètres du Tableau 5.2, quatre d'entre eux (n° 1, 2, 5 et 7) sont démontrés sans défaut interne par les tests destructifs. Basé sur la mesure du capteur laser et de l'application des critères géométriques développés, le contrôle in situ ne trouve aucun défaut interne dans toutes les couches des quatre mêmes murs, alors que des défauts sont déclarés à l'intérieur des quatre autres murs par le contrôle in situ. Ainsi, dans les expériences réalisées, le contrôle in situ développé est précis à 100% pour identifier les murs sans défaut interne. La Figure 5.26 présente un exemple des résultats du contrôle du mur n° 5 et la photo macrographique d'un échantillon découpé du mur.

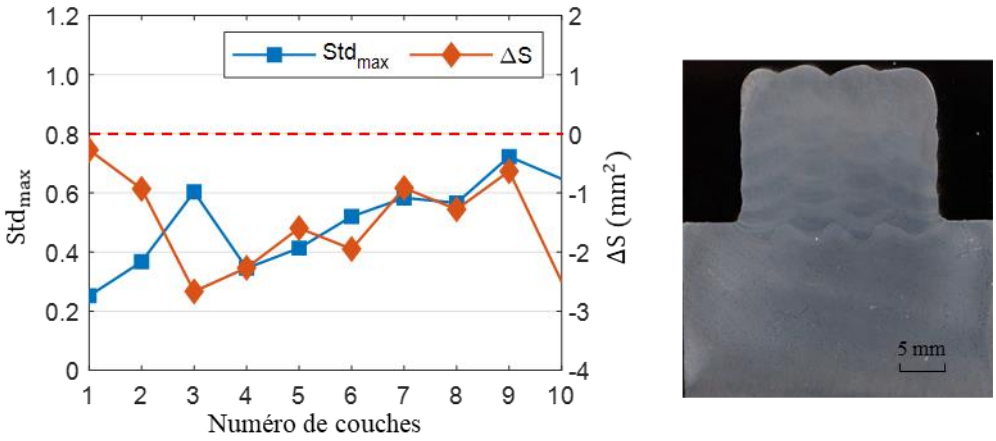


Figure 5.26 Résultats du contrôle in situ et une photo macrographique du mur n° 5 (Sans défaut interne, V_{fil}=6,5 m/min, V_{avance}=13,3 mm/s)

Dans le cas des murs présentant des défauts internes, il est important d'identifier les couches défectueuses lors du contrôle in situ afin de permettre une réparation en cours de fabrication. Des défauts internes sont observés dans différentes couches des murs n° 3, 4, 6 et 8 lors des tests destructifs. Trois types de défauts internes sont détectés : les cavités entre

les cordons adjacents (manques de fusion), les inclusions d'oxydes et les porosités. Au total, les tests destructifs révèlent que 13 couches des quatre murs défectueux présentent au moins un défaut interne, tandis que 12 d'entre elles sont identifiées lors du contrôle in situ, ce qui signifie une précision de 92,3% dans la détection des couches défectueuses. Les défauts internes les plus graves sont observés dans le mur n° 3, la Figure 5.27 présente les résultats de contrôle correspondant et une photo macrographique des défauts. Dans ce mur, les cavités de couches 3-7 augmentent la surface de section et sont donc identifiées par le critère $\Delta S > 0$, et les inclusions dans les couches 7 et 9 sont identifiées par le critère Std_{max} > 0,8 en raison de la régularité géométrique dégradée. Par rapport au mur sans défaut interne de la Figure 5.26, le profil de hauteur du mur de la Figure 5.27 est plus irrégulier, ce qui justifie également les critères géométriques dans le contrôle in situ développé.

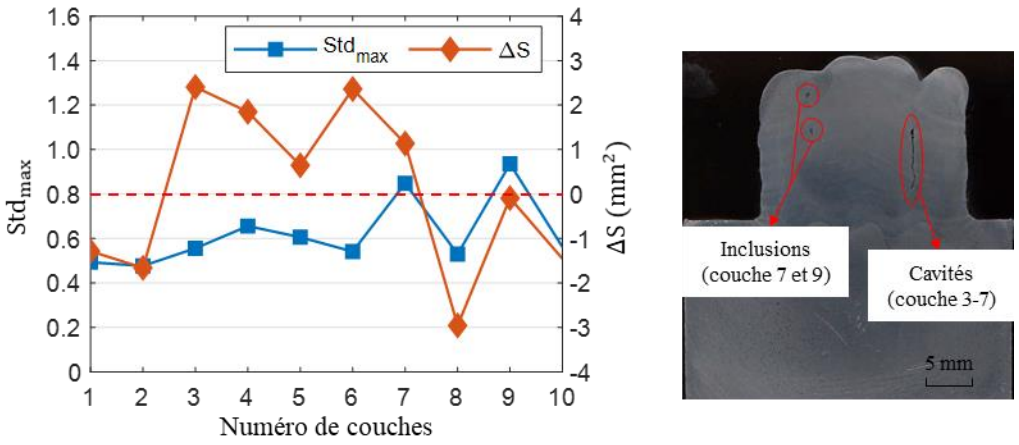


Figure 5.27 Résultats du contrôle in situ et une photo macrographique du mur n° 3 (Avec défauts internes, V_{fil}=5,0 m/min, V_{avance}=10,0 mm/s)

Les résultats expérimentaux montrent que lorsque le $V_{fil}/V_{avance} \leq 8,5$, le procédé est très vulnérable aux défauts internes (murs n° 3, 4 et 8) ; tandis que le $V_{fil}/V_{avance} = 10$ semble être bénéfique pour éviter les défauts internes (murs n° 1, 2 et 7). Parallèlement, le réglage de la vitesse d'avance est également critique pour les défauts internes, une vitesse d'avance moins de 15,0 mm/s est préférée alors que des défauts apparaissent à l'intérieur de tous les murs déposés avec la vitesse d'avance de 16,7 mm/s (murs n° 4, 6 et 8).

5.5 Conclusion

L'application des trois méthodes d'amélioration développées (la stratégie d'amélioration des extrémités du cordon, le système contrôle-commande et le contrôle in situ des défauts internes) pour le procédé fabrication additive arc-fil (FAAF) est présentée dans ce chapitre. Les conclusions suivantes peuvent être formulées :

- La stratégie qui consiste à augmenter la vitesse d'avance au début de dépôt et ajouter une trajectoire de retour à la fin de dépôt est développée pour réduire les irrégularités géométriques observées aux deux extrémités du cordon. Dans la fabrication de pièces multicouches (une pièce en forme de tube et un mur incliné de 20°), les erreurs de hauteur accumulées aux deux extrémités des pièces sont efficacement réduites par la stratégie, l'écart maximal est limité à moins de 1,3 mm et la hauteur effective est élevée de plus de 11,3% dans tous les deux cas. La stratégie développée est également appliquée dans un rechargement multi-passes, où une géométrie stable est obtenue sur toute la longueur de dépôt.

- Le système contrôle-commande est appliqué dans la fabrication des différentes pièces à géométrie variable : deux murs multicouches de hauteur et de largeur variable respectivement et une pièce de « nervure » de forme plus complexe. Avec l'ajustement adaptatif de la vitesse d'avance, le système permet de compenser de manière efficace les erreurs géométriques (erreur moyenne < 0,5 mm dans toutes les trois pièces) et de respecter les commandes en présence de perturbations de l'accumulation de chaleur. Le système augmente aussi la productivité en évitant les durées de refroidissement inter-couche (1,5 heures gagnées lors de la fabrication de « nervure »). De plus, le module ajouté au système permet de réaliser des murs multicouches avec un angle d'inclinaison allant jusqu'à 50°.

- Basé sur la mesure inter-couche du capteur laser et des critères géométriques proposés, une méthode de contrôle in situ des défauts internes est développée. Dans la fabrication des murs multicouches et multi-cordons, le contrôle in situ identifie les murs sans

défaut interne avec une précision de 100 % ; dans les cas de murs présentant des défauts internes, les couches défectueuses peuvent être détectées avec une précision de 93,2 %.

Conclusion générale

En raison de l'instabilité du procédé et du manque de contrôle-commande fiable pour traiter les irrégularités pendant le dépôt, la mauvaise précision géométrique des pièces fabriquées est l'un des problèmes qui empêchent le déploiement industriel du procédé fabrication additive arc-fil (FAAF). L'objectif de ce travail est d'améliorer la stabilité et la performance géométrique du procédé.

Dans le chapitre 1, une synthèse bibliographique sur le procédé FAAF est présentée. Parmi les différents procédés de la fabrication additive métallique, le procédé FAAF robotisé utilisant le soudage CMT (Cold metal transfer) est retenu pour notre étude grâce à ses nombreux avantages : taux de dépôt important, peu de pertes de matières, grand espace de travail, etc. Comme le procédé FAAF implique des processus physiques complexes, la relation non-linéaire entre les paramètres du procédé (la vitesse du fil V_{fil} et la vitesse d'avance V_{avance}) et la géométrie du cordon déposé est confirmée dans la littérature. Les perturbations externes (tels que l'accumulation de chaleur) conduisent à une variation incontrôlable de géométrie des cordons lors du dépôt multicouche des pièces. En vue de renforcer la stabilité géométrique et de traiter la non-linéarité et les perturbations du procédé FAAF, les études existantes sur sa commande sont encore peu nombreuses, il est donc essentiel de développer des autres méthodes d'amélioration.

La mise en place du système expérimental pour le procédé FAAF est présentée dans le chapitre 2. Le système expérimental comprend trois parties principales : la source de puissance de soudage CMT du type Fronius TPS320i, le robot manipulateur sériel ABB IRB 8700 et le capteur laser LJ-V7080 de marque Keyence. Le robot s'occupe d'exécuter la trajectoire du dépôt et son armoire de commande coordonne les mouvements du robot avec

le soudage CMT. Le modèle géométrique direct du robot est identifié, ce qui nous permet de connaître précisément (erreur < 0,02%) la position et l'orientation de la torche CMT. La géométrie de chaque couche déposée est mesurée par le capteur. Un système d'acquisition est développé pour que les caractéristiques géométriques mesurées par le capteur puissent être extraites automatiquement par un ordinateur externe en temps réel. Le système expérimental établi donne la possibilité d'automatiser le procédé FAAF, et permet d'approfondir les études d'amélioration du procédé.

Dans le chapitre 3, une modélisation du procédé FAAF est réalisée dans le but d'améliorer la stabilité et la contrôlabilité du procédé. En plus de la vitesse du fil et de la vitesse d'avance, l'effet de la température inter-couche est également pris en compte lors de la modélisation. Le modèle géométrique développé démontre mathématiquement l'influence du rapport V_{fil}/V_{avance} et de l'angle de contact sur la largeur et la hauteur du cordon. L'effet général de la température inter-couche sur la géométrie du cordon est également analysé dans les expériences. Le modèle statique combiné est développé par la connexion du modèle de réseaux de neurones artificiels et du modèle géométrique du mono-cordon, il se révèle capable de prédire précisément la largeur, la hauteur et l'angle de contact du mono-cordon (erreur moyenne < 5,1% pour toutes les sorties en fonction des expériences).

Le développement du système contrôle-commande pour le procédé FAAF est présenté dans le chapitre 4. Le système permet de mesurer la géométrie de la dernière couche déposée, puis de compenser les déviations géométriques (largeur ou hauteur) en ajustant la vitesse d'avance du dépôt de la couche suivante. La modélisation dynamique du procédé est réalisée avec l'application de l'approche multi-modèle, qui consiste à décomposer le comportement dynamique complexe du procédé en sept zones de fonctionnement selon les différentes températures inter-couches. Chaque zone est caractérisée par un modèle local linéaire. La vitesse d'avance est sélectionnée comme l'entrée de modèles locaux. Les contrôleurs PI (Proportionnel-Intégral) et PID (Proportionnel-Intégral-Dérivé) sont respectivement synthétisés pour les modèles locaux de hauteur et de largeur. Dans la simulation, le système développé permet d'éliminer les erreurs statiques et de réduire les temps de réponse à moins de 0,6 s. Avec le capteur laser mis en place, le système contrôle-commande est réalisé et implémenté sous forme de programme C++.

Le chapitre 5 présente l'application des trois méthodes d'amélioration développées (la stratégie d'amélioration des extrémités du cordon, le système contrôle-commande et le contrôle in situ des défauts internes) pour le procédé FAAF. La stratégie qui consiste à augmenter la vitesse d'avance au début de dépôt et ajouter une trajectoire de retour à la fin de dépôt est développée pour réduire les irrégularités géométriques aux deux extrémités du cordon. Dans la fabrication de pièces multicouches, les erreurs de hauteur accumulées aux deux extrémités des pièces sont efficacement réduites par cette stratégie (erreur < 1,3 mm). Le système contrôle-commande est appliqué dans la fabrication des pièces à géométrie variable : deux murs multicouches de hauteur et de largeur variable respectivement et une pièce de « nervure » de forme plus complexe. Le système permet de compenser de manière efficace les erreurs géométriques (erreur moyenne < 0,5 mm dans les trois pièces) et de respecter les consignes dimensionnelles malgré l'accumulation de chaleur. Le système permet également de réduire le temps de fabrication en évitant des longues durées de refroidissement inter-couche. De plus, le module ajouté au système permet de réaliser des pièces avec un angle d'inclinaison allant jusqu'à 50°. Basé sur la mesure inter-couche du capteur laser et des critères géométriques proposés, une méthode de contrôle in situ des défauts internes est développée. Dans la fabrication des murs multicouches et multi-cordons, le contrôle in situ identifie les couches défectueuses avec une précision de 93,2 %.

Perspectives

Les travaux réalisés contribuent à améliorer la performance géométrique du procédé FAAF robotisé, afin de poursuivre l'amélioration du procédé et de le rendre conforme aux différents besoins industriels, les perspectives suivantes sont envisagées.

Dans la modélisation du procédé, le modèle statique développé prédit la géométrie du cordon à partir des paramètres du procédé. Afin de planifier la fabrication additive d'une pièce complexe, il est essentiel de réaliser le processus de découpage adaptatif avant le dépôt, où les paramètres du dépôt de chaque couche doivent être prédits automatiquement en fonction de la géométrie du cordon attendue. En conséquence, un modèle à l'inverse du modèle statique développé est à mettre en place (entrées : caractéristiques géométriques souhaitées, sorties : paramètres à appliquer). Pour ce faire, nous pourrions inverser le

modèle développé par des algorithmes d'optimisation ou ajouter un nouveau modèle physique par l'analyse des comportements du procédé durant le transfert de métal.

Le montage et le démontage du capteur laser après le dépôt de chaque couche influencent l'efficacité du système contrôle-commande, ils prennent du temps d'opérateur et empêchent une commande en temps réel. Nous avons donc besoin de développer un dispositif de protection du capteur, qui protège le capteur pendant le soudage et en même temps ne perturbe pas la mesure de laser.

La méthode de contrôle in situ permet de détecter les défauts internes d'une couche déposée. Afin de réparer les défauts internes détectés en cours du procédé FAAF, il est intéressant d'intégrer des équipements d'usinage pour coopérer avec le contrôle in-situ. Par ailleurs, un algorithme pourrait également être développé en vue de compenser les défauts détectés par l'ajustement des paramètres du dépôt de la couche suivante. Par exemple, une augmentation de taux de dépôt permet de refondre le cordon déposé précédemment et de remplir les cavités internes.

Dans le but d'automatiser toutes les étapes de fabrication du procédé FAAF et de rendre le procédé industriellement efficace, il est essentiel de développer un système automatique complet de fabrication. Le système visé doit comprendre au moins quatre parties : la partie de planification, la partie de contrôle-commande, la partie de contrôle des défauts internes et la partie de finition. Tout d'abord, la partie de planification consiste à découper en couches le modèle CAO de la pièce à fabriquer et planifier la trajectoire du dépôt de chaque couche. Ensuite, le système contrôle-commande peut être appliqué pour fabriquer la pièce en fonction des commandes de géométries. Le contrôle in situ intervient après le dépôt de chaque couche pour vérifier qu'aucun défaut interne ne soit présent. Dans la partie de finition, la pièce déposée est soumise à des post-traitements (usinage et traitement thermique par exemple) pour respecter son cahier des charges. Les parties de planification et de finition ne sont pas traitées dans ce mémoire et devraient être étudiées dans des travaux futurs.

Références

[1] A. F. Ribeiro, L. Informatica, and P. J. Norrish, “Rapid prototyping process using metal directly,” *Proceedings of the SFF Symposium*, 1996.

[2] J. D. Spencer, P. M. Dickens, and C. M. Wykes, “Rapid prototyping of metal parts by three-dimensional welding,” *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, vol. 212, no. 3, pp. 175–182, 1998, doi: 10.1243/0954405981515590.

[3] D. Ding, Z. Pan, D. Cuiuri, and H. Li, “Wire-feed additive manufacturing of metal components: technologies, developments and future interests,” *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 81, no. 1–4, pp. 465–481, 2015, doi: 10.1007/s00170-015-7077-3.

[4] P. M. Dickens, M. S. Pridham, R. C. Cobb, I. Gibson, and G. Dixon, “Rapid prototyping using 3-D welding,” *Solid Freeform Fabrication Proceedings*, 1992.

[5] X. Zhang and E. Liang, “Metal additive manufacturing in aircraft: Current application, opportunities and challenges,” in *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 2019, vol. 493, no. 1. doi: 10.1088/1757-899X/493/1/012032.

[6] U. Alonso, F. Veiga, A. Suárez, and T. Artaza, “Experimental investigation of the influence of wire arc additive manufacturing on the machinability of titanium parts,” *Metals*, vol. 10, no. 1, 2020, doi: 10.3390/met10010024.

[7] A. Suárez, E. Aldalur, F. Veiga, T. Artaza, I. Tabernero, and A. Lamikiz, “Wire arc additive manufacturing of an aeronautic fitting with different metal alloys: From the design to the part,” *Journal of Manufacturing Processes*, vol. 64, 2021, doi: 10.1016/j.jmapro.2021.01.012.

[8] Z. Pan, D. Ding, B. Wu, D. Cuiuri, H. Li, and J. Norrish, “Arc Welding Processes for Additive Manufacturing: A Review,” in *Transactions on Intelligent Welding Manufacturing*, Springer Singapore, 2018, pp. 3--24. doi: 10.1007/978-981-10-5355-9_1.

[9] J. Liu, Y. Xu, Y. Ge, Z. Hou, and S. Chen, “Wire and arc additive manufacturing of metal components: a review of recent research developments,” *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2020. doi: 10.1007/s00170-020-05966-8.

[10] C. R. Cunningham, J. M. Flynn, A. Shokrani, V. Dhokia, and S. T. Newman, “Invited review article: Strategies and processes for high quality wire arc additive manufacturing,” *Additive Manufacturing*, vol. 22. 2018. doi: 10.1016/j.addma.2018.06.020.

[11] W. Jin, C. Zhang, S. Jin, Y. Tian, D. Wellmann, and W. Liu, “Wire arc additive manufacturing of stainless steels: A review,” *Applied Sciences (Switzerland)*, vol. 10, no. 5. 2020. doi: 10.3390/app10051563.

[12] M. J. Cotteleer, “3D opportunity: Additive manufacturing paths to performance, innovation, and growth,” 2014.

[13] K. S. Prakash, T. Nancharaih, and V. V. S. Rao, “Additive Manufacturing Techniques in Manufacturing -An Overview,” 2018. doi: 10.1016/j.matpr.2017.11.642.

[14] J. Coykendall, M. Cotteleer, L. Holdowsky, and M. Mahto, “3D opportunity in Aerospace and Defense,” *Deloitte University Press*, 2014.

[15] A. Gomez 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,” Université de Montpellier, thèse, 2018.

[16] W. Gao, Y. Zhang, D. Ramanujan, K. Ramani, Y. Chen, C. B. Williams, C. C. L. Wang, Y. C. Shin, S. Zhang, and P. D. Zavattieri, “The status, challenges, and future of additive manufacturing in engineering,” *CAD Computer Aided Design*, 2015, doi: 10.1016/j.cad.2015.04.001.

[17] J. Allen, “An Investigation into the Comparative Costs of Additive Manufacture vs. Machine from Solid for Aero Engine Parts,” *Cost Effective Manufacture via Net-Shape Processing*, 2006.

[18] M. Rivette, J. Y. Hacoët, and P. Mognol, “A graph-based methodology for hybrid rapid design,” *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 2007, doi: 10.1243/09544054JEM666.

[19] P. Mognol, M. Rivette, L. Jegou, and T. Lesprier, “A first approach to choose between HSM, EDM and DMLS processes in hybrid rapid tooling,” *Rapid Prototyping Journal*, 2007, doi: 10.1108/13552540710719163.

[20] M. Attaran, “The rise of 3-D printing: The advantages of additive manufacturing over traditional manufacturing,” *Business Horizons*, 2017, doi: 10.1016/j.bushor.2017.05.011.

[21] D. Ding, C. Shen, Z. Pan, D. Cuiuri, H. Li, N. Larkin, and S. Van Duin, “Towards an automated robotic arc-welding-based additive manufacturing system from CAD to finished part,” *CAD Computer Aided Design*, vol. 73, pp. 66–75, 2016, doi: 10.1016/j.cad.2015.12.003.

[22] V. Querard, “Réalisation de pièces aéronautiques de grandes dimensions par fabrication additive WAAM,” École Centrale de Nantes, thèse, 2019.

[23] F. Wang, J. Mei, H. Jiang, and X. Wu, “Laser fabrication of Ti6Al4V/TiC composites using simultaneous powder and wire feed,” *Materials Science and Engineering A*, vol. 445–446, 2007, doi: 10.1016/j.msea.2006.09.093.

[24] T. Petrat, B. Graf, A. Gumenyuk, and M. Rethmeier, “Laser metal deposition as repair technology for a gas turbine burner made of inconel 718,” in *Physics Procedia*, 2016, vol. 83. doi: 10.1016/j.phpro.2016.08.078.

[25] K. A. Mumtaz and N. Hopkinson, “Selective Laser Melting of thin wall parts using pulse shaping,” *Journal of Materials Processing Technology*, 2010, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2009.09.011.

[26] D. Liu, B. Lee, A. Babkin, and Y. Chang, “Research progress of arc additive manufacture technology,” *Materials*, vol. 14, no. 6. 2021. doi: 10.3390/ma14061415.

[27] D. Yang, C. He, and G. Zhang, “Forming characteristics of thin-wall steel parts by double electrode GMAW based additive manufacturing,” *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 227, 2016, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2015.08.021.

[28] C. Shen, Z. Pan, Y. Ma, D. Cuiuri, and H. Li, “Fabrication of iron-rich Fe-Al intermetallics using the wire-arc additive manufacturing process,” *Additive Manufacturing*, vol. 7, 2015, doi: 10.1016/j.addma.2015.06.001.

[29] E. Aldalur, F. Veiga, A. Suárez, J. Bilbao, and A. Lamikiz, “Analysis of the wall geometry with different strategies for high deposition wire arc additive manufacturing of mild steel,” *Metals*, vol. 10, no. 7, 2020, doi: 10.3390/met10070892.

[30] C. Y. Yap, C. K. Chua, Z. L. Dong, Z. H. Liu, D. Q. Zhang, L. E. Loh, and S. L. Sing, “Review of selective laser melting: Materials and applications,” *Applied Physics Reviews*. 2015. doi: 10.1063/1.4935926.

[31] K. Mumtaz and N. Hopkinson, “Top surface and side roughness of Inconel 625 parts processed using selective laser melting,” *Rapid Prototyping Journal*, 2009, doi: 10.1108/13552540910943397.

[32] R. Cazes, “Soudage à l’arc,” *Techniques de l’Ingénieur*, 2017.

[33] S. W. Williams, F. Martina, A. C. Addison, J. Ding, G. Pardal, and P. Colegrove, “Wire + Arc additive manufacturing,” *Materials Science and Technology (United Kingdom)*, 2016, doi: 10.1179/1743284715Y.0000000073.

[34] J.-P. Planckaert, “Modélisation du soudage MIG / MAG en mode short-arc,” Université Henri Poincaré - Nancy, 2008. doi: 10.1109/ISOCC.2012.6407106.

[35] J. Norrish and I. F. Richardson, “METAL TRANSFER MECHANISMS.,” *Welding and Metal Fabrication*, 1988.

[36] G. Lorenzin and G. Rutili, “The innovative use of low heat input in welding: Experiences on ‘cladding’ and brazing using the CMT process,” *Welding International*, vol. 23, no. 8, pp. 622–632, 2009, doi: 10.1080/09507110802543252.

[37] Fronius, “Cold Metal Transfer : The technology,” *CMT technology*, 2014.

[38] J. Feng, H. Zhang, and P. He, “The CMT short-circuiting metal transfer process and its use in thin aluminium sheets welding,” *Materials and Design*, vol. 30, no. 5, pp. 1850–1852, 2009, doi: 10.1016/j.matdes.2008.07.015.

[39] S. Selvi, A. Vishvaksenan, and E. Rajasekar, “Cold metal transfer (CMT) technology - An overview,” *Defence Technology*, vol. 14, no. 1, pp. 28–44, 2018, doi: 10.1016/j.dt.2017.08.002.

[40] Y. M. Kwak and C. C. Doumanidis, “Geometry regulation of material deposition in near-net shape manufacturing by thermally scanned welding,” *Journal of Manufacturing Processes*, vol. 4, no. 1, pp. 28–41, 2002, doi: 10.1016/S1526-6125(02)70131-X.

[41] J. L. Prado-Cerqueira, A. M. Camacho, J. L. Diéguez, Á. Rodríguez-Prieto, A. M. Aragón, C. Lorenzo-Martín, and Á. Yanguas-Gil, “Analysis of favorable process conditions for the manufacturing of thin-wall pieces of mild steel obtained by wire and arc additive manufacturing (WAAM),” *Materials*, vol. 11, no. 8, 2018, doi: 10.3390/ma11081449.

[42] I. D. Harris, “Development and Implementation of Metals Additive Manufacturing Current Landscape in Additive Manufacturing,” *DOT International, New Orleans*, 2011.

[43] B. Wang, S. J. Hu, L. Sun, and T. Freiheit, “Intelligent welding system technologies: State-of-the-art review and perspectives,” *Journal of Manufacturing Systems*, vol. 56. 2020. doi: 10.1016/j.jmsy.2020.06.020.

[44] H. Geng, J. Li, J. Xiong, X. Lin, and F. Zhang, “Optimization of wire feed for GTAW based additive manufacturing,” *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 243, pp. 40–47, 2017, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2016.11.027.

[45] B. Cong, Z. Qi, B. Qi, H. Sun, G. Zhao, and J. Ding, “A comparative study of additively manufactured thin wall and block structure with Al-6.3%Cu alloy using cold metal transfer process,” *Applied Sciences (Switzerland)*, 2017, doi: 10.3390/APP7030275.

[46] A. G. Ortega, L. Corona Galvan, M. Salem, K. Moussaoui, S. Segonds, S. Rouquette, and F. Deschaux-Beaume, “Characterisation of 4043 aluminium alloy deposits obtained by wire and arc additive manufacturing using a Cold Metal Transfer process,” *Science and Technology of Welding and Joining*, vol. 1718, 2019, doi: 10.1080/13621718.2018.1564986.

[47] D. Ding, Z. Pan, D. Cuiuri, and H. Li, “A practical path planning methodology for wire and arc additive manufacturing of thin-walled structures,” *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, vol. 34, pp. 8–19, 2015, doi: 10.1016/j.rcim.2015.01.003.

[48] P. M. S. Almedia, “Process control and development in wire and arc additive manufacturing,” Cranfield University, thesis, 2012.

[49] G. Ma, G. Zhao, Z. Li, M. Yang, and W. Xiao, “Optimization strategies for robotic additive and subtractive manufacturing of large and high thin-walled aluminum structures,” *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2019, doi: 10.1007/s00170-018-3009-3.

[50] Z. Wang, S. Zimmer-Chevret, F. Léonard, and G. Abba, “Improvement strategy for the geometric accuracy of bead’s beginning and end parts in wire-arc additive manufacturing (WAAM),” *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 118, no. 7–8, 2022, doi: 10.1007/s00170-021-08037-8.

[51] P. Michaleris, “Modeling metal deposition in heat transfer analyses of additive manufacturing processes,” *Finite Elements in Analysis and Design*, vol. 86, 2014, doi: 10.1016/j.finel.2014.04.003.

[52] F. Li, S. Chen, J. Shi, Y. Zhao, and H. Tian, “Thermoelectric cooling-aided bead geometry regulation in wire and arc-based additive manufacturing of thin-walled structures,” *Applied Sciences (Switzerland)*, vol. 8, no. 2, Jan. 2018, doi: 10.3390/app8020207.

[53] H. Zhao, G. Zhang, Z. Yin, and L. Wu, “A 3D dynamic analysis of thermal behavior during single-pass multi-layer weld-based rapid prototyping,” *Journal of Materials Processing Technology*, 2011, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2010.11.002.

[54] B. Wu, D. Ding, Z. Pan, D. Cuiuri, H. Li, J. Han, and Z. Fei, “Effects of heat accumulation on the arc characteristics and metal transfer behavior in Wire Arc Additive Manufacturing of Ti6Al4V,” *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 250, no. August, pp. 304–312, 2017, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2017.07.037.

[55] P. Kazanas, P. Deherkar, P. Almeida, H. Lockett, and S. Williams, “Fabrication of geometrical features using wire and arc additive manufacture,” *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 2012, doi: 10.1177/0954405412437126.

[56] C. Bourlet, “Développement de la fabrication additive par procédé arc-fil pour les aciers : caractérisation microstructurale et mécanique des dépôts en nuance ER100 et 316L pour la validation

des propriétés d ’ emploi de pièces industrielles,” Ecole Nationale Supérieure d’Arts et Métiers, thèse, 2019.

[57] J. Bai, H. L. Ding, J. L. Gu, X. S. Wang, and H. Qiu, “Porosity evolution in additively manufactured aluminium alloy during high temperature exposure,” 2017. doi: 10.1088/1757-899X/167/1/012045.

[58] R. Biswal, X. Zhang, A. K. Syed, M. Awd, J. Ding, F. Walther, and S. Williams, “Criticality of porosity defects on the fatigue performance of wire + arc additive manufactured titanium alloy,” *International Journal of Fatigue*, vol. 122, pp. 208–217, May 2019, doi: 10.1016/j.ijfatigue.2019.01.017.

[59] J. D. Kim, J. W. Kim, J. Y. Cheon, Y. Do Kim, and C. Ji, “Effect of shielding gases on the wire arc additive manufacturability of 5 Cr – 4 Mo tool steel for die casting mold making,” *Journal of Korean Institute of Metals and Materials*, vol. 58, no. 12, pp. 852–862, Dec. 2020, doi: 10.3365/KJMM.2020.58.12.852.

[60] X. Lu, M. V. Li, and H. Yang, “Comparison of wire-arc and powder-laser additive manufacturing for IN718 superalloy: unified consideration for selecting process parameters based on volumetric energy density,” *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 114, no. 5–6, pp. 1517–1531, May 2021, doi: 10.1007/s00170-021-06990-y.

[61] B. Cong, J. Ding, and S. Williams, “Effect of arc mode in cold metal transfer process on porosity of additively manufactured Al-6.3%Cu alloy,” *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 76, no. 9–12, pp. 1593–1606, 2015, doi: 10.1007/s00170-014-6346-x.

[62] V. D. Fachinotti, A. Cardona, B. Baufeld, and O. Van Der Biest, “Finite-element modelling of heat transfer in shaped metal deposition and experimental validation,” *Acta Materialia*, 2012, doi: 10.1016/j.actamat.2012.08.031.

[63] X. Chen, J. Li, X. Cheng, B. He, H. Wang, and Z. Huang, “Microstructure and mechanical properties of the austenitic stainless steel 316L fabricated by gas metal arc additive manufacturing,” *Materials Science and Engineering A*, vol. 703, no. April, pp. 567–577, 2017, doi: 10.1016/j.msea.2017.05.024.

[64] J. Gu, S. Yang, M. Gao, J. Bai, Y. Zhai, and J. Ding, “Micropore evolution in additively manufactured aluminum alloys under heat treatment and inter-layer rolling,” *Materials and Design*, vol. 186, 2020, doi: 10.1016/j.matdes.2019.108288.

[65] F. Montevecchi, G. Venturini, N. Grossi, A. Scippa, and G. Campatelli, “Idle time selection for wire-arc additive manufacturing: A finite element-based technique,” *Additive Manufacturing*, vol. 21, no. April, pp. 479–486, 2018, doi: 10.1016/j.addma.2018.01.007.

[66] A. Gomez Ortega, L. Corona Galvan, F. Deschaux-Beaume, B. Mezrag, and S. Rouquette, “Effect of process parameters on the quality of aluminium alloy Al5Si deposits in wire and arc additive manufacturing using a cold metal transfer process,” *Science and Technology of Welding and Joining*, vol. 23, no. 4, pp. 316–332, 2018, doi: 10.1080/13621718.2017.1388995.

[67] Y. M. Zhang, Y. Chen, P. Li, and A. T. Male, “Weld deposition-based rapid prototyping: A preliminary study,” *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 135, no. 2-3 SPEC., pp. 347–357, 2003, doi: 10.1016/S0924-0136(02)00867-1.

[68] J. Xiong, Y. Lei, and R. Li, “Finite element analysis and experimental validation of thermal behavior for thin-walled parts in GMAW-based additive manufacturing with various substrate preheating temperatures,” *Applied Thermal Engineering*, vol. 126, pp. 43–52, 2017, doi: 10.1016/j.applthermaleng.2017.07.168.

[69] C. Xia, Z. Pan, J. Polden, H. Li, Y. Xu, S. Chen, and Y. Zhang, “A review on wire arc additive manufacturing: Monitoring, control and a framework of automated system,” *Journal of Manufacturing Systems*, vol. 57. Elsevier B.V., pp. 31–45, Oct. 01, 2020. doi: 10.1016/j.jmsy.2020.08.008.

[70] D. E. Hardt, D. A. Garlow, and J. B. Weinert, “A model of full penetration arc-welding for control system design,” *Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control, Transactions of the ASME*, 1985, doi: 10.1115/1.3140705.

[71] C. C. Doumanidis and D. E. Hardt, “A model for in-process control of thermal properties during welding,” *Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control, Transactions of the ASME*, 1989, doi: 10.1115/1.3153017.

[72] C. Doumanidis and Y. M. Kwak, “Geometry modeling and control by infrared and laser sensing in

thermal manufacturing with material deposition," *Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME*, 2001, doi: 10.1115/1.1344898.

[73] J. Xiong and G. Zhang, "Adaptive control of deposited height in GMAW-based layer additive manufacturing," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 214, no. 4, pp. 962–968, 2014, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2013.11.014.

[74] J. Xiong, G. Zhang, Z. Qiu, and Y. Li, "Vision-sensing and bead width control of a single-bead multi-layer part: Material and energy savings in GMAW-based rapid manufacturing," *Journal of Cleaner Production*, vol. 41, pp. 82–88, 2013, doi: 10.1016/j.jclepro.2012.10.009.

[75] C. Doumanidis and Y. M. Kwak, "Multivariable adaptive control of the bead profile geometry in gas metal arc welding with thermal scanning," *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, vol. 79, no. 4, pp. 251–262, 2002, doi: 10.1016/S0308-0161(02)00024-8.

[76] J. B. Song and D. E. Hardt, "Dynamic modeling and adaptive control of the gas metal arc welding process," *Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control, Transactions of the ASME*, vol. 116, no. 3, pp. 405–413, 1994, doi: 10.1115/1.2899235.

[77] F. Li, S. Chen, Z. Wu, and Z. Yan, "Adaptive process control of wire and arc additive manufacturing for fabricating complex-shaped components," *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 96, no. 1–4, 2018, doi: 10.1007/s00170-018-1590-0.

[78] A. Heralić, A. K. Christiansson, and B. Lennartson, "Height control of laser metal-wire deposition based on iterative learning control and 3D scanning," *Optics and Lasers in Engineering*, vol. 50, no. 9, pp. 1230–1241, 2012, doi: 10.1016/j.optlaseng.2012.03.016.

[79] W. Khalil and E. Dombre, *Modeling, Identification and Control of Robots*. 2004. doi: 10.1016/B978-1-903996-66-9.X5000-3.

[80] J. J. Craig, *Introduction to Robotics: Mechanics and Control, 3rd Edition*. 2004.

[81] M. W. Spong, S. Hutchinson, and M. Vidyasagar, "Robot modeling and control," *IEEE Control Systems*. 2006. doi: 10.1109/MCS.2006.252815.

[82] B. Siciliano, L. Sciavicco, L. Villani, and G. Oriolo, "Robotics: Modelling, planning and control," in *Advanced Textbooks in Control and Signal Processing*, no. 9781846286414, 2009. doi: 10.5860/choice.46-6226.

[83] J. E. Agapakis and J. O. Bolstad, "<title>Vision sensing and processing system for monitoring and control of welding and other high-luminosity processes</title>," in *Optics, Illumination, and Image Sensing for Machine Vision V*, 1991, vol. 1385. doi: 10.1117/12.25346.

[84] Y. M. Zhang, H. S. Song, and G. Saeed, "Observation of a dynamic specular weld pool surface," in *Measurement Science and Technology*, 2006, vol. 17, no. 6. doi: 10.1088/0957-0233/17/6/L02.

[85] Y. Xu, G. Fang, N. Lv, S. Chen, and J. Jia Zou, "Computer vision technology for seam tracking in robotic GTAW and GMAW," *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, vol. 32, 2015, doi: 10.1016/j.rcim.2014.09.002.

[86] Y. Xu, H. Yu, J. Zhong, T. Lin, and S. Chen, "Real-time image capturing and processing of seam and pool during robotic welding process," *Industrial Robot*, vol. 39, no. 5, 2012, doi: 10.1108/01439911211249805.

[87] J. Denavit and R. S. Hartenberg, "A Kinematic Notation for Lower-Pair Mechanisms Based on Matrices," *Journal of Applied Mechanics*, vol. 22, no. 2, 1955, doi: 10.1115/1.4011045.

[88] W. Khalil and J. F. Kleinfinger, "NEW GEOMETRIC NOTATION FOR OPEN AND CLOSED-LOOP ROBOTS.," 1986.

[89] F. Youheng, W. Guilan, Z. Haiou, and L. Liye, "Optimization of surface appearance for wire and arc additive manufacturing of Bainite steel," *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2017, doi: 10.1007/s00170-016-9621-1.

[90] K. F. Ayarkwa, S. Williams, and J. Ding, "Investigation of pulse advance cold metal transfer on aluminium wire arc additive manufacturing," *International Journal of Rapid Manufacturing*, vol. 5, no. 1, p. 44, 2015, doi: 10.1504/ijrapidm.2015.073547.

[91] W. Zhao, Y. Wei, J. Long, J. Chen, R. Liu, and W. Ou, "Modeling and simulation of heat transfer, fluid flow and geometry morphology in GMAW-based wire arc additive manufacturing," *Welding in the World*, 2021, doi: 10.1007/s40194-021-01123-1.

[92] L. Vázquez, N. Rodríguez, I. Rodríguez, E. Alberdi, and P. Álvarez, "Influence of interpass cooling conditions on microstructure and tensile properties of Ti-6Al-4V parts manufactured by WAAM," *Welding in the World*, 2020, doi: 10.1007/s40194-020-00921-3.

[93] U. Reisgen, R. Sharma, S. Mann, and L. Oster, "Increasing the manufacturing efficiency of WAAM by advanced cooling strategies," *Welding in the World*, 2020, doi: 10.1007/s40194-020-00930-2.

[94] Y. Ma, D. Cuiuri, C. Shen, H. Li, and Z. Pan, "Effect of interpass temperature on in-situ alloying and additive manufacturing of titanium aluminides using gas tungsten arc welding," *Additive Manufacturing*, vol. 8, pp. 71–77, Oct. 2015, doi: 10.1016/j.addma.2015.08.001.

[95] C. Shen, Z. Pan, D. Cuiuri, D. Ding, and H. Li, "Influences of deposition current and interpass temperature to the Fe3Al-based iron aluminide fabricated using wire-arc additive manufacturing process," *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2017, doi: 10.1007/s00170-016-8935-3.

[96] 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," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 252, no. September 2017, pp. 128–136, 2018, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2017.09.020.

[97] D. Yang, G. Wang, and G. Zhang, "Thermal analysis for single-pass multi-layer GMAW based additive manufacturing using infrared thermography," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 244, pp. 215–224, 2017, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2017.01.024.

[98] J. Xiong, G. Zhang, J. Hu, and Y. Li, "Forecasting process parameters for GMAW-based rapid manufacturing using closed-loop iteration based on neural network," *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 69, no. 1–4, pp. 743–751, 2013, doi: 10.1007/s00170-013-5038-2.

[99] P. M. Sequeira Almeida and S. Williams, "Innovative process model of Ti-6Al-4V additive layer manufacturing using cold metal transfer (CMT)," *21st Annual International Solid Freeform Fabrication Symposium - An Additive Manufacturing Conference, SFF 2010*, pp. 25–36, 2010.

[100] J. Xiong, G. Zhang, J. Hu, and L. Wu, "Bead geometry prediction for robotic GMAW-based rapid manufacturing through a neural network and a second-order regression analysis," *Journal of Intelligent Manufacturing*, vol. 25, no. 1, pp. 157–163, 2014, doi: 10.1007/s10845-012-0682-1.

[101] S. Ríos, P. A. Colegrove, F. Martina, and S. W. Williams, "Analytical process model for wire + arc additive manufacturing," *Additive Manufacturing*, vol. 21, 2018, doi: 10.1016/j.addma.2018.04.003.

[102] D. S. Nagesh and G. L. Datta, "Prediction of weld bead geometry and penetration in shielded metal-arc welding using artificial neural networks," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 123, no. 2, pp. 303–312, 2002, doi: 10.1016/S0924-0136(02)00101-2.

[103] P. S. Rao, O. P. Gupta, S. S. N. Murty, and A. B. K. Rao, "Effect of process parameters and mathematical model for the prediction of bead geometry in pulsed GMA welding," *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2009, doi: 10.1007/s00170-009-1991-1.

[104] C. Bourlet, S. Zimmer-Chevret, R. Pesci, R. Bigot, A. Robineau, and F. Scandella, "Microstructure and mechanical properties of high strength steel deposits obtained by Wire-Arc Additive Manufacturing," *Journal of Materials Processing Technology*, 2020, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2020.116759.

[105] S. Hu, H. Zhang, Z. Wang, Y. Liang, and Y. Liu, "The arc characteristics of cold metal transfer welding with AZ31 magnesium alloy wire," *Journal of Manufacturing Processes*, vol. 24, pp. 298–306, 2016, doi: 10.1016/j.jmapro.2016.10.001.

[106] O. T. Ola and F. E. Doern, "A study of cold metal transfer clads in nickel-base INCONEL 718 superalloy," *Materials and Design*, 2014, doi: 10.1016/j.matdes.2013.12.060.

[107] S. Selvi, A. Vishvaksenan, and E. Rajasekar, "Cold metal transfer (CMT) technology - An overview," *Defence Technology*. 2018. doi: 10.1016/j.dt.2017.08.002.

[108] K. Manikya Kanti and P. Srinivasa Rao, "Prediction of bead geometry in pulsed GMA welding using back propagation neural network," *Journal of Materials Processing Technology*, 2008, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2007.09.034.

[109] T. Kohonen, "An introduction to neural computing," *Neural Networks*, vol. 1, no. 1, 1988, doi: 10.1016/0893-6080(88)90020-2.

[110] D. E. Rumelhart, G. E. Hinton, and R. J. Williams, “Learning Internal Representations by Error Propagation,” in *Readings in Cognitive Science: A Perspective from Psychology and Artificial Intelligence*, 2013. doi: 10.1016/B978-1-4832-1446-7.50035-2.

[111] D. Hammerstrom, “Working with neural networks,” *IEEE Spectrum*, 1993, doi: 10.1109/6.222230.

[112] Z. Wang, S. Zimmer-Chevret, F. Léonard, and G. Abba, “Prediction of bead geometry with consideration of interlayer temperature effect for CMT-based wire-arc additive manufacturing,” *Welding in the World*, vol. 65, no. 12, 2021, doi: 10.1007/s40194-021-01192-2.

[113] G. Bi, A. Gasser, K. Wissenbach, A. Drenker, and R. Poprawe, “Characterization of the process control for the direct laser metallic powder deposition,” *Surface and Coatings Technology*, vol. 201, no. 6, pp. 2676–2683, 2006, doi: 10.1016/j.surfcoat.2006.05.006.

[114] D. Ding, Z. Pan, D. Cuiuri, and H. Li, “A multi-bead overlapping model for robotic wire and arc additive manufacturing (WAAM),” *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, vol. 31, pp. 101–110, 2015, doi: 10.1016/j.rcim.2014.08.008.

[115] 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,” *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 252, no. December 2016, pp. 838–848, 2018, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2017.10.017.

[116] T. Shi, B. Lu, T. Shen, R. Zhang, S. Shi, and G. Fu, “Closed-loop control of variable width deposition in laser metal deposition,” *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 97, no. 9–12, 2018, doi: 10.1007/s00170-018-1895-z.

[117] S. Moralejo, X. Penaranda, S. Nieto, A. Barrios, I. Arrizubieta, I. Tabernero, and J. Figueras, “A feedforward controller for tuning laser cladding melt pool geometry in real time,” *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 89, no. 1–4, 2017, doi: 10.1007/s00170-016-9138-7.

[118] J. T. Hofman, B. Pathiraj, J. Van Dijk, D. F. De Lange, and J. Meijer, “A camera based feedback control strategy for the laser cladding process,” *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 212, no. 11, 2012, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2012.06.027.

[119] M. Iravani-Tabrizipour and E. Toyserkani, “An image-based feature tracking algorithm for real-time measurement of clad height,” *Machine Vision and Applications*, vol. 18, no. 6, 2007, doi: 10.1007/s00138-006-0066-7.

[120] C. Xia, Z. Pan, S. Zhang, J. Polden, L. Wang, H. Li, Y. Xu, and S. Chen, “Model predictive control of layer width in wire arc additive manufacturing,” *Journal of Manufacturing Processes*, vol. 58, 2020, doi: 10.1016/j.jmapro.2020.07.060.

[121] D. Hinrichsen and A. J. Pritchard, “Mathematical systems theory I: Modelling, state space analysis stability and robustness,” *IEEE Control Systems*, vol. 26, no. 2. 2006. doi: 10.1109/MCS.2006.1615277.

[122] C. Xia, Z. Pan, S. Zhang, H. Li, Y. Xu, and S. Chen, “Model-free adaptive iterative learning control of melt pool width in wire arc additive manufacturing,” *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2020, doi: 10.1007/s00170-020-05998-0.

[123] Y. Ma, V. Cocquempot, M. El Badaoui El Najjar, and B. Jiang, “Actuator failure compensation for two linked 2WD mobile robots based on multiple-model control,” *International Journal of Applied Mathematics and Computer Science*, vol. 27, no. 4, 2017, doi: 10.1515/amcs-2017-0053.

[124] K. Gasso, “Identification des systèmes dynamiques non-linéaires : approche multi-modèle,” Institut National Polytechnique de Lorraine, 2000. [Online]. Available: https://hal.univ-lorraine.fr/tel-01750482

[125] M. A. AlandiHallaj and N. Assadian, “Multiple-horizon multiple-model predictive control of electromagnetic tethered satellite system,” *Acta Astronautica*, vol. 157, 2019, doi: 10.1016/j.actaastro.2018.11.003.

[126] K. S. Narendra, O. A. Driollet, M. Feiler, and K. George, “Adaptive control using multiple models, switching and tuning,” *International Journal of Adaptive Control and Signal Processing*, 2003, doi: 10.1002/acs.740.

[127] T. A. Johansen and B. A. Foss, “Multiple model approaches to modelling and control,” *International Journal of Control*, vol. 72, no. 7–8, 1999.

[128] Rezak Mezari, “Etude du contrôle de procédé de projection laser pour la fabrication additive :

Instrumentation, Identification et Commande," École Nationale Supérieure d ' Arts et Métiers, 2014.

[129] M. Karmuhilan and A. K. Sood, "Intelligent process model for bead geometry prediction in WAAM," in *Materials Today: Proceedings*, 2018, vol. 5, no. 11. doi: 10.1016/j.matpr.2018.10.193.

[130] M. Gevers, "A Personal view of the development of system identification: A 30-year journey through an exciting field," *IEEE Control Systems*, 2006, doi: 10.1109/MCS.2006.252834.

[131] L. Ljung, "System identification toolbox," *The Matlab user's guide*, 2011.

[132] K. Astrom, "Pid Controllers, Theory, Design and Tuning," *Instrument Society of America*. 1995.

[133] C. P. Diduch and R. Doraiswami, "Sample Period Effects in Optimally Designed Digital Control Systems," *IEEE Transactions on Automatic Control*, vol. 32, no. 9, 1987, doi: 10.1109/TAC.1987.1104716.

[134] A. D. Wyner, "Recent Results in the Shannon Theory," *IEEE Transactions on Information Theory*, vol. 20, no. 1, 1974, doi: 10.1109/TIT.1974.1055171.

[135] T. A. Rodrigues, V. Duarte, R. M. Miranda, T. G. Santos, and J. P. Oliveira, "Current status and perspectives on wire and arc additive manufacturing (WAAM)," *Materials*, 2019, doi: 10.3390/ma12071121.

[136] A. Lopez, R. Bacelar, I. Pires, T. G. Santos, J. P. Sousa, and L. Quintino, "Non-destructive testing application of radiography and ultrasound for wire and arc additive manufacturing," *Additive Manufacturing*, 2018, doi: 10.1016/j.addma.2018.03.020.

[137] Y. Zeng, X. Wang, X. Qin, L. Hua, and M. Xu, "Laser Ultrasonic inspection of a Wire + Arc Additive Manufactured (WAAM) sample with artificial defects," *Ultrasonics*, 2021, doi: 10.1016/j.ultras.2020.106273.

[138] A. Sumesh, K. Rameshkumar, K. Mohandas, and R. S. Babu, "Use of machine learning algorithms for weld quality monitoring using acoustic signature," in *Procedia Computer Science*, Jan. 2015, vol. 50, pp. 316–322. doi: 10.1016/j.procs.2015.04.042.

[139] H. Guo, J. Hu, and H. L. Tsai, "Formation of weld crater in GMAW of aluminum alloys," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2009, doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2009.06.028.

[140] C. G. Pickin, S. W. Williams, and M. Lunt, "Characterisation of the cold metal transfer (CMT) process and its application for low dilution cladding," *Journal of Materials Processing Technology*, 2011, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2010.11.005.

[141] "Outboard landing gear rib for Bombardier." https://waammat.com/about/demo-parts

[142] T. F. Lam, Y. Xiong, A. G. Dharmawan, S. Foong, and G. S. Soh, "Adaptive process control implementation of wire arc additive manufacturing for thin-walled components with overhang features," *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 108, no. 4, 2020, doi: 10.1007/s00170-019-04737-4.

Annexes

A Matrice de transformation homogène

La matrice de transformation homogène ${}^0T_t$ présentée dans le chapitre 2 s'écrit :

$$ {}^0T_t = \begin{bmatrix} {}^0R_t(q) & {}^0O_t(q) \\ 0_{1\times 3} & 1 \end{bmatrix} $$

avec ${}^0R_t$, la matrice de rotation, ${}^0O_t = {}^0\begin{bmatrix} O_{tx} & O_{ty} & O_{tz} \end{bmatrix}^T$, les coordonnées du vecteur de position et $q = [q_1\ q_2\ q_3\ q_4\ q_5\ q_6]^T$ les coordonnées articulaires. On utilise les notations *s1, c1, s2, c2, s3, c3, s4, c4, s5, c5, s6, c6* pour désigner respectivement *sin(q_1), cos(q_1), sin(q_2), cos(q_2), sin(q_3), cos(q_3), sin(q_4), cos(q_4), sin(q_5), cos(q_5), sin(q_6), cos(q_6).* L'expression générale des coordonnées du vecteur de position en fonction des coordonnées articulaires est :

O_{tx} = *L_{1x}c1 + L_{34}c1c3 + D_4c1s3 + L_2c1s2 - L_5s1s4s5 - L_{tz}s1s4s5 + L_5c1c3c5 + L_{tz}c1c3c5 – L_5c1c4s3s5 - L_{tz}c1c4s3s5 ;*

O_{ty} = *L_{1x}s1 + L_{34}c3s1 + D_4s1s3 + L_2s1s2 + L_5c3c5s1 +L_{tz}c3c5s1 + L_5c1s4s5 +L_{tz}c1s4s5 – L_5c4s1s3s5 - L_{tz}c4s1s3s5 ;*

O_{tz} = *L_{1z} + D_4c3 + L_2c2 - L_{34}s3 - L_5c5s3 - L_{tz}c5s3 - L_5c3c4s5 - L_{tz}c3c4s5.*

La matrice de rotation peut se mettre sous la forme :

$$ {}^0R_t = \begin{bmatrix} r_{11} & r_{12} & r_{13} \\ r_{21} & r_{22} & r_{23} \\ r_{31} & r_{32} & r_{33} \end{bmatrix} $$

L'expression générale des éléments r_{ij} de la matrice de rotation en fonction des coordonnées articulaires est :

r_{11} = *c1s3s4s6 - c5c6s1s4 - c4s1s6 - c1c3c6s5 - c1c4c5c6s3 ;*

r_{12} = *c1c6s3s4 - c4c6s1 + c1c3s5s6 + c5s1s4s6 + c1c4c5s3s6 ;*

r_{13} = *c1c3c5 - s1s4s5 - c1c4s3s5 ;*

r_{21} = *c1c4s6 - c3c6s1s5 + s1s3s4s6 + c1c5c6s4 - c4c5c6s1s3 ;*

r_{22} = *c1c4c6 - c1c5s4s6 + c6s1s3s4 + c3s1s5s6 + c4c5s1s3s6 ;*

r_{23} = *c3c5s1 + c1s4s5 - c4s1s3s5 ;*

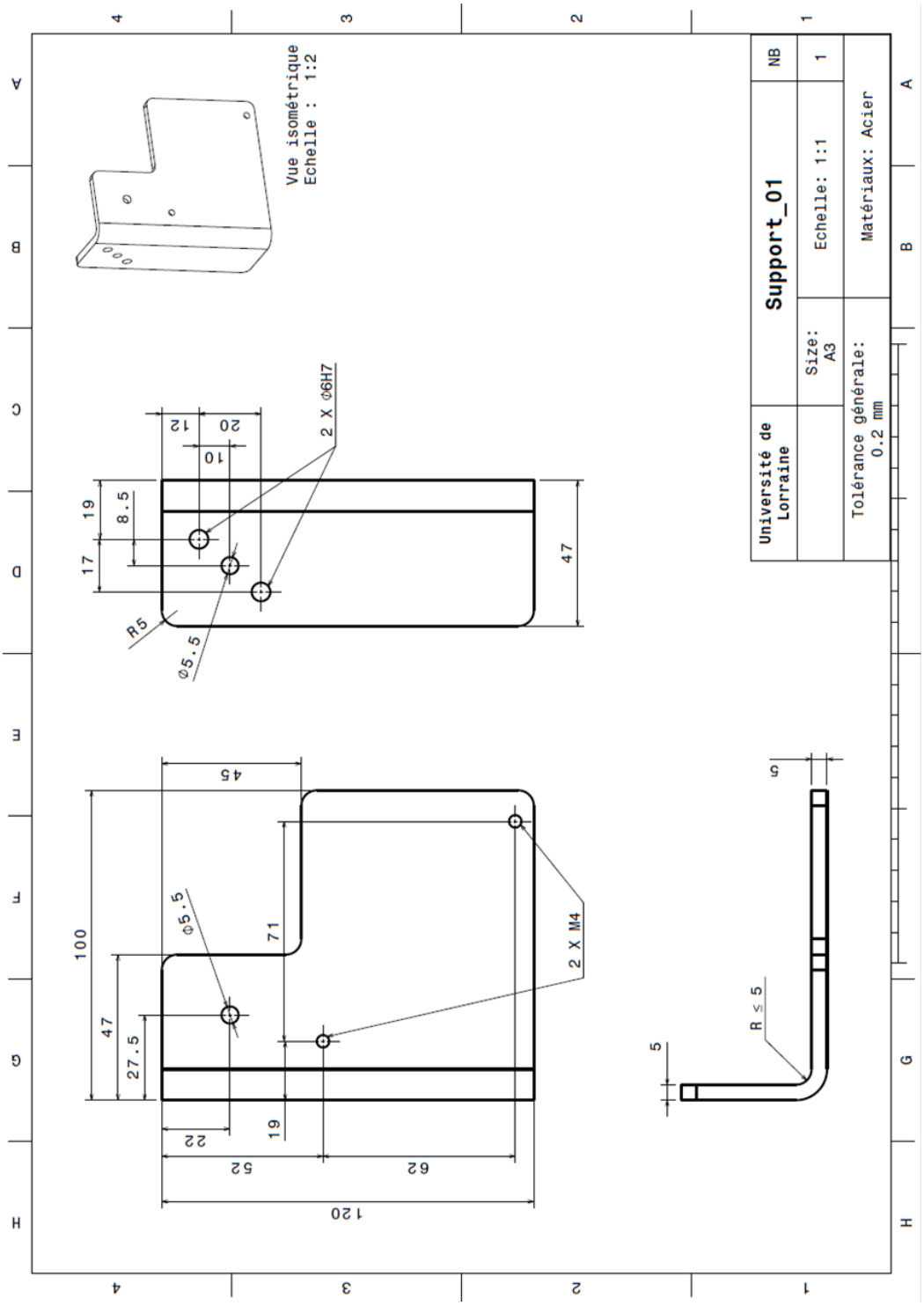
r_{31} = *c3s4s6 + c6s3s5 - c3c4c5c6 ;*

r_{32} = *c3c6s4 - s3s5s6 + c3c4c5s6 ;*

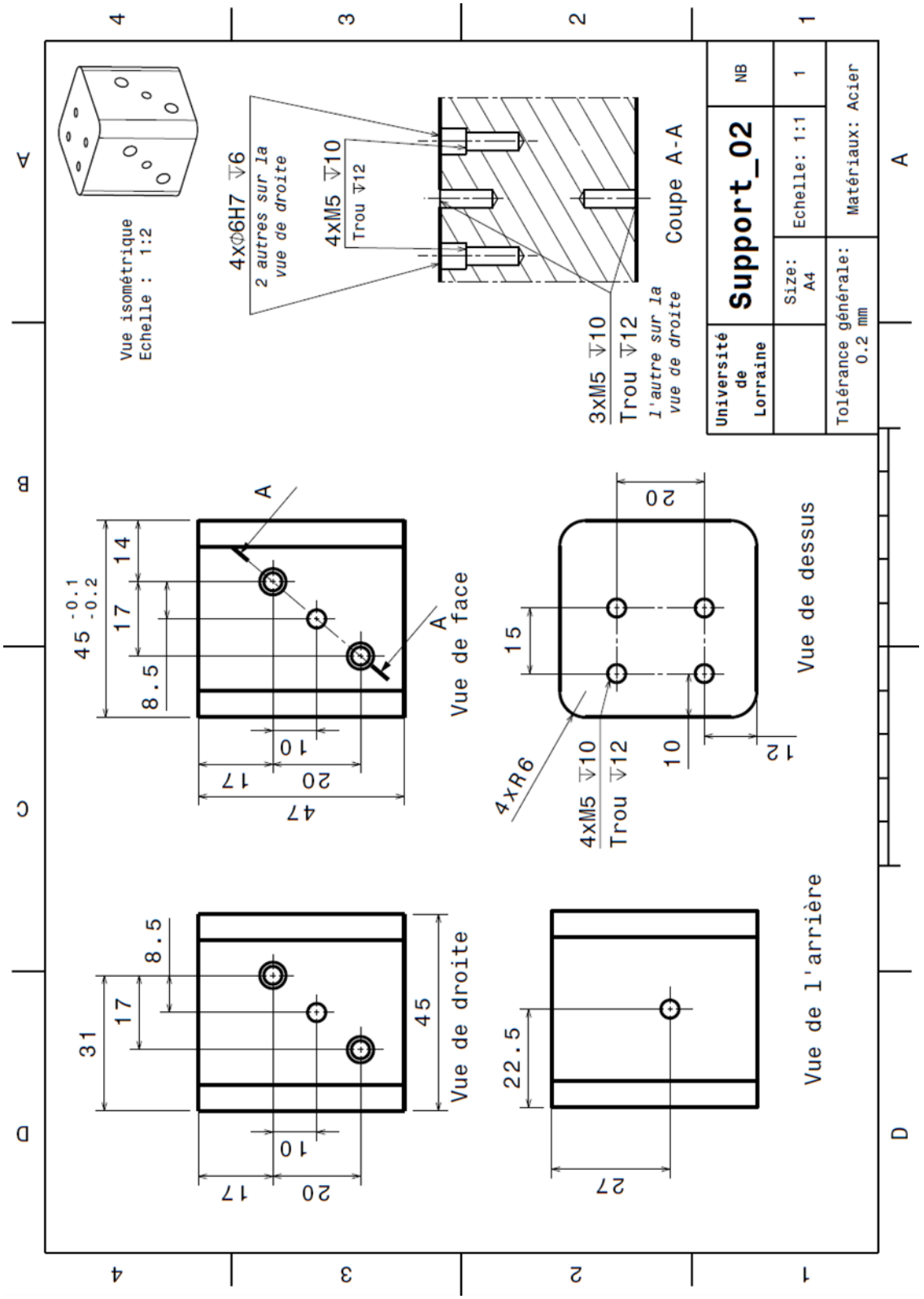
r_{33} = *- c5s3 - c3c4s5.*

B Dessins des pièces usinées avec précision

B.1 Pièce 1 du système support du capteur



B.2 Pièce 2 du système support du capteur



Publications :

- **Soumissions acceptées :**

Z. Wang et al. “Prediction of bead geometry with consideration of interlayer temperature effect for CMT-based wire-arc additive manufacturing,” Welding in the World, 2021 (journal).

Z. Wang et al. “Improvement strategy for the geometric accuracy of bead’s beginning and end parts in wire-arc additive manufacturing (WAAM),” International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2022 (journal).

Z. Wang et al. “In-situ monitoring of internal defects by a laser sensor for CMT based wire-arc additive manufacturing parts,” ICMIM 2021, Defect and Diffusion Forum, 2022 (conference and journal).

Z. Wang et al. “Improvements for the geometry of beads in wire-arc additive manufacturing (WAAM),” ICWAM 2022 (conference).

Z. Wang et al. "Improvement for both ends of the bead in wire-arc additive manufacturing,” CFM 2022 (conference).

- **Articles en cours de soumission :**

Z. Wang et al. “Control of bead geometry using multiple model approach in wire-arc additive manufacturing (WAAM),” International Journal of Advanced Manufacturing Technology.

Z. Wang et al. “Stiffness identification of an industrial robot using a linear laser profiler,” Robotica.

Robotisation de la fabrication additive par procédé arc-fil : Identification et amélioration de la commande

Résumé : La fabrication additive de pièces métalliques a fait l'objet d'un vif intérêt ces dernières années comme une solution technologique importante pour la réalisation de pièces complexes. Parmi les différents procédés de la fabrication additive métallique, la fabrication additive arc-fil (FAAF) utilisant le soudage CMT (Cold metal transfer) est retenue pour notre étude grâce à son taux de dépôt important, faible coût des équipements et peu de perte de matière par projections lors de la fabrication. Dans la littérature, il est constaté que l'un des problèmes les plus importants qui empêchent l'application industrielle du procédé FAAF est la mauvaise précision géométrique des pièces fabriquées à cause de l'instabilité du procédé et du manque de contrôle-commande fiable pour traiter les irrégularités pendant le dépôt. L'objectif de ce travail est d'améliorer la stabilité et la performance géométrique du procédé. Dans ce travail, un système expérimental est mis en œuvre pour robotiser le procédé et contrôler la géométrie des pièces déposées. Le procédé est modélisé par les réseaux de neurones artificiels et un système contrôle-commande est développé permettant de commander la géométrie du dépôt et de réduire les erreurs de fabrication. De plus, une stratégie d'amélioration est appliquée afin de réduire les instabilités géométriques aux deux extrémités du cordon ; une méthode de contrôle in situ est également développée pour détecter les défauts internes des pièces déposées.

Mots clés : FAAF robotisée, Géométrie du cordon, Prédiction précise, Stratégie d'amélioration, Contrôle-commande, Contrôle in situ.

Robotization of wire-arc additive manufacturing: Identification and improvement of the control

Abstract: Additive manufacturing of metallic parts has gained significant popularity in recent years as an important technological solution for the production of complex parts. Among the different processes of metal additive manufacturing, the wire-arc additive manufacturing (WAAM) using CMT (Cold metal transfer) welding is taken for our study because of its high deposition rate, low cost of equipment and little loss of material (low spatter) during manufacturing. In the literature review, it can be noted that one of the most important problems that prevent the industrial application of the WAAM is the poor geometric accuracy of the manufactured parts due to the instability of the process and the lack of reliable control system to deal with irregularities during deposition. The focus of this work is to improve the stability and geometric performance of the process. In this work, an experimental system is implemented to robotize the process and to monitor the geometry of the deposited parts. The process is modeled by artificial neural networks and a control system is developed to regulate the geometry of the deposit and to reduce manufacturing errors. Furthermore, an improvement strategy is applied in order to reduce the geometric instabilities at the ends of the bead; an in-situ monitoring method is also developed to detect the internal defects of deposited parts.

Keywords: Robotic WAAM, Bead geometry, Accurate prediction, Improvement strategy, Control system, In-situ monitoring.