



HAL
open science

Fabrication additive de tubulures par dépôt de fil robotisé multi-axes : génération et optimisation de trajectoires

Maxime Chalvin

► **To cite this version:**

Maxime Chalvin. Fabrication additive de tubulures par dépôt de fil robotisé multi-axes : génération et optimisation de trajectoires. Génie mécanique [physics.class-ph]. Université de Toulon, 2020. Français. NNT : 2020TOUL0010 . tel-03240568

HAL Id: tel-03240568

<https://theses.hal.science/tel-03240568v1>

Submitted on 28 May 2021

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

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



THÈSE / UNIVERSITÉ DE TOULON

pour le grade de **DOCTEUR en Mécanique des solides, génie mécanique, productique, transport et génie civil**

École doctorale 548 Mer et Sciences

présentée par

Maxime CHALVIN

préparée au laboratoire COSMER – EA 7398

COncception de Systèmes Mécaniques et Robotiques

Fabrication additive de tubulures par dépôt de fil robotisé multi-axes : Génération et optimisation de trajectoires

Thèse soutenue à Toulon
le 09 Juillet 2020

devant le jury composé de :

Benoît FURET

Professeur, Université de Nantes / *Président*

Sylvain LAVERNHE

Professeur, Université Paris-Saclay - LURPA / *Rapporteur*

Richard BEAREE

Professeur, Arts et Métiers - LISPEN / *Rapporteur*

Hélène CHANAL

Maître de conférences HDR, SIGMA Clermont - Institut
Pascal / *Examinatrice*

Thomas BAIZEAU

Ingénieur Docteur, Poly-Shape, Département R&D – Procédés
DED / *Examineur*

Vincent HUGEL

Professeur, Université de Toulon - COSMER /
Directeur de thèse

Sébastien CAMPOCASSO

Maître de conférences, Université de Toulon - COSMER /
Co-Encadrant

*À Marine, à Auguste
À ma famille, qui m'a soutenu durant toutes ces années*

Remerciements

Ces travaux de thèse ont été dirigés par M. Vincent Hugel, professeur à l'Université de Toulon et directeur du laboratoire COSMER, et co-encadrés par M. Sébastien Campocasso, maître de conférences à l'Université de Toulon. Je tiens à les remercier dans un premier temps pour m'avoir fait confiance malgré mon parcours atypique. La qualité de l'encadrement contribuant grandement à la réussite d'une thèse, je ne peux que souligner leur implication et leurs qualités humaines mais aussi techniques qui m'ont permis de m'épanouir aussi bien humainement qu'intellectuellement. Je tiens particulièrement à remercier Vincent pour tous le temps consacré malgré un planning serré, et Sébastien, avec qui j'ai partagé un bureau durant ces trois années, tout d'abord pour avoir supporté mes "ronchonements", mais aussi pour tous ses conseils, techniques et administratifs, ainsi que pour son écoute et sa bienveillance. Merci d'avoir fait en sorte que cette épreuve universitaire se déroule dans les meilleures conditions possibles.

Je tiens ensuite à remercier M. Richard Béarée et M. Sylvain Lavernhe pour avoir accepté d'être les rapporteurs de ce travail. Je tiens également à remercier les autres membres du jury, Mme Hélène Chanal et M. Benoît Furet pour tous les conseils prodigués au cours de réunions, événements scientifiques ou comités de suivi de thèse. Je tiens aussi à particulièrement remercier M. Thomas Baizeau pour nous avoir mis sur les bonnes pistes de recherche. Le partage de l'expérience industrielle acquise par l'entreprise Poly-Shape a souvent conforté les choix effectués. Je remercie aussi M. Xavier Beudaert et M. Cédric Anthierens pour leur participation aux différents comités de thèse et leur précieuses remarques.

Cette thèse s'étant déroulée dans les locaux de l'IUT GMP de l'Université de Toulon, je souhaite remercier chaleureusement toutes les personnes du département GMP. Par peur d'en oublier, je ne citerai pas de noms, mais je tiens à vous remercier pour l'accueil que vous m'avez offert, l'intégration au sein de l'équipe enseignante et les discussions diverses et variées permettant de s'évader un peu du carcan scientifique pendant les pauses café. L'implication scientifique et surtout technique dont vous avez fait preuve a permis l'installation rapide et fonctionnelle de la cellule de fabrication additive dans vos locaux, participant grandement à la bonne avancée de mes travaux. Je tiens notamment à remercier les techniciens de l'IUT GMP pour tout le temps consacré au montage de la cellule ainsi que pour la qualité de la pose !

Je remercie aussi les membres du laboratoire COSMER pour m'avoir accueilli, même s'ils ne m'ont pas souvent vu du fait de "l'éloignement géographique" des locaux de l'IUT, mais aussi pour les différents conseils et pour leur réactivité lorsqu'il a fallu passer des commandes ou imprimer des pièces en urgence. J'aurai aussi un mot pour Lewis, qui m'a bien aidé à la finalisation de la cellule, et qui aura la lourde tâche de valider les choix effectués pour la cellule pour la fabrication de pièces métalliques.

Remerciements

Je tiens aussi à remercier mes amis toulonnais qui ont contribué, de près ou de loin, à ce que mon moral reste au beau fixe. Les sorties, les repas (plus ou moins improvisés), et les belles surprises arrivées au cours de cette thèse ont tous été des moments ressourçants et bienvenus. J'aurai aussi une pensée pour les B3 sans qui ces années d'ENS auraient été bien fades. C'est toujours un plaisir de vous revoir, même si cela s'est souvent limité aux événements scientifiques.

Je conclurai ces remerciements en citant ma famille qui m'a soutenu et épaulé durant toutes mes études, qui se concluent enfin. Quelle chance d'avoir pu effectuer ma thèse à Toulon et d'avoir eu la plupart d'entre vous à mes côtés durant ces trois années. Chaque retrouvaille a été une véritable bulle d'oxygène dans les moments difficiles. Merci pour tous les conseils que vous m'avez prodigués qui ont fait que j'en suis arrivé là maintenant.

Enfin, j'ai une pensée particulièrement émue pour ma compagne Marine. Tu as toujours fait preuve de patience, de bienveillance et tu as toujours agi avec amour. Tu as été mon plus grand support durant toutes ces années. La vie à tes côtés est toujours simple et pétillante. Tu me rends heureux. Merci.

Table des matières

Remerciements	i
Table des matières	iii
Table des figures	v
Liste des symboles	x
Acronymes	xi
Introduction générale	1
1 État de l'art	7
1.1 Technologies de fabrication additive par dépôt sous énergie concentrée . . .	8
1.2 Conditions de dépôt pour la fabrication additive WAAM	12
1.3 Génération de trajectoires pour la fabrication additive	20
1.4 Optimisation d'un moyen robotisé	28
1.5 Conclusions	33
2 Trajectoires multi-axes non planes : fabrication additive sans supports et à distance locale inter-couches constante	35
2.1 Génération de chemins de dépôt pour les pièces de révolution	36
2.2 Génération analytique de chemins de dépôt : application aux tubulures toriques	40
2.3 Génération numérique de chemins de dépôt : généralisation	47
2.4 Détermination d'axes outils	52
2.5 Conclusions	57
3 Validation expérimentale : fabrication sur moyen robotisé 6-axes	59
3.1 Matériel expérimental	59
3.2 Précision géométrique du moyen de fabrication	70
3.3 Validation expérimentale de trajectoires	82
3.4 Conclusions	91
4 Optimisation couche par couche de la trajectoire dans l'espace articulaire	93
4.1 Configuration "pièce portée"	94
4.2 Configuration "dispositif de dépôt porté"	104
4.3 Conclusions	112
Conclusion générale et perspectives	115

Références bibliographiques	119
Annexes	I
A Caractéristiques du robot FANUC ArcMate 120 <i>iC</i>	II
B Passage de la convention de Bryant à la convention Roulis, Tangage, Lacet et vice-versa	IV
C Modèles géométriques du robot FANUC ArcMate 120 <i>iC</i>	VI
D Plan de l’outil de mesure	XII
E Influence de la programmation sur la précision géométrique : plan d’essais complet et résultats	XIII
F Protocole de mesure : repère robot	XV
G Protocole de mesure : identification des longueurs de segments axe par axe	XVI
H Trajectoires optimisées couche par couche dans l’espace articulaire : demi- sphère, demi-caténoïde et tuyère	XVII

Table des figures

1	Processus de fabrication additive d'une pièce.	2
2	Approche générale de la méthode de fabrication additive proposée.	4
1.1	Illustration générique de la technologie DED-p.	9
1.2	Machine de fabrication hybride DMG MORI.	9
1.3	Illustration générique de la technologie DED-w.	10
1.4	Configurations des moyens de fabrication additive multi-axes.	11
1.5	Dispositif d'inertage gazeux global.	11
1.6	Courbe de fusion optimale du fil : dépôt de fil à l'arc	13
1.7	Illustration d'un cycle de dépôt CMT.	13
1.8	Section transversale, superposition et juxtaposition de cordons de soudure.	14
1.9	Variation de la hauteur et de la largeur de cordon en fonction de TS.	16
1.10	Ondulation latérale de cordon.	16
1.11	Phénomène de <i>humping</i>	17
1.12	<i>Humping</i> en fonction des paramètres de dépôt.	17
1.13	Largeur effective et ondulation latérale de cordon en fonction de la vitesse d'avance.	18
1.14	Morphologie et pénétration du cordon en fonction de l'angle θ_n entre la torche et la direction d'avance.	18
1.15	Effet escalier sur une pièce fabriquée.	21
1.16	Différence entre forme nominale et forme fabriquée.	21
1.17	Génération de trajectoires : propagation de surface suivant Z.	22
1.18	Trajectoire multi-axes : tranchage par niveaux de Z indexés.	23
1.19	Trajectoire multi-axes pour entité unique.	23
1.20	Modification de couches planes pour diminuer la variation locale de hauteur de couche.	24
1.21	Génération de chemins de dépôt non plans.	25
1.22	Comparaison de pièces fabriquées avec et sans supports.	25
1.23	Génération de chemins de dépôt par intersections de surfaces.	26
1.24	Variation de distance locale inter-couches permettant une extrémité non plane.	26
1.25	Définition des axes outils.	27
1.26	Illustration de la méthode de mesure axe par axe pour l'axe 3.	31
2.1	Géométrie de révolution : exemple de la demi-sphère.	37
2.2	Chemin de dépôt par tranchage par niveaux de Z : demi-sphère.	38
2.3	Chemin de dépôt généré suivant les courbes iso-paramétriques : demi-sphère.	39
2.4	Chemin de dépôt : Tuyère.	40
2.5	Paramétrisation mathématique d'un tore.	41
2.6	Chemin de dépôt : tranchage par niveaux de Z : tubulures.	42
2.7	Chemin de dépôt : tranchage perpendiculaire à la courbe guide : tubulures.	43

2.8	Chemin de dépôt : non plan : tubulures.	44
2.9	Fabrication à partir de substrats non plans : illustration du cas d'étude. . .	45
2.10	Chemin de dépôt : cas des substrats non plans.	46
2.11	Chemin de dépôt : cas des substrats non plans, 2 ^{de} orientation.	47
2.12	Chemin de dépôt à distance locale inter-couches constante : substrats plans.	48
2.13	Chemin de dépôt à distance locale inter-couches constante : substrats non plans.	49
2.14	Discontinuité en tangence du chemin de dépôt.	49
2.15	Chemin de dépôt généralisé : cas du quart de tore.	51
2.16	Chemin de dépôt généralisé : courbe guide et variation de section.	52
2.17	Construction du vecteur outil dans le repère local lié au point $M_{t,v}$	53
2.18	Vecteurs "direction de fabrication" locaux : application au quart de tore. .	55
2.19	Génération numérique du vecteur local normal à la surface.	55
2.20	Décalages de début et de fin de couche.	56
3.1	Cellule de fabrication additive multi-axes ROBOWAM.	60
3.2	Configurations de la cellule ROBOWAM.	61
3.3	Sur-dépôts dus au chargement des points. Stäubli RX60BL.	63
3.4	Rotation libre autour de l'axe de l'outil de dépôt.	65
3.5	Transposition de la trajectoire de fabrication dans le repère robot : configu- ration "pièce portée".	67
3.6	Distance entre le point piloté par le robot et le point de dépôt.	67
3.7	Orientation de la pièce selon la gravité et dépinçage de l'outil de dépôt. . .	69
3.8	Mise en place du matériel de mesure.	71
3.9	Coordonnées articulaires pour la trajectoire circulaire.	72
3.10	Défauts mesurés en fonction du mode de pilotage.	73
3.11	Défauts mesurés en fonction de l'erreur de corde.	74
3.12	Longueurs de segments nominales du robot FANUC ArcMate 120 <i>iC</i>	75
3.13	Longueurs de segments nominales du vireur 2-axes.	79
3.14	Représentation de la cellule ROBOWAM sous forme d'axes.	80
3.15	Défauts mesurés en fonction des longueurs de segments identifiées.	81
3.16	Trajectoires à distance locale inter-couches hétérogène : tubulures.	84
3.17	Validation expérimentale des trajectoires à distance locale inter-couches hétérogène : tubulures.	85
3.18	Trajectoires à distance locale inter-couches constante : tubulures.	86
3.19	Validation expérimentale des trajectoires à distance locale inter-couches constante : tubulures.	87
3.20	Trajectoires de fabrication : pièces de révolution.	89
3.21	Trajectoire articulaire : demi-sphère.	90
3.22	Comportement de l'axe 5 pour différents paramètres R_Z : demi-sphère. . .	90
4.1	Principe d'optimisation de la trajectoire de fabrication, couche C	96
4.2	Trajectoire articulaire optimisée couche par couche : demi-sphère.	97
4.3	Vitesses articulaires avant et après optimisation : demi-sphère.	98
4.4	Comparaison de l'indice de dextérité avant et après optimisation : demi-sphère.	98
4.5	Trajectoire articulaire optimisée point par point : demi-sphère.	99
4.6	Résultats expérimentaux : pièces de révolution.	101
4.7	Trajectoire articulaire optimisée couche par couche : demi-sphère.	102
4.8	Vitesses articulaires avant et après optimisation : demi-sphère.	102
4.9	Trajectoire articulaire optimisée : minimisation du mouvement articulaire. .	106

4.10	Torsion du faisceau de soudage et variations de R_Z : minimisation du mouvement articulaire.	106
4.11	Mouvement articulaire cumulé : minimisation du mouvement articulaire. .	107
4.12	Incertitude théorique de positionnement : minimisation du mouvement articulaire.	107
4.13	Trajectoire articulaire optimisée : incertitude de positionnement.	109
4.14	Torsion du faisceau de soudage et variations de R_Z : minimisation de l'incertitude de positionnement.	109
4.15	Mouvement articulaire cumulé : minimisation de l'incertitude de positionnement.	110
4.16	Incertitude théorique de positionnement : minimisation de l'incertitude de positionnement.	110
4.17	Vitesses articulaires suivant l'optimisation de la trajectoire.	111
C.1	Configurations articulaires d'un robot 6-axes.	VIII
E.1	Résultats graphiques du plan d'essais complet (Tableau E.1).	XIV
H.1	Trajectoire articulaire optimisée couche par couche : Demi-sphère.	XVII
H.2	Trajectoire articulaire optimisée couche par couche : Demi-caténoïde. . . .	XVII
H.3	Trajectoire articulaire optimisée couche par couche : Tuyère.	XVIII

Liste des symboles

\vec{X}	Vecteur 3D spatial
$\underline{\mathbf{X}}$	Vecteur quelconque
$\underline{\underline{\mathbf{X}}}$	Matrice
$C\theta$	$\cos(\theta)$
$S\theta$	$\sin(\theta)$
η	WFS/TS Rapport entre la vitesse d'apport de fil et la vitesse d'avance
H_c	Hauteur du cordon déposé (mm)
L_c	Largeur du cordon déposé (mm)
A_c	Section du cordon déposé (mm ²)
\varnothing_f	Diamètre du fil d'apport (mm)
V_a	Tension de l'arc (V)
I_a	Intensité de l'arc (A)
SO	<i>Stick-out</i> (mm)
\mathbf{q}	Position articulaire du robot = $[q_1, q_2, q_3, q_4, q_5, q_6]$
q_j	Position angulaire de l'axe j (°)
$q_{j_{min}}$	Position minimale de l'axe j (°)
$q_{j_{max}}$	Position maximale de l'axe j (°)
$q_{j_{moy}}$	Position moyenne de l'axe j : $\frac{q_{j_{max}} + q_{j_{min}}}{2}$ (°)
Δ_{q_j}	Course de l'axe j : $q_{j_{max}} - q_{j_{min}}$ (°)
Γ	Distance aux butées articulaires
ω_1	Manipulabilité
ω_2	Dextérité
$\underline{\underline{\mathbf{J}}}$	Matrice Jacobienne
$\underline{\underline{\lambda}}$	Vecteur propre de $\underline{\underline{\mathbf{J}}} \times \underline{\underline{\mathbf{J}}}^T$
λ_j	Valeurs propres de $\underline{\underline{\mathbf{J}}} \times \underline{\underline{\mathbf{J}}}^T$
ξ_{min}	$\sqrt{\min \underline{\underline{\lambda}}}$
ξ_{max}	$\sqrt{\max \underline{\underline{\lambda}}}$
M	Point courant de la trajectoire

Liste des symboles

Mg	Point de la courbe guide associé au point M
A	Rayon du profil au point Mg
\vec{T}_g	Vecteur tangent à la courbe guide au point Mg
\vec{N}_g	Vecteur normal à la courbe guide au point Mg
\vec{B}_g	Vecteur binormal à la courbe guide au point Mg
e	Erreur de corde (mm)
s	Abscisse curviligne (mm)
δ	Distance locale inter-couches (mm)
\vec{t}	Vecteur tangent au chemin de dépôt au point M
\vec{n}	Vecteur normal à la surface au point M
\vec{b}	Vecteur direction de fabrication (<i>build-direction</i>) au point M
\vec{T}	Axe outil local au point M
Δ_{passe}	Distance entre deux couches successives, utilisée pour définir la trajectoire (mm)
θ_n	Angle de dépinçage de l'outil de dépôt dans le plan d'avance (°)
θ_t	Angle de dépinçage de l'outil de dépôt dans le plan normal (°)
D_R	Position et orientation de l'outil de dépôt dans le repère robot
Φ	Fonction objectif (scalaire)
$\underline{\Psi}$	Fonction contrainte d'inégalité ($\underline{\Psi} \leq \mathbf{0}$)
$\underline{\mathbf{B}}_C$	Vecteur variable d'optimisation associé à la couche C
γ_j	Pondération associée à l'axe j
p_C	Nombre de points de la couche C
m	Numéro du point M de la couche C
σ_j	Répétabilité angulaire associée à l'axe j
I	Incertitude de positionnement absolue (mm)
$\underline{\mathbf{M}}_{\text{MGDr}}$	Matrice du modèle géométrique direct du robot
$\underline{\mathbf{M}}_{\text{MGDv}}$	Matrice du modèle géométrique direct du vireur
${}_r\underline{\mathbf{M}}$	Partie rotation de la matrice $\underline{\mathbf{M}}$ (lignes 1 à 3 et colonnes 1 à 3)

Acronymes

BTF	<i>Buy To Fly</i>
CAO	Conception Assistée par Ordinateur
CMT	<i>Cold Metal Transfert</i>
DCS	<i>Dual Check Safety</i>
DED	Dépôt sous énergie concentrée (<i>Directed Energy Deposition</i>)
DED-p	Dépôt sous énergie concentrée - poudre (<i>powder</i>)
DED-w	Dépôt sous énergie concentrée - fil (<i>wire</i>)
FAO	Fabrication Assistée par Ordinateur
LCE	Largeur de Cordon Effective
MAG	<i>Metal Active Gas</i>
MGD	Modèle Géométrique Direct
MGI	Modèle Géométrique Inverse
MIG	<i>Metal Inert Gas</i>
MMT	Machine à Mesurer Tridimensionnelle
MOCN	Machine-Outil à Commande Numérique
OC	Ondulation de Cordon
ROBOWAM	<i>ROBOTized Wire Additive Manufacturing</i>
RTCP	<i>Remote Tool Center Point</i>
TIG	<i>Tungsten Inert Gas</i>
TS	Vitesse d'avance (<i>Travel Speed</i>)
WAAM	Fabrication additive par dépôt de fil à l'arc (<i>Wire Arc Additive Manufacturing</i>)
WFS	Vitesse d'apport de fil (<i>Wire Feed Speed</i>)

Introduction générale

Contexte scientifique et industriel

Les procédés de fabrication additive permettent la fabrication d'objets physiques à partir d'informations numériques, souvent issues de modèles de Conception Assistée par Ordinateur (CAO), et ce, ligne par ligne, surface par surface, ou couche par couche [1]. Chaque technologie de fabrication additive est constituée d'un système d'apport de matière (polymère, métal, ...) sous une forme brute (poudre, fil, ...) et d'un procédé physique de liaison (collage, fusion, ...) utilisant une énergie (thermique, laser, arc électrique, ...) permettant de créer une pièce en suivant une trajectoire de fabrication (trajectoire de dépôt, lasage, ...) [2]. Le processus de fabrication additive complet est décrit à la Figure 1.

Ces procédés représentent un potentiel industriel majeur en autorisant la fabrication rapide de petites séries de pièces pouvant être directement utilisables dans un ensemble mécanique ou nécessitant peu d'opérations de fabrication supplémentaires pour l'être. De plus, la liberté de conception accordée par ces technologies permet de redéfinir le processus de conception et d'aboutir à des pièces optimisées dont les formes ne sont pas fabricables par des moyens de fabrication conventionnels [3].

Durant les années 1990 à 2000, la fabrication additive a été plutôt dédiée à la fabrication de maquettes et de prototypes industriels [4]. La transition de ce type d'applications à la fabrication de pièces "bonne matière" utilisables dans un ensemble mécanique s'est faite à partir de la fin des années 1990 avec l'apparition des technologies de fabrication sur lit de poudre, suivies des technologies de dépôt sous énergie concentrée (*Directed Energy Deposition*, DED) au début des années 2000.

Cependant, si les procédés sur lit de poudre sont les plus industrialisés actuellement, les dimensions maximales des pièces qu'il est possible de fabriquer avec ces technologies sont limitées. L'apparition des technologies de fabrication DED a permis d'augmenter ces volumes de fabrication, en réduisant cependant la complexité géométrique possible. En revanche, même si l'usinage de la pièce déposée est nécessaire avant son utilisation, l'intérêt de la fabrication additive DED réside, en plus du gain de temps pour les petites séries de pièces, dans l'économie de matière nécessaire à la réalisation de celles-ci, permettant de réduire au maximum leur coût final par rapport à un usinage dans la masse [5, 6]. Cette économie de matière a comme indicateur le ratio *Buy To Fly* (BTF), ratio entre la quantité de matière achetée et la quantité de matière utile à la pièce finale.

L'intérêt de la fabrication additive pour les petites séries de pièces réside dans l'économie substantielle permise par un faible temps de mise en œuvre du processus de fabrication en se passant de l'outillage industriel long et coûteux à mettre en place [7, 8, 9]. Le temps de cycle est cependant élevé, et donc incompatible avec la production de grandes séries. La réduction du coût de fabrication de grandes séries de pièces personnalisées peut cependant se faire en utilisant des bases communes pour chaque pièce qui seront ensuite personnalisées

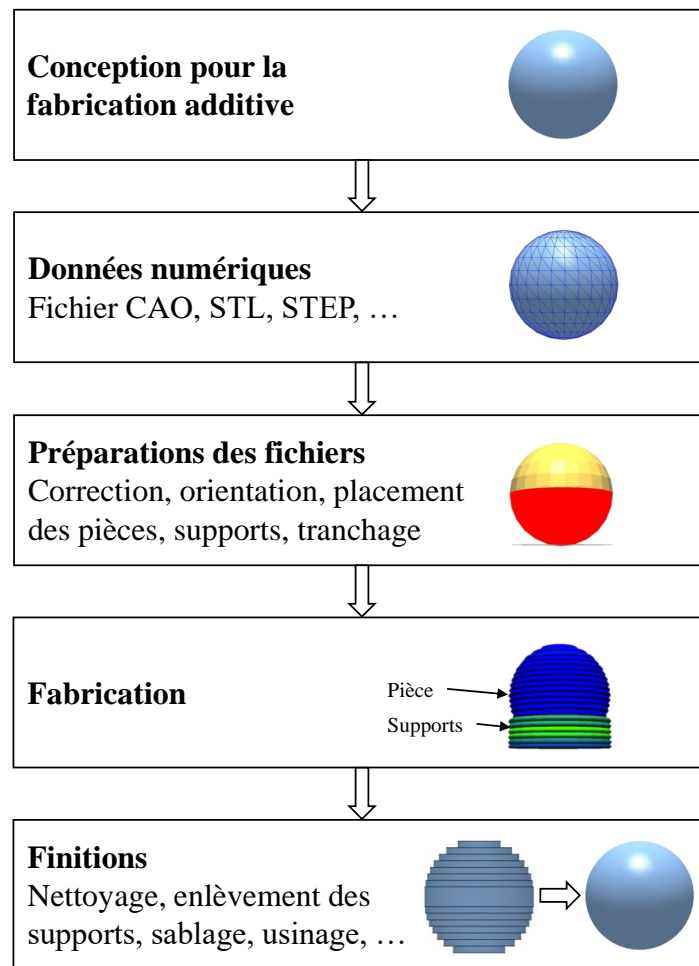


Figure 1 – Processus de fabrication additive d’une pièce, d’après [11].

via un procédé de fabrication additive [10].

Ces procédés peuvent aussi être utilisés de manière à allonger le cycle de vie de la pièce. Cet allongement du cycle de vie peut se faire via une réparation ou un rechargement de matière [12, 13, 14], l’utilisation de pièces dans des mécanismes différents de ceux d’origine via une adaptation de celles-ci [15, 16], ou encore par l’ajout de fonctionnalités [13, 17].

La complexité géométrique permise par les procédés DED, bien que moindre par rapport aux procédés sur lit de poudre, permet aussi une optimisation des pièces fabriquées, notamment une réduction de masse à iso-caractéristiques mécaniques, en particulier pour les pièces de grandes dimensions [18].

Les technologies de fabrication additive DED sont à l’heure actuelle assez peu représentées dans l’industrie. Cependant, leur intérêt pour la fabrication de pièces navales, aéronautiques ou spatiales est de plus en plus grandissant [5].

L’entreprise Poly-Shape, basée à Salon de Provence, spécialiste français de la fabrication additive est partenaire de cette thèse. Cette entreprise utilise notamment des moyens DED pour la fabrication de pièces, via l’utilisation d’une machine de fabrication hybride DMG-MORI ainsi que d’une cellule de fabrication additive robotisée par dépôt de fil à l’arc. De par leur expérience industrielle, différents verrous scientifiques et techniques sont apparus dans le cadre de la fabrication DED. Cette thèse est donc consacrée à l’étude et à la proposition d’améliorations de trajectoire et du pilotage de machine pour la fabrication additive DED, notamment pour la fabrication additive par dépôt de fil à l’arc (*Wire Arc Additive Manufacturing*, WAAM).

Verrous scientifiques et objectifs de l'étude

Le processus de fabrication additive d'une pièce, décrit à la Figure 1, distingue cinq phases : une première phase de conception, une seconde de traitement des données numériques, une troisième de préparation, une quatrième de fabrication et enfin une cinquième de finition. Si la première phase de conception permet d'optimiser le design des pièces pour la fabrication additive, cette phase est assujettie aux capacités des machines de fabrication, tout comme la phase de préparation des fichiers. Cette préparation, à l'instar de ce qui est pratiqué pour effectuer de l'usinage, nécessite l'utilisation d'outils de Fabrication Assistée par Ordinateur (FAO), permettant de générer la trajectoire de fabrication et les supports en fonction de la forme de la pièce et de l'orientation souhaitée. Si les supports sont nécessaires à la fabrication de pièces présentant un porte-à-faux, leur utilisation nécessite de la matière non utile à la pièce finale et un temps de fabrication et de post-traitement plus important. Ainsi, fabriquer sans matériau support permet d'optimiser le ratio BTF tout en diminuant le temps de production, réduisant d'autant le coût final de la pièce.

Les outils de FAO actuels permettant la fabrication de pièces présentant un porte-à-faux sans utilisation de matériau support sont pour la plupart dérivés d'algorithmes utilisés pour de l'usinage 5-axes. Des algorithmes commencent cependant à être développés spécifiquement pour des applications de fabrication additive. Cependant, les trajectoires proposées, alors dites multi-axes, ne sont pas optimales et présentent des variations de distance locale entre les couches. Ces variations de distance peuvent alors être problématiques lors du dépôt et impacter les caractéristiques géométriques et/ou mécaniques de la pièce fabriquée. Le suivi de ces trajectoires nécessite aussi l'utilisation de machines possédant a minima cinq axes, dont une solution consiste à utiliser des moyens robotisés 6-axes ou plus. Dans ce cas, ces moyens présentent des redondances qu'il est possible d'exploiter afin d'améliorer la qualité des pièces fabriquées.

Au vu du contexte et des verrous scientifiques décrits, deux principaux objectifs ont été définis pour les travaux de thèse présentés dans ce manuscrit. Le premier objectif concerne la proposition de trajectoires de fabrication multi-axes à distance locale inter-couches constante permettant la fabrication, avec tout type de technologie DED, de pièces présentant un porte-à-faux sans utilisation de matériau support. L'idée principale de cette proposition est de conserver une paramétrie de dépôt constante afin d'en préserver la maîtrise ainsi que la qualité mécanique des pièces fabriquées.

Le second objectif concerne l'amélioration du pilotage de robots 6-axes, ou plus, pour la fabrication additive de pièces via l'utilisation d'un degré de liberté non nécessaire au suivi de trajectoire dans le cas d'utilisation de dispositifs de dépôt coaxiaux. L'idée est alors d'optimiser la trajectoire de manière à permettre la fabrication des pièces dans une configuration de fabrication contrainte et d'augmenter la qualité des pièces produites en améliorant la qualité de mouvement du robot.

La fabrication expérimentale de démonstrateurs en matériau polymère permettra de valider les méthodes de génération et d'optimisation de trajectoire proposées pour des applications DED. Elle participera également à une meilleure compréhension des problèmes inhérents au suivi de trajectoire en vue de la fabrication de pièces métalliques. Les objectifs énoncés visent à mieux maîtriser le processus de fabrication additive, résumé à la Figure 2, de la génération de trajectoires à l'obtention de la pièce brute.

L'étude se concentrera sur la génération et l'optimisation de trajectoires pour la fabrication de tubulures avec un moyen de fabrication par dépôt de fil à l'arc robotisé. Les trajectoires générées devront pouvoir être utilisées pour la fabrication via l'utilisation de

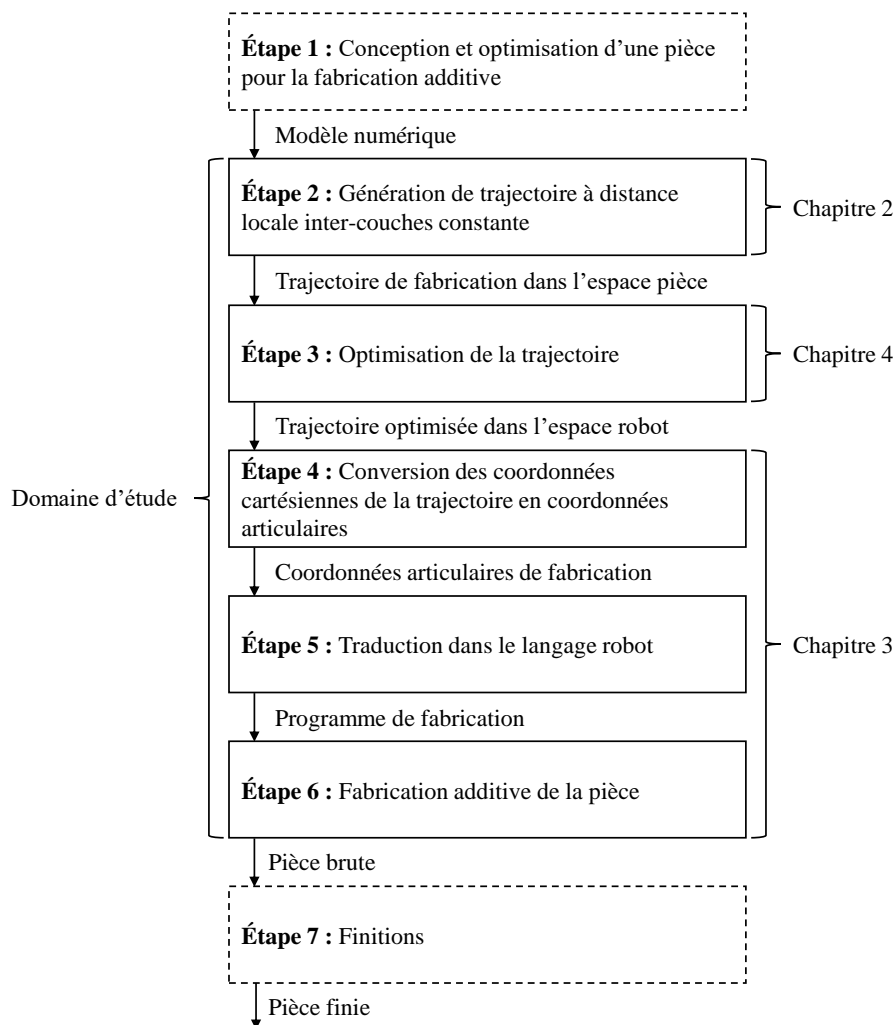


Figure 2 – Approche générale de la méthode de fabrication additive proposée.

n'importe quel moyen DED multi-axes et les méthodes d'optimisation généralisées pour tous les moyens de dépôt DED possédant un outil de dépôt coaxial et au moins six axes.

Organisation du manuscrit

Le manuscrit est décomposé en quatre chapitres principaux. Le Chapitre 1 présente un état de l'art des éléments nécessaires à la réalisation des objectifs présentés. Cet état de l'art détaille les différentes technologies de fabrication additive DED en cernant les spécificités de chacune, permettant alors de voir dans quelle mesure les résultats qu'il est possible d'obtenir pour la fabrication additive WAAM sont généralisables aux autres technologies DED. Les principales méthodes de génération de trajectoires multi-axes pour la fabrication additive seront aussi étudiées, ainsi que les méthodes d'optimisation de trajectoire.

Le Chapitre 2 est dédié à la proposition de méthodes de génération de trajectoires à distance locale inter-couches constante, pour des tubulures présentant un porte-à-faux important, permettant la fabrication sans utilisation de matériau support. Les méthodes de génération de trajectoires existantes seront aussi appliquées pour permettre la comparaison et l'évolution du processus de génération de trajectoires.

Le Chapitre 3 concerne la validation expérimentale des trajectoires proposées. Les différents composants de la cellule de fabrication additive robotisée, intégrée au cours de la thèse, seront présentés ainsi que les méthodes de pilotage, les configurations possibles et la stratégie d'emploi de cette dernière. Différentes procédures de mesure de cette cellule permettant l'amélioration de sa précision géométrique seront appliquées. Des résultats expérimentaux de fabrication, obtenus dans une première configuration de la cellule où la pièce est portée par le robot et le dispositif de dépôt fixe, seront aussi présentés.

Enfin, le Chapitre 4 est dédié à la proposition d'une méthode d'optimisation couche par couche de la trajectoire dans l'espace articulaire du robot. Cette méthode sera appliquée à la fabrication de pièces de révolution pour la première configuration de la cellule de fabrication. La fabrication et la mesure expérimentale de pièces fabriquées avec et sans optimisation sera effectuée. La méthode d'optimisation de la trajectoire proposée sera ensuite généralisée à une autre configuration de la cellule de fabrication additive où le dispositif de dépôt est porté par le robot et la pièce déposée sur un vireur 2-axes, configuration la plus courante dans l'industrie.

Chapitre 1

État de l'art

Sommaire

1.1 Technologies de fabrication additive par dépôt sous énergie concentrée	8
1.1.1 Technologie DED-p	8
1.1.2 Technologie DED-w	9
1.1.3 Autres variantes des procédés DED	10
1.1.4 Configurations des moyens de fabrication DED	11
1.2 Conditions de dépôt pour la fabrication additive WAAM . .	12
1.2.1 Influence et gestion de la température en cours de fabrication .	13
1.2.2 Variation de morphologie et dimensions du cordon	14
1.2.3 Déformations du cordon liées aux conditions de dépôt	16
1.2.4 Recensement de paramètres de dépôt usuels	19
1.3 Génération de trajectoires pour la fabrication additive	20
1.3.1 Chemins de dépôt : tranchage par niveaux de Z	20
1.3.2 Chemins de dépôt pour trajectoires multi-axes	22
1.3.3 Direction de fabrication et axe outil	27
1.4 Optimisation d'un moyen robotisé	28
1.4.1 Amélioration de la précision géométrique	28
1.4.2 Optimisation de pilotage	31
1.5 Conclusions	33

Ce premier chapitre a pour objectif de présenter différents travaux scientifiques dans le domaine de la génération de trajectoires et du pilotage de robot pour la fabrication additive par dépôt sous énergie concentrée (*Directed Energy Deposition*, DED) multi-axes. L'ensemble des travaux existants étant important, varié et en constante évolution, l'état de l'art proposé ci-dessous n'a pas pour vocation de les recenser de manière exhaustive. Une sélection des travaux les plus pertinents dans les domaines pré-cités a été effectuée dans le but de proposer par la suite de nouvelles méthodes de génération de trajectoires et d'optimisation de pilotage de robots pour la fabrication additive DED multi-axes.

Dans un premier temps, une présentation des différentes technologies de fabrication additive DED et de la paramétrie de dépôt associée est proposée dans les Parties 1.1 et 1.2. La Partie 1.3 est ensuite dédiée à la présentation des différentes méthodes de génération de trajectoires multi-axes permettant la fabrication additive de pièces sans utilisation de matériau support. Enfin, la Partie 1.4 concerne l'optimisation des moyens de dépôt robotisés dans un but d'amélioration de la qualité des pièces fabriquées.

1.1 Technologies de fabrication additive par dépôt sous énergie concentrée

Contrairement aux procédés sur lit de poudre dont le volume de travail est limité par la déviation du faisceau laser [19], les volumes de fabrication possibles pour les technologies DED sont beaucoup plus importants, pouvant atteindre plusieurs m^3 , contre 1 m^3 maximum [19, 20, 21]. Si les technologies DED sont aussi basées sur la fusion de matériau métallique, sous forme de poudre (DED-p) ou de fil (DED-w) avec un apport d'énergie sous forme de chaleur, procuré, le plus souvent, par un laser ou par un arc électrique (uniquement pour le DED-w) [19], le coût du matériau est moindre par rapport aux procédés sur lit de poudre [5]. En effet, bien que le taux de transfert ne soit pas de 100%, notamment dans le cas du DED-p [22], il n'y a pas de mobilisation de matériau dans l'enceinte de fabrication comme pour la fabrication sur lit de poudre, matériau qui de surcroît n'est pas recyclable à l'infini pour des raisons de granulométrie [23, 24]. De plus, les vitesses de fabrication atteignables sont aussi plus importantes, jusqu'à une dizaine de kg/h avec un matériau d'apport sous forme de fil contre une centaine de g/h [5, 25] pour les procédés sur lit de poudre.

Les principes des technologies de fabrication additive DED-p et DED-w sont explicités dans les Parties 1.1.1 et 1.1.2. D'autres technologies DED, plus minoritaires, sont présentées dans la Partie 1.1.3. Le point commun de toutes ces technologies est que les sources d'apport d'énergie et de matière sont liées au sein d'une même entité physique (l'outil de dépôt). Ainsi, seuls les procédés DED permettent d'effectuer de la fabrication additive multi-axes, dont l'intérêt est de pouvoir se passer de supports. De plus, cette architecture facilite les opérations de réparation et/ou rechargement de pièces ainsi que la fabrication hybride, c'est à dire la fabrication additive et soustractive au sein d'un unique moyen de production [5, 26, 27]. La Partie 1.1.4 est dédiée aux différentes configurations possibles des moyens de fabrication additive DED.

1.1.1 Technologie DED-p

La technologie de dépôt sous énergie concentrée - poudre (*powder*) utilise un matériau d'apport sous forme de poudre, propulsé dans une tête de dépôt par un gaz (inerte ou non) qui permet aussi la protection du bain de fusion contre l'oxydation. L'énergie nécessaire à la fusion du matériau est une énergie thermique, généralement produite par un laser. Le point de focalisation du laser se fait au niveau du point de convergence de la poudre, juste au dessus du point de dépôt, Figure 1.1. Dans le cas d'utilisation de matériaux métalliques, la taille des poudres utilisées est plus importante que celle des technologies sur lit de poudre, de l'ordre de 50 à $150 \mu\text{m}$ [28, 29]. Si cela permet une certaine finesse des cordons déposés, l'usinage des parties fonctionnelles est tout de même nécessaire pour obtenir la pièce finie. La finesse minimale des cordons ainsi que la faible immobilisation de matériau ont fait que cette technologie fut la première à être implémentée dans des centres d'usinage 5-axes pour effectuer de la fabrication hybride [30], Figure 1.2.

Si la technologie DED-p permet une hybridation de la fabrication, de grands volumes de fabrication et des possibilités de rechargement/réparation de pièces, certains inconvénients liés à l'utilisation de poudre sont encore présents. Ceux-ci sont principalement les risques sanitaires pour les opérateurs, des temps de maintenance importants lors du changement de matériau de fabrication, des protections adéquates pour les éléments de guidage de la machine, un coût matériau élevé et un taux de transfert faible (de l'ordre de 30% [31]).

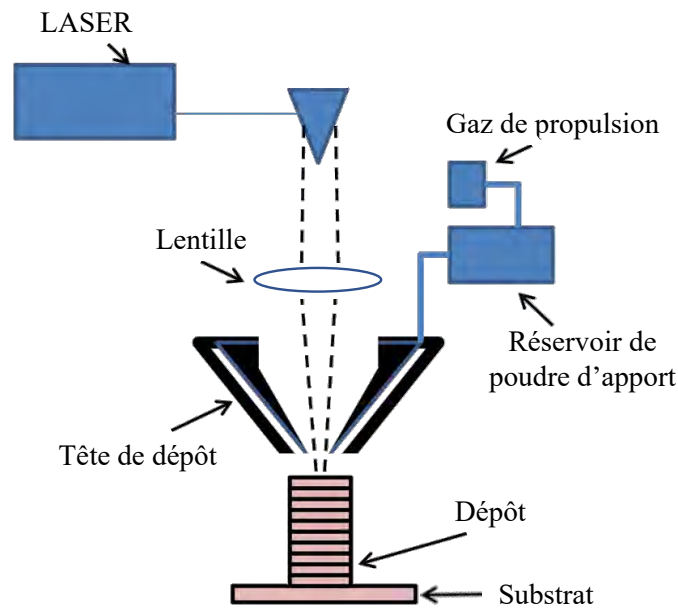


Figure 1.1 – Illustration générique de la technologie DED-p [19].

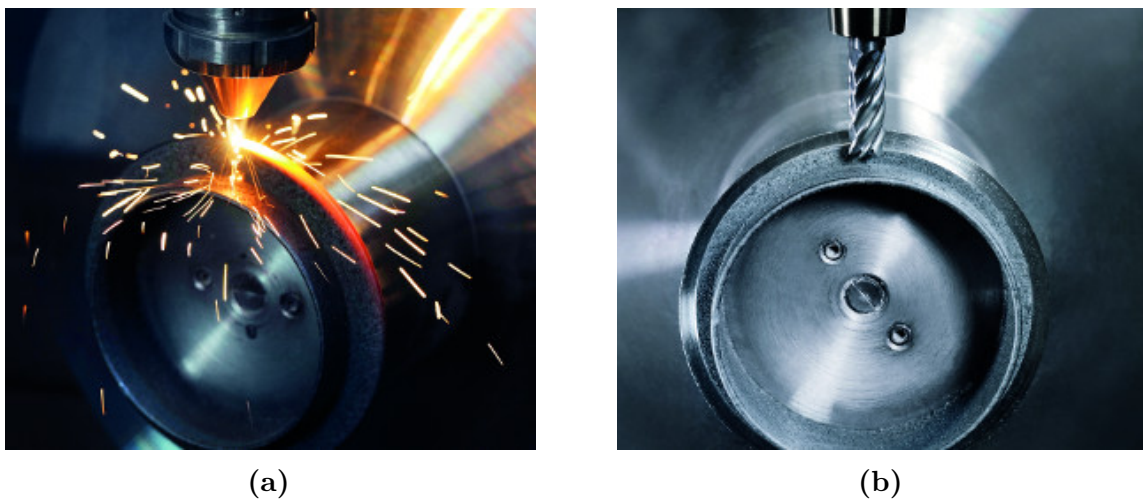


Figure 1.2 – Machine de fabrication hybride DMG MORI [30].
a : Buse de fabrication additive. b : Usinage de dépôt.

1.1.2 Technologie DED-w

Les technologies de dépôt sous énergie concentrée - fil (*wire*) utilisent un matériau d'apport sous forme de fil. Comme pour la technologie DED-p, l'énergie nécessaire à la fusion du matériau peut être thermique, générée par laser ou, plus rarement, par un faisceau d'électrons¹, Figure 1.3. En plus de supprimer les inconvénients liés à l'utilisation de poudre, l'utilisation de fil métallique permet des taux de transfert plus élevés (de l'ordre de 90% [31]), mais aussi un apport d'énergie sous forme d'arc électrique. Cette variante de la technologie DED-w est appelée WAAM.

Même si la finesse de cordon minimale qu'il est possible de déposer avec la technologie WAAM est plus importante que ce qu'il est possible de faire en utilisant un laser comme source d'énergie [32, 33], le WAAM permet de limiter les risques sanitaires liés au laser,

1. L'utilisation d'un faisceau d'électrons impose de travailler dans une enceinte de fabrication sous vide et est donc beaucoup plus coûteuse que l'utilisation d'un laser.

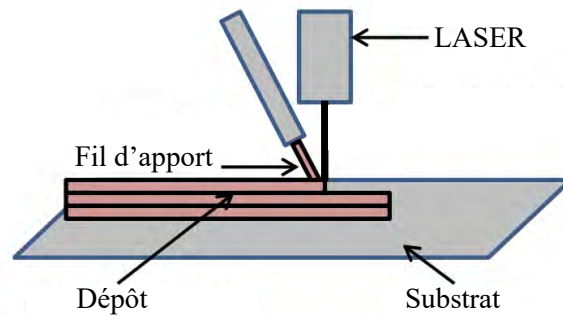


Figure 1.3 – Illustration générique de la technologie DED-w [19].

tout en diminuant le coût du moyen de fabrication (environ 70 % de moins par rapport à l'utilisation de laser [5]).

Afin de diminuer drastiquement les coûts, les moyens de fabrication WAAM sont le plus souvent des bras robotisés équipés de générateur de soudage [34]. Les volumes de travail deviennent alors conséquents [20], les vitesses de fabrication élevées (jusqu'à une dizaine de kg/h [5, 25]) et tout comme pour la technologie DED-p, il est possible d'effectuer du rechargement, ou d'hybrider le moyen de fabrication [5, 26, 27].

Cependant, l'utilisation de procédés de soudage implique un apport de chaleur plus conséquent que lors de l'utilisation de laser. Il peut donc être nécessaire de stopper le dépôt pour limiter l'apport de chaleur au risque d'avoir un effondrement de la pièce en cours de fabrication [20, 35, 36]. En revanche, les forces de maintien du bain de fusion métallique sont plus importantes grâce à l'arc électrique [37], ce qui permet un impact moindre de la gravité sur le dépôt. Un traitement thermique est aussi nécessaire pour assurer des caractéristiques mécaniques homogènes dans toute la pièce [19, 38]. Enfin, l'usinage des parties fonctionnelles reste nécessaire [5, 21, 27].

Au vu de ses principales caractéristiques (risques sanitaires plus faibles, taux de dépôt élevé, coût), la technologie de fabrication additive WAAM est celle qui a été sélectionnée. Un état de l'art de la paramétrie de dépôt WAAM et de son influence sur la morphologie du cordon déposé est donc présentée dans la Partie 1.2.

1.1.3 Autres variantes des procédés DED

D'autres variantes des technologies DED utilisant du fil ou de la poudre métallique existent, parmi lesquelles la fusion de fil par induction [39] et le Coldspray [40, 41].

La technologie de fusion de fil par induction utilise un matériel relativement volumineux au niveau de la zone de dépôt, ce qui se traduit par des risques de collisions plus élevés et plus de difficultés pour l'empilement de cordons. Cependant, l'intérêt de cette technologie de pouvoir pré-chauffer le substrat via le champ magnétique induit est contrebalancé par le fait que ce champ magnétique induit continue de chauffer une grande partie de la pièce en cours de dépôt, ce qui n'est pas le cas lors de l'utilisation de laser ou d'arc électrique.

Le Coldspray consiste à projeter de la poudre métallique sur un substrat à une vitesse supersonique grâce à un gaz comprimé. La déformation mécanique obtenue grâce à l'énergie cinétique agglomère la poudre pour créer la pièce. Si l'apport de chaleur est réduit, le Coldspray ne peut s'utiliser qu'avec des matériaux ductiles. Les dangers sanitaires sont aussi présents, dus notamment au diamètre des poudres inférieur à celles utilisées pour le DED-p [42] et à la dissémination importante due au mode de propulsion. La largeur minimale de cordon est supérieure à ce qu'il est possible de faire en DED-p ou DED-w.

1.1.4 Configurations des moyens de fabrication DED

Chaque technologie de dépôt DED est associée à un porteur, moyen permettant de déplacer le dispositif de dépôt pour fabriquer la pièce, qui compte a minima 3-axes. Cependant, comme les technologies DED autorisent le dépôt multi-axes, la majorité des porteurs sont des Machine-Outil à Commande Numérique (MOCN) 5-axes [34, 43] ou des bras robotisés 6-axes anthropomorphes [5, 21]. L'utilisation de MOCN sera préférée pour des opérations nécessitant de la précision et/ou de fabrication hybride [34]. En revanche, si les bras robotisés font preuve de moins de précision, l'investissement est moindre (d'un facteur 10 par rapport à une MOCN [34]) et les volumes de fabrication atteignables sont plus élevés [34]. Le suivi de trajectoire multi-axes peut alors se faire en déplaçant le dispositif de dépôt [44] (Figure 1.4a), la pièce [45] (Figure 1.4b) ou les deux [46, 47] (Figure 1.4c).

Cependant, dans les cas d'utilisation de matériaux métalliques, une protection contre l'oxydation est nécessaire. Cette protection se fait via un gaz (inerte ou non) et est la plupart du temps locale. En revanche, certains matériaux, tels que le titane, requièrent une protection gazeuse plus conséquente, voire globale [34], Figure 1.5, ce qui peut mener à des difficultés de suivi de trajectoire multi-axes.

Dans le reste de ce manuscrit, le porteur associé à la technologie de dépôt WAAM est un bras robotisé 6-axes. Cependant, l'ensemble des travaux de génération de trajectoires présentés au Chapitre 2 seront transposables à toute machine de fabrication additive DED. En revanche, si les robots 6-axes sont plébiscités pour effectuer de la fabrication additive WAAM, leur précision reste inférieure par rapport à celle d'une MOCN. La Partie 1.4 sera ainsi dédiée à l'amélioration de la précision des robots 6-axes pour la fabrication additive.

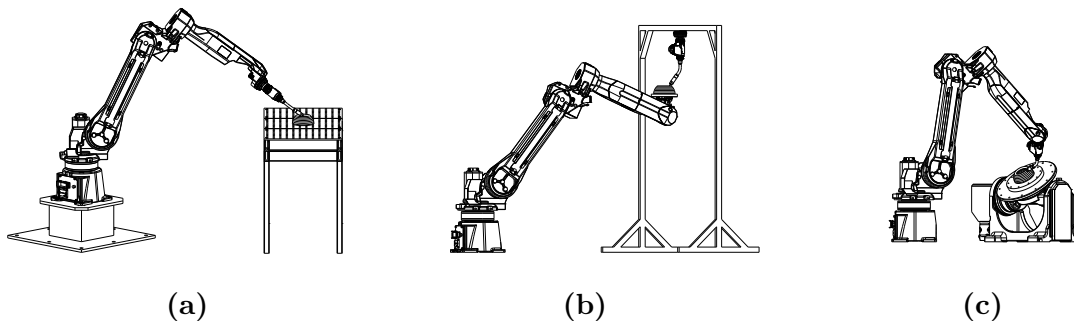


Figure 1.4 – Configurations des moyens de fabrication additive multi-axes.
 a : Dispositif de dépôt porté. b : Pièce portée.
 c : Dispositif de dépôt porté et pièce orientée.



Figure 1.5 – Dispositif d'inertage gazeux global [34].

1.2 Conditions de dépôt pour la fabrication additive WAAM

Le dépôt WAAM est basé sur une source de soudage permettant la fusion du fil d'apport. Comme la fabrication additive consiste à empiler plusieurs cordons, seules les technologies de soudage permettant le dépôt de matière sans oxydation ou laitier sont utilisables. Ces technologies sont donc : le *Metal Inert Gas* (MIG), le *Metal Active Gas* (MAG) et le *Tungsten Inert Gas* (TIG). Les principaux paramètres associés à ces technologies ont été répertoriés par Spencer et al. [35] :

- Composition du fil d'apport,
- Diamètre du fil d'apport \varnothing_f (mm),
- Tension de l'arc V_a (V) - Hauteur d'arc (mm),
- *Stick-out SO* (mm) : distance entre le bout de l'électrode et le tube contact¹,
- Intensité I_a (A) - Vitesse d'apport de fil (*Wire Feed Speed, WFS*)² (m/min),
- Vitesse d'avance (*Travel Speed, TS*) (cm/min).

Afin de procéder au dépôt dans des conditions optimales, il est nécessaire de n'apporter que la quantité d'énergie nécessaire à la fusion du fil, alors dépendante de sa composition et de son diamètre. Ainsi, pour une tension V_a donnée, il est nécessaire d'ajuster la vitesse d'apport de fil de manière à se trouver dans la zone de fusion optimale, Figure 1.6. Comme le dépôt de matière est la conséquence de la fusion du fil et du mouvement du dispositif de dépôt, il est nécessaire d'ajuster la vitesse du porteur de manière à ce qu'il n'y ait pas de remontée d'arc dans le dispositif de dépôt. L'introduction du paramètre $\eta = \text{WFS}/\text{TS}$ assure le lien entre le porteur et le dispositif de dépôt de manière à ce que les réglages permettent de rester proche de la ligne de fusion optimale du fil utilisé. Ainsi, si le porteur vient à ralentir, il peut être possible d'ajuster WFS de manière à ce que le paramètre η reste constant [48], nécessitant cependant un contrôle en temps réel du dispositif de soudage.

Si les paramètres de tension et de vitesse d'apport de fil sont les paramètres prépondérants pour sa bonne fusion, d'autres paramètres moins influents sont recensés par Urbanic et al. [49] tels que :

- Angle de dépinçage de l'outil de dépôt,
- Type du gaz de protection,
- Débit du gaz de protection,
- Matériau du substrat,
- Température de la pièce.

Différentes études [35, 49, 50, 51] montrent que chaque paramètre est couplé à un ou plusieurs autres. Parmi tous les paramètres cités précédemment, seule la température de la pièce fait partie des paramètres extérieurs au système de fabrication. Si l'impact sur les caractéristiques mécaniques de la pièce finie est important [52], une température trop élevée peut aussi mener à une distorsion géométrique de la pièce, et donc un risque de décalage du point de dépôt réel par rapport au point de dépôt programmé. Il est alors possible de prendre en compte la distorsion thermique lors de la génération de trajectoires [53, 54], mais il reste essentiel de gérer la température au cours du dépôt sous peine d'effondrement de la pièce.

1. Tube contact : dispositif permettant la liaison électrique entre l'électrode et le générateur.
 2. L'intensité est directement reliée à la valeur de WFS.

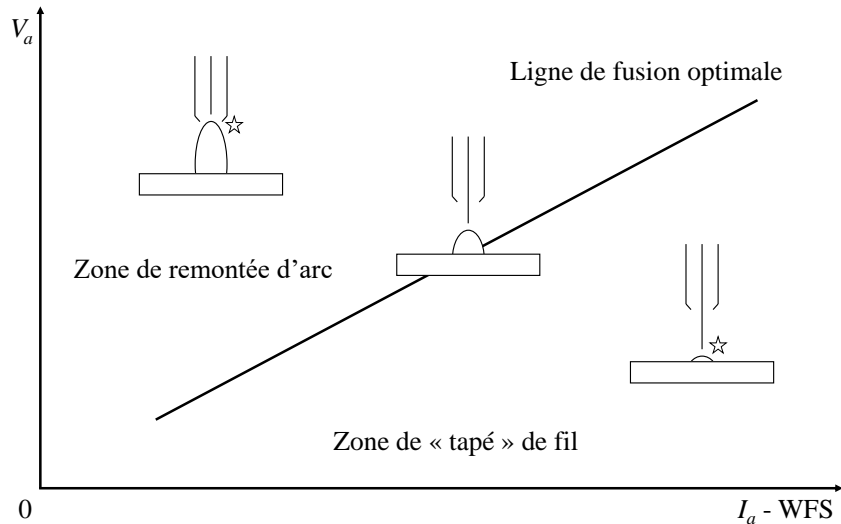


Figure 1.6 – Courbe de fusion optimale du fil (diamètre et composition fixés) : dépôt de fil à l'arc.

1.2.1 Influence et gestion de la température en cours de fabrication

Lors de la fabrication additive d'une pièce par un procédé WAAM, le mode de transfert de la matière transmet une quantité de chaleur importante à la pièce. Cette quantité de chaleur peut être à l'origine d'une distorsion géométrique de la pièce en cours de fabrication [36, 49, 55], voire même d'un effondrement de la pièce si le matériau déposé ne se solidifie pas suffisamment rapidement [35]. S'il est possible de diminuer l'apport de chaleur en stoppant le dépôt, les arrêts et démarrages du dépôt sont les phases les plus critiques, augmentant les risques d'inclusions, de retassures et de défauts de forme du cordon [56, 57]. Il est donc préférable de diminuer l'apport de chaleur durant le dépôt et c'est pourquoi l'utilisation du procédé de dépôt *Cold Metal Transfert* (CMT) est recommandé pour effectuer de la fabrication additive WAAM [58, 59].

La technologie CMT est un dérivé du MIG/MAG basée sur une oscillation mécanique du fil à une fréquence d'environ 100 Hz, Figure 1.7. Cette oscillation permet de stabiliser l'arc tout en transférant moins de chaleur lors du soudage. La diminution de la température de dépôt, en plus des bénéfices apportés à la qualité géométrique et métallurgique de la pièce, permet d'augmenter la viscosité du bain liquide, diminuant ainsi les risques d'étalement tout en le rendant moins sensible aux effets aérodynamiques dus au gaz d'inertage [61].

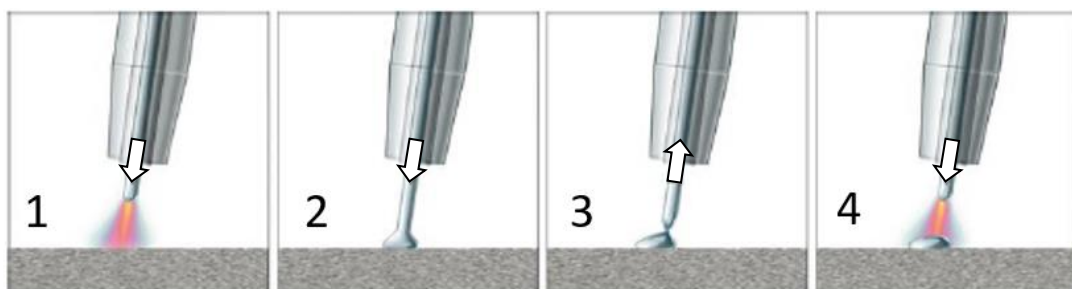


Figure 1.7 – Illustration d'un cycle de dépôt CMT [60].

Si minimiser l'apport de chaleur au cours de la fabrication permet de diminuer les distorsions thermiques, celles-ci restent cependant présentes, notamment dues au retrait de solidification lors du passage de la phase liquide à la phase solide du bain de fusion. Afin de limiter leur impact, une méthode proposée par Lockett et al. [26] ou Colegrove et al. [21] consiste à fabriquer symétriquement deux pièces identiques sur un substrat qui sert alors de plan de symétrie. La fabrication de la seconde pièce permet de compenser les déformations dues au dépôt de la première. Cependant, des contraintes résiduelles peuvent subsister, et donc mener à une déformation de la pièce après détachement du substrat [62]. Il peut donc être nécessaire de procéder à un recuit de détensionnement avant de séparer la ou les pièce(s) du substrat.

En plus d'induire de potentielles déformations, le cyclage thermique dû à l'empilement de cordons donne des pièces dont les caractéristiques mécaniques sont hétérogènes, notamment parce que l'évacuation de la chaleur diffère en fonction du nombre de couches déposées et de la distance au substrat [53, 63]. La structure du matériau est alors impactée [64, 65, 66, 67] et il peut donc être nécessaire d'intégrer un traitement thermique dans le cycle de production de la pièce [9, 68]. Des procédés mécaniques, tels que le galetage permettant d'affiner la microstructure peuvent aussi être mis en place après chaque dépôt de cordon [66].

1.2.2 Variation de morphologie et dimensions du cordon

La maîtrise et la connaissance de la géométrie du cordon déposé est nécessaire pour la génération de trajectoires dont la hauteur de couche, avec la géométrie de la pièce, est la donnée principale. Pour la fabrication de pièces massives, en plus de la connaissance de la hauteur de cordon déposé, il est aussi essentiel d'en connaître la largeur afin de générer une trajectoire possédant un espacement suffisant entre deux cordons d'une même couche de manière à les juxtaposer sans les superposer (cf. Figure 1.8) et sans créer de vide de matière [25, 69].

Si le réglage des paramètres de soudage permet de faire varier l'apport d'énergie lors du dépôt, et donc la qualité métallurgique de la pièce [36], leurs variations permettent aussi d'obtenir différentes morphologies de cordon [70]. Il est alors possible de générer la trajectoire en fonction de la morphologie de cordon à déposer, mais aussi de faire varier la morphologie du cordon durant la fabrication en fonction de la trajectoire.

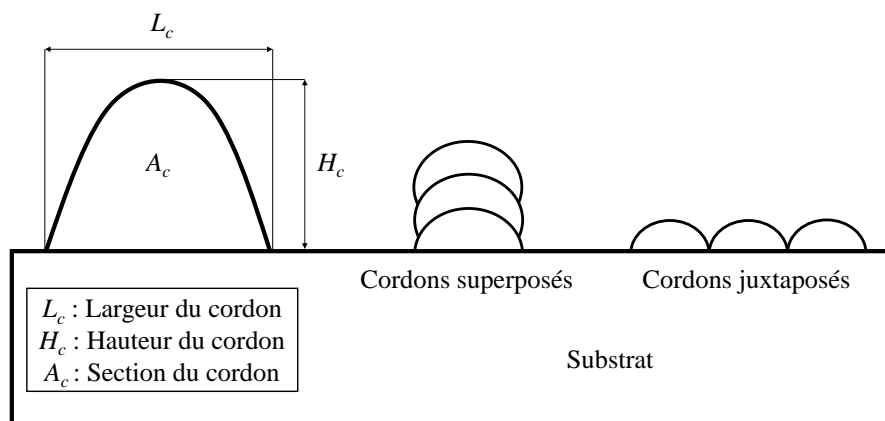


Figure 1.8 – Section transversale, superposition et juxtaposition de cordons de soudure.

Un modèle générique d'aire de cordon a été déterminé par Ding et al. [71], Équation 1.1 et Figure 1.8. Ce modèle, valable uniquement pour des fils d'apport constitués d'acier, a été déterminé en ne faisant varier que les paramètres WFS et TS. L'erreur moyenne de prédiction est inférieure à 2%.

$$A_c = \frac{\pi \cdot \eta \cdot \varnothing_f^2}{4} \quad (1.1)$$

\varnothing_f : Diamètre du fil d'apport

Si ce premier modèle permet de déterminer l'aire du cordon déposé, il ne permet pas d'en prédire la hauteur et la largeur. Xiong et al. [72] proposent un modèle prédictif de largeur et de hauteur de cordon, prenant en compte WFS et TS mais également V_a et SO .

Les essais permettant de déterminer les lois de variations de hauteur (Équation 1.2) et de largeur (Équation 1.3) ont été effectués avec une source MAG équipée d'un fil d'acier de diamètre 1.2 mm et d'un gaz d'inertage composé à 95% d'Argon et 5% de CO_2 dont le débit a été fixé à 18 L/min.

$$H_c = -0.3514 + 0.48318 \cdot WFS - 0.08477 \cdot TS + 0.4028 \cdot V_a + 0.01431 \cdot SO - 0.006146 \cdot WFS \cdot TS + 0.001168 \cdot TS^2 - 0.012463 \cdot V_a^2 \quad (1.2)$$

$$L_c = 8.9462 + 1.8088 \cdot WFS - 0.3621 \cdot TS + 0.1739 \cdot V_a - 0.5008 \cdot SO + 0.003556 \cdot TS \cdot SO + 0.01667 \cdot V_a \cdot SO - 0.1169 \cdot WFS^2 + 0.003137 \cdot TS^2 \quad (1.3)$$

Les Équations 1.2 et 1.3 permettent de mettre en lumière les facteurs les plus influents régissant la hauteur et la largeur du cordon déposé, de manière quantitative. Ces facteurs sont la vitesse d'apport de fil WFS et la vitesse d'avance TS. Or, parmi les paramètres utilisés pour prédire la morphologie du cordon, seul le paramètre TS est dépendant du porteur et non de la source de soudage. Si le générateur de soudage utilise une loi synergique, la variation d'un paramètre, tel que WFS, peut impliquer la variation de beaucoup d'autres paramètres. Il est donc plus simple de faire varier TS durant le dépôt, de manière à maîtriser et connaître les autres paramètres de soudage. Ainsi, si l'on fixe les paramètres SO , V_a et WFS et que l'on observe la hauteur et la largeur de cordon en fonction de TS, Figure 1.9 (tracée avec les Équations 1.2 et 1.3), il y a une variation non linéaire dans les deux cas, mais aussi une variation beaucoup plus faible de la hauteur du cordon par rapport à sa largeur. Ainsi, si l'on cherche à augmenter la section du cordon en diminuant TS, celui-ci aura tendance à s'élargir, tout en ayant une hauteur à peu près constante. Il est alors possible d'affiner la morphologie du cordon en modifiant les paramètres liés au générateur de soudage. Si la loi de variation de morphologie de cordon établie par Xiong et al. [72] est valable pour de l'acier, Li et al. [27] ont montré que la loi de variation de hauteur de cordon pour un fil d'aluminium est de la même forme que celle proposée à l'Équation 1.2.

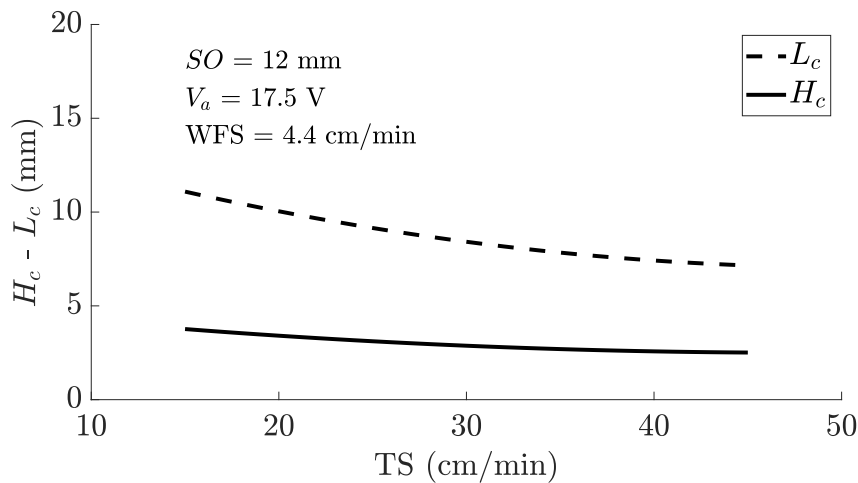


Figure 1.9 – Variation de la hauteur et de la largeur de cordon en fonction de TS (Équations 1.2 et 1.3).

1.2.3 Déformations du cordon liées aux conditions de dépôt

La plage de variation de la morphologie du cordon déposé n'est pas infinie : s'il y a une condition minimale de courant et de tension à respecter pour la création de l'arc, il y a aussi une vitesse limite à respecter sous peine de dégrader la qualité géométrique du cordon. Cette dégradation peut se traduire par un phénomène d'ondulation latérale pouvant poser problème lors de la juxtaposition de deux cordons, Figure 1.10, ou par une variation périodique de sa hauteur, phénomène appelé *humping*, pouvant mener à des difficultés de superposition de cordons, Figure 1.11.

Une première étude menée par Kazanas et al. [73] définit la Largeur de Cordon Effective (LCE) comme étant la largeur maximale du mur parfaitement rectiligne qu'il est possible d'obtenir après usinage du dépôt (voir Figure 1.10). L'Ondulation de Cordon (OC) est quant à elle définie comme étant la distance maximale entre le mur obtenu après usinage et le cordon déposé (voir Figure 1.10). Différents essais expérimentaux menés avec de l'acier ER70S-6 déposé par un générateur Fronius CMT montrent l'effet de WFS et TS sur LCE et du diamètre de fil sur OC, Figure 1.13.

Si la largeur de cordon effective diminue avec la vitesse d'avance, l'ondulation de cordon admet un minimum pour les différents diamètres de fils testés aux alentours de $TS = 40$ cm/min. Ainsi, pour de faibles largeurs effectives de cordon, l'ondulation de ce dernier a tendance à augmenter. Afin de stabiliser le bain de fusion, Li et al. [74] proposent une variation de l'inclinaison de la torche suivant la direction d'avance. L'inclinaison de la

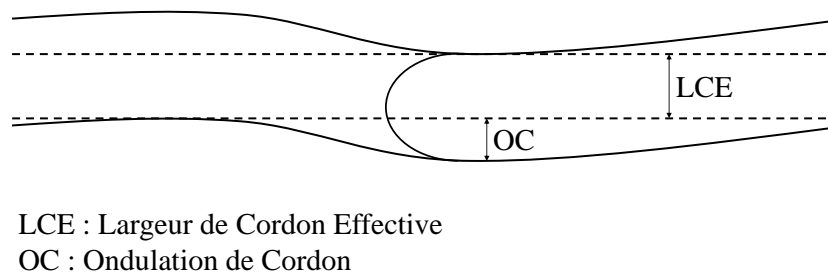


Figure 1.10 – Ondulation latérale de cordon, d'après [73, 74].

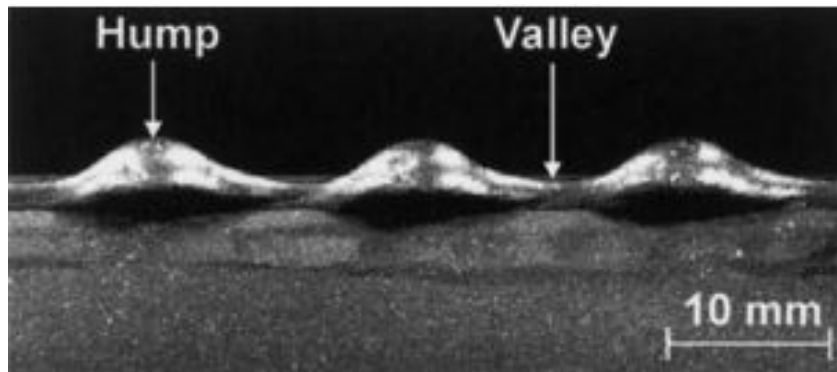


Figure 1.11 – Phénomène de *humping* [75].

torche dans la direction d'avance permet de stabiliser le bain liquide, mais en contrepartie, modifie la hauteur et la largeur du cordon ainsi que sa pénétration dans le substrat, Figure 1.14.

En revanche, s'il est possible d'augmenter la vitesse d'avance pour diminuer la largeur effective de cordon tout en ayant une ondulation faible, une limite apparaît, due notamment au phénomène de *humping*, Figure 1.12. Ce phénomène, grandement lié à la vitesse d'avance, est dû à un reflux du bain liquide causé par un déséquilibre des forces en présence lors du soudage, [37]. Ces forces sont les suivantes : force de l'arc électrique, force de capillarité entre le substrat et le cordon, forces de tension du bain de métal liquide et, dans une moindre mesure, la pression statique de la protection gazeuse. Le *humping* apparaît lorsque la force de l'arc électrique devient supérieure à la force de tension du bain liquide. Le cordon se déforme alors selon le modèle d'instabilité capillaire de Lord Rayleigh qui dit qu'un cylindre liquide de faible diamètre isolé est instable et se brisera en une série de gouttelettes [37]. Une étude menée par Adebayo et al. [61] portant sur le soudage d'acier (ER70S-6) en utilisant un procédé CMT montre une limite de vitesse d'avance à 60 cm/min pour des diamètres de fil de 0.8 mm et 1.2 mm, Figure 1.12. En revanche, le phénomène de *humping* peut apparaître de manière plus précoce en fonction de l'orientation du dépôt par rapport à la gravité, notamment lorsque le dépôt se fait dans un plan vertical [76].

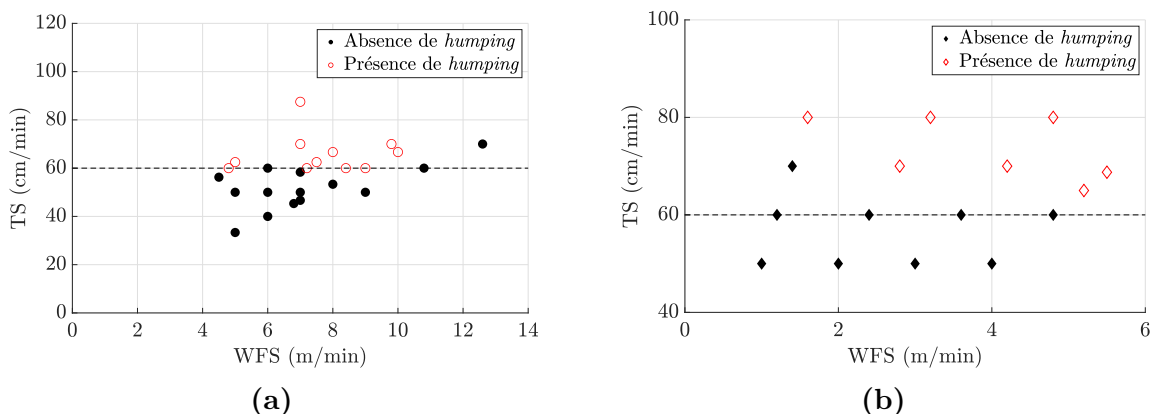


Figure 1.12 – *Humping* en fonction des paramètres de dépôt [61].

a : Fil Ø 0.8 mm. b : Fil Ø 1.2 mm.

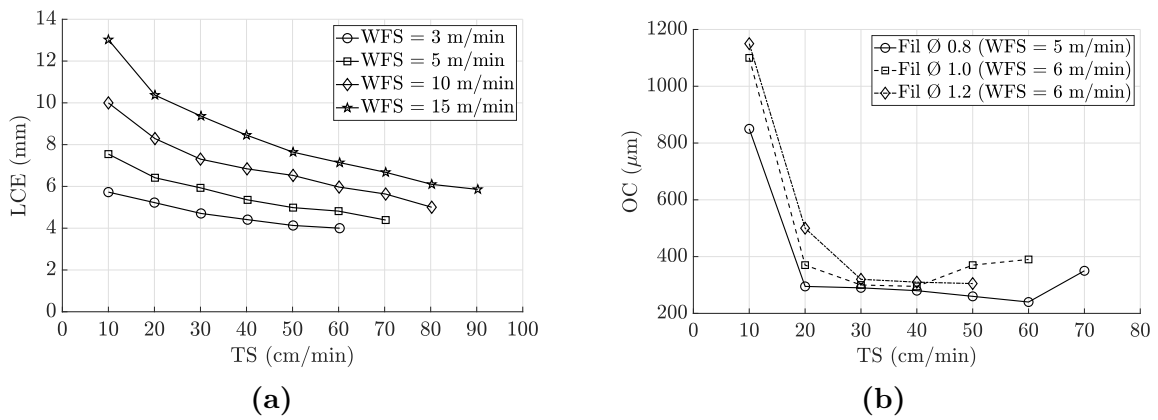


Figure 1.13 – a : Largeur effective de cordon en fonction de la vitesse d'avance [73].
 b : Ondulation latérale du cordon en fonction de la vitesse d'avance [73].

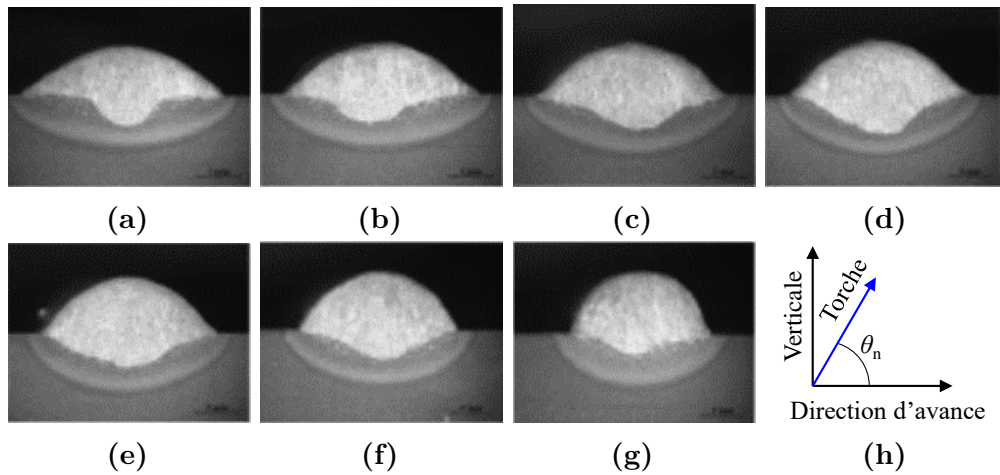


Figure 1.14 – Morphologie et pénétration du cordon en fonction de l'angle θ_n entre la torche et la direction d'avance [74]. WFS = 4 m/min, TS = 36 cm/min.
 a : $\theta_n = 45^\circ$. b : $\theta_n = 60^\circ$. c : $\theta_n = 75^\circ$. d : $\theta_n = 90^\circ$. e : $\theta_n = 105^\circ$. f : $\theta_n = 120^\circ$.
 g : $\theta_n = 135^\circ$. h : Inclinaison de la torche selon la direction d'avance.

1.2.4 Recensement de paramètres de dépôt usuels

Parmi les travaux étudiés pour constituer cette première partie de l'état de l'art, des paramètres de dépôt pour le soudage MIG/MAG et CMT ont pu être relevés. Ces paramètres sont regroupés dans le Tableau 1.1 pour le MIG/MAG et dans le Tableau 1.2 pour le CMT.

Source	Matériau Ø fil (mm)	Gaz d'inertage Débit (L/min)	WFS (m/min)	TS (cm/min)	Tension (V)	<i>Stick-out</i> (mm)
[27]	Al2325 1.2	100% Ar 22	3.5-5.1	35-60	16.6-20.2	-
[38]	Acier 1.2	82% Ar + 18% CO ₂ 22	5	80	-	20
[59]	Ti-6Al-4V 0.9	100% Ar 20	5-10	30	16-17	13
[72]	ER70S 1.2	5% Ar + 5% CO ₂ 9	2.8-6	15-45	16-22	6-18
[77]	Al (5% Mg) 1.2	100% Ar 15	5-7	35-70	-	9-15
[78]	IN718 -	100% Ar -	10	60	35	20

Tableau 1.1 – Paramètres de dépôt usuels pour le soudage MIG/MAG.

Source	Matériau Ø fil (mm)	Gaz d'inertage Débit (L/min)	WFS (m/min)	TS (cm/min)	Tension (V)	<i>Stick-out</i> (mm)
[59]	Ti-6Al-4V 1.2	50% Ar + 50% He 15	8.5	56.7	14.6	13
[61]	ER70S-6 0.8	80% Ar + 20% CO ₂ -	5-12.6	50-60	-	-
[61]	ER70S-6 1.2	80% Ar + 20% CO ₂ -	1-4.8	50-60	-	-
[73]	ER70S-6 0.8	80% Ar + 20% CO ₂ 15	6-7	40-50	-	11
[73]	ER4043 1.2	100% Ar 16	3.7	50	-	11
[73]	ER4043 1.2	25% Ar + 75% He 16	3.7	50	-	11

Tableau 1.2 – Paramètres de dépôt usuels pour le soudage CMT.

Malgré les différences de matériau, les vitesses d'avance utilisées sont semblables, que ce soit pour le MIG/MAG ou pour le CMT. En revanche, la vitesse d'apport de fil a tendance à être plus importante dans le cas du dépôt CMT, ce qui permet des taux de dépôt plus importants notamment grâce à une bonne stabilité du bain de fusion mais aussi grâce à l'apport de chaleur réduit.

L'analyse de la paramétrie de dépôt nominale utilisée pour la fabrication additive WAAM permet de donner les vitesses d'avance généralement utilisée mais aussi les largeurs et hauteurs de cordons déposés. A partir d'un modèle CAO d'une pièce, l'utilisation de ces données permet alors de générer la trajectoire de fabrication. La partie suivante est dédiée à la génération de trajectoires pour la fabrication additive WAAM, et plus généralement DED.

1.3 Génération de trajectoires pour la fabrication additive

Le processus de fabrication additive permet de produire des objets physiques à partir d'informations numériques, et ce, ligne par ligne, surface par surface, ou couche par couche [1]. Pour chaque ligne, surface ou couche, il est nécessaire de générer une trajectoire qui sera parcourue par l'outil de dépôt. Cette génération de trajectoires se fait en fonction de la géométrie de la pièce et est assujettie aux capacités de la machine de fabrication employée. Ainsi, une machine possédant trois axes contraindra l'outil à avoir une orientation fixe durant toute la fabrication, contrairement aux machines dites multi-axes (possédant a minima cinq axes) qui permettent l'évolution continue de l'orientation de l'outil durant la fabrication. Une décomposition de la trajectoire de fabrication peut donc être faite en deux parties distinctes :

- Le chemin de dépôt : ensemble des courbes parcourues par l'outil de dépôt,
- L'axe outil : orientation de l'outil durant la fabrication.

La génération de chemins de dépôt peut être décorrélée en deux étapes distinctes : une étape de génération de contours et une étape de remplissage de contours. La génération pour les contours se fait toujours dans un premier temps, en ne considérant que la surface extérieure de la pièce. Une fois les contours générés, différentes stratégies de remplissage peuvent être utilisées, permettant notamment de diminuer le nombre de ruptures de dépôt ou encore une meilleure gestion de la température de la pièce [38]. Seule la génération de chemins de dépôt pour les contours, correspondant à ce qui est fait pour les pièces à parois minces, sera étudiée dans ce mémoire.

1.3.1 Chemins de dépôt : tranchage par niveaux de Z

La méthode la plus répandue permettant de générer des chemins de dépôt pour la fabrication additive est la méthode de tranchage par niveaux de Z. Les intersections entre la surface extérieure de la pièce et différents plans horizontaux parallèles entre eux espacés d'une distance Δ_{passe} donnent les contours de chaque couche [47].

Niveaux de Z à pas constant

Dans le cas où le paramètre Δ_{passe} est constant, la distance locale entre les couches peut être différente de ce paramètre et augmenter avec le porte-à-faux. Cette augmentation de distance crée un état de surface appelé "effet escalier" [79, 80, 81], Figure 1.15, affectant l'aspect visuel de la pièce, mais aussi sa qualité dimensionnelle [82], Figure 1.16a.

En plus de créer cet état de surface, l'augmentation de la distance locale entre les couches peut mener à des difficultés de dépôt. En effet, s'il est possible de faire varier la hauteur du cordon déposé (cf. § 1.2.2), une distance trop importante entre les couches peut mener à un effondrement de la pièce en cours de fabrication si aucun matériau support n'est utilisé [46]. Une rupture de dépôt peut aussi avoir lieu, notamment lors de fabrication WAAM [35, 77] où la distance entre l'électrode et la pièce joue un rôle prépondérant pour la création de l'arc électrique. En revanche, la génération de chemins de dépôt par tranchage par niveaux de Z à pas constant est la seule méthode actuellement adaptée pour la fabrication additive sur lit de poudre.



Figure 1.15 – Effet escalier sur une pièce fabriquée [82].

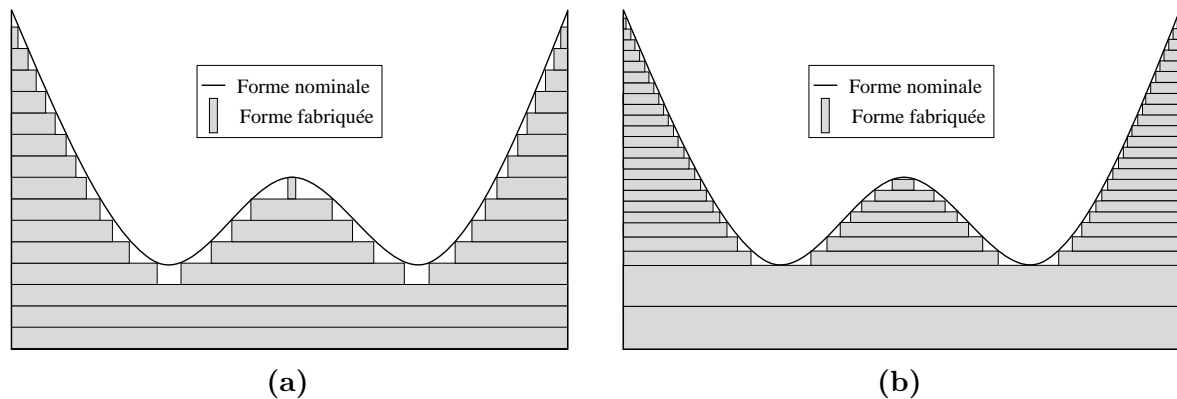


Figure 1.16 – Différence entre forme nominale et forme fabriquée.
 a : Pas constant. b : Pas variable.

Niveaux de Z à pas variable

Afin de minimiser les défauts d'aspect et de forme ainsi que les difficultés de dépôts inhérentes à l'utilisation d'un pas constant, il est possible d'utiliser une distance variable entre les plans de tranchage [82, 83, 84]. L'utilisation d'un pas adaptatif permet d'améliorer la qualité dimensionnelle de la pièce fabriquée tout en minimisant les risques de ruptures de dépôt dus à une distance entre l'outil de dépôt et la pièce trop importante, Figure 1.16b. Cependant, l'utilisation de ces chemins de dépôt peuvent imposer une variation de la hauteur de couche, et donc de la paramétrie de dépôt, pouvant affecter les caractéristiques mécaniques de la pièce finie ou conduire à une sortie du domaine de dépôt (cf. § 1.2.3).

Si l'utilisation de chemins de dépôt obtenus par tranchage par niveaux de Z à pas variable permet de minimiser les écarts de forme de la pièce finie, la fabrication de pièces présentant un porte-à-faux important requiert toujours l'utilisation de matériau support [85]. C'est pourquoi la génération de chemins de dépôt multi-axes est apparue, permettant la fabrication de pièces présentant un porte-à-faux important sans utilisation de matériau support, tout en limitant le défaut de forme de la pièce finie.

Propagation de surface suivant Z

Une autre variation de la génération de trajectoires par tranchage par niveaux de Z consiste à utiliser non pas plusieurs plans, mais plusieurs surfaces non planes, identiques à celle du substrat, et espacées suivant l'axe Z d'une distance équivalente à la hauteur du cordon déposé. L'intersection entre ces surfaces et la surface de la pièce donnent les

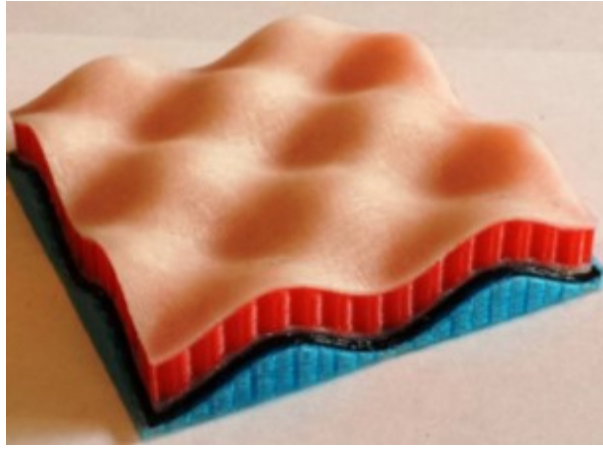


Figure 1.17 – Génération de trajectoires : propagation de surface suivant Z [86].

différentes couches [86]. Si cette méthode permet de limiter les écarts de forme, la forme de toutes les couches est identique à la forme du substrat [87], Figure 1.17.

1.3.2 Chemins de dépôt pour trajectoires multi-axes

Les trajectoires multi-axes permettent la fabrication additive sans utilisation de matériau support pour les pièces présentant une géométrie en porte-à-faux. La suppression de matériau support permet notamment de diminuer la quantité de matériau utilisée, le temps de dépôt ainsi que le post-traitement.

Décomposition en éléments simples

Une première méthode de génération de chemins de dépôt multi-axes consiste à dissocier la pièce en différentes entités, selon leur forme (concave ou convexe) [85, 88, 89] ou selon l'orientation par rapport à la direction principale de la pièce [81, 90, 91], Figure 1.18.

Si la décomposition en éléments simples d'une pièce puis la génération de chemins de dépôt par tranchage par niveaux de Z permet la fabrication sans utilisation de matériau support, il n'est pas possible d'appliquer cette méthode aux entités uniques présentant un porte-à-faux.

Cas des entités uniques présentant un porte-à-faux

Dans le cas des entités uniques présentant un porte-à-faux, une première méthode de génération de chemins de dépôt, proposée par Xiangping et al. [92], consiste à décomposer la pièce en plusieurs sous-ensembles. La méthode du tranchage par niveaux de Z avec une direction de fabrication propre est ensuite appliquée à chaque sous-ensemble [93], Figure 1.19a. Certaines couches peuvent alors être ouvertes, notamment à l'interface entre deux sous-ensembles. Cette stratégie est d'ores et déjà mise en œuvre dans des logiciels de FAO commerciaux dédiés à la fabrication additive. En revanche, lorsque la courbure de la pièce augmente, le chemin de dépôt propre à chaque sous-ensemble permettant de minimiser le défaut de forme contient de moins en moins de couches jusqu'à n'en contenir plus qu'une. Une autre méthode de génération de chemins de dépôt consiste alors à effectuer un tranchage de la pièce perpendiculairement à la fibre neutre [90, 94, 95, 96], Figure 1.19b, avec un paramètre Δ_{passe} défini le long de la fibre neutre. Chaque couche est ensuite associée à une direction de fabrication tangente à la fibre neutre.

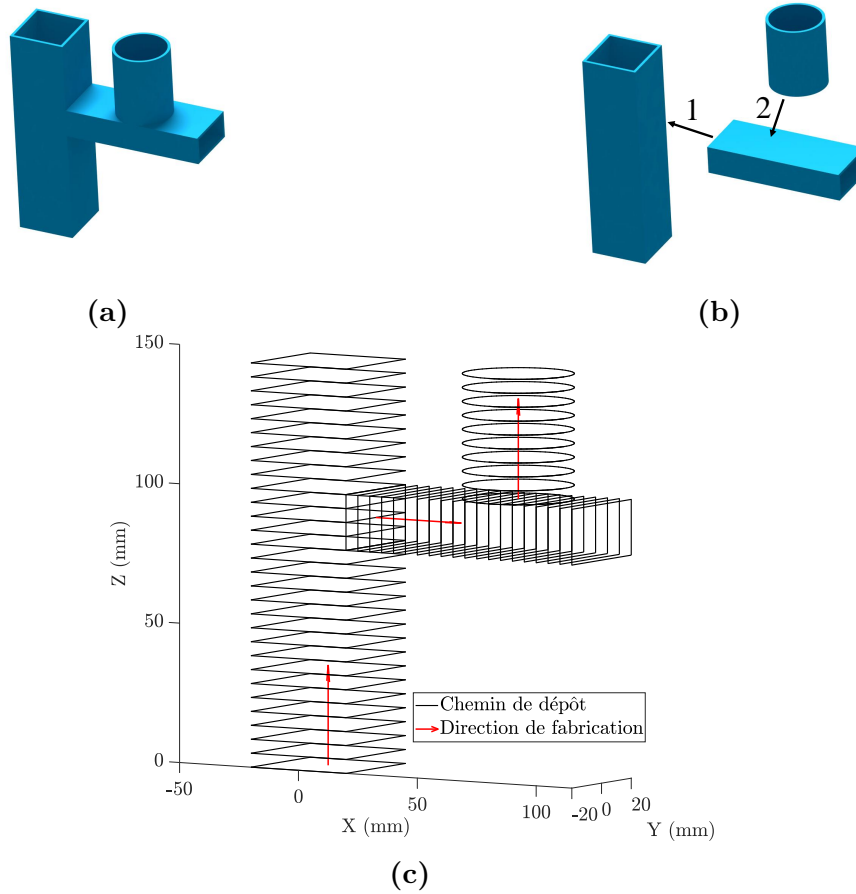


Figure 1.18 – Trajectoire multi-axes : tranchage par niveaux de Z indexés.
 a : Pièce composée d'éléments simples. b : Découpage en entités distinctes.
 c : Chemins de dépôt avec directions de fabrication distinctes.

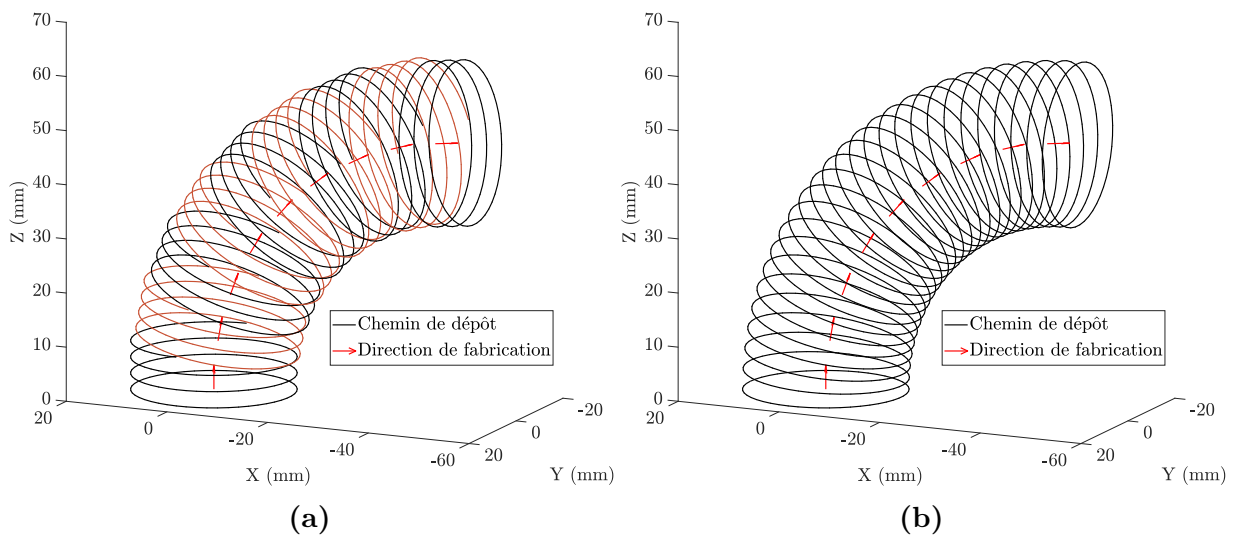


Figure 1.19 – Trajectoire multi-axes pour entité unique. $\Delta_{\text{passe}} = 3$ mm.
 a : Décomposition en sous-ensembles. b : Couches perpendiculaires à la fibre neutre.

Ces types de chemins de dépôt permettent de fabriquer des entités uniques en porte-à-faux sans utilisation de matériau support sur la base de couches planes. Cependant, les hauteurs de couches sont hétérogènes (voir analyse au Chapitre 2). Si la modification de la paramétrie de dépôt ne permet pas d'obtenir la variation de hauteur de couche nécessaire à la fabrication, une solution proposée par Ren et al. [95] consiste à superposer plusieurs cordons selon une stratégie par niveaux de Z indexé, puis à usiner le dépôt de manière à obtenir la forme désirée. Le même type de méthode est proposée par Ruan et al. [44] pour une couche unitaire. En revanche, ce type de fabrication nécessite l'utilisation de moyens hybrides et augmente le temps de fabrication.

Chemins de dépôt non plans

La génération de chemins de dépôt non plans permet de minimiser l'effet escalier lors de la fabrication de pièces présentant du porte-à-faux en permettant la diminution de la distance locale entre les couches [97]. Une première méthode pour la génération de ce type de chemin de dépôt consiste en un tranchage par niveaux de Z permettant d'obtenir des couches planes qui seront ensuite déformées de manière à diminuer les variations de hauteur de couche, jusqu'à obtenir une hauteur de couche uniforme dans la direction du dépôt [97], Figure 1.20. Dai et al. [98] proposent une autre méthode de génération de chemins de dépôt pour la fabrication de pièces sans utilisation de matériau support consistant à approximer la pièce par des voxels, puis un algorithme numérique, guidé par trois contraintes différentes, est utilisé afin de déterminer les différentes couches qui passeront par ces voxels, Figure 1.21. La première contrainte appliquée impose à chaque couche d'être construite sur des voxels déjà présents. La seconde contrainte permet de limiter les collisions entre l'outil de dépôt et la pièce déjà construite et enfin, la troisième contrainte permet de diminuer le nombre de voxels qui ne sont pas utilisés pour la génération du chemin de dépôt. En revanche, l'approximation de la pièce par des voxels, sauf à fortement raffiner, peut mener à un écart de forme conséquent par rapport à une stratégie de fabrication utilisant des supports, Figure 1.22. Dans les deux cas, afin de procéder à la fabrication sans support, le suivi de ces trajectoires nécessite des moyens de fabrication multi-axes. Il faut noter que ces propositions sont très récentes puisqu'elles ont été publiées durant les deux dernières années de thèse.

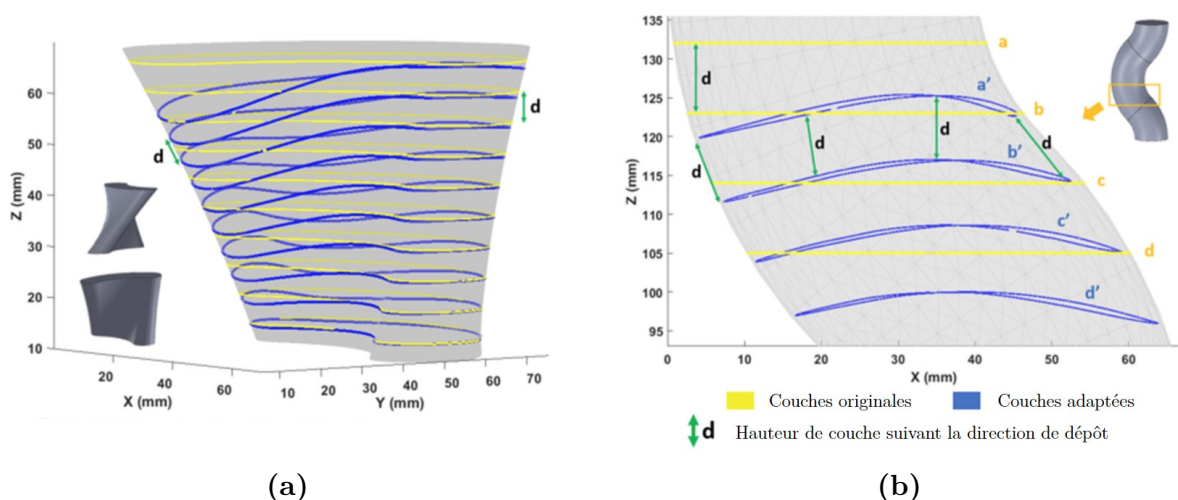


Figure 1.20 – Modification de couches planes pour diminuer la variation locale de hauteur de couche [97]. a : Aube tronquée. b : Tube courbé.

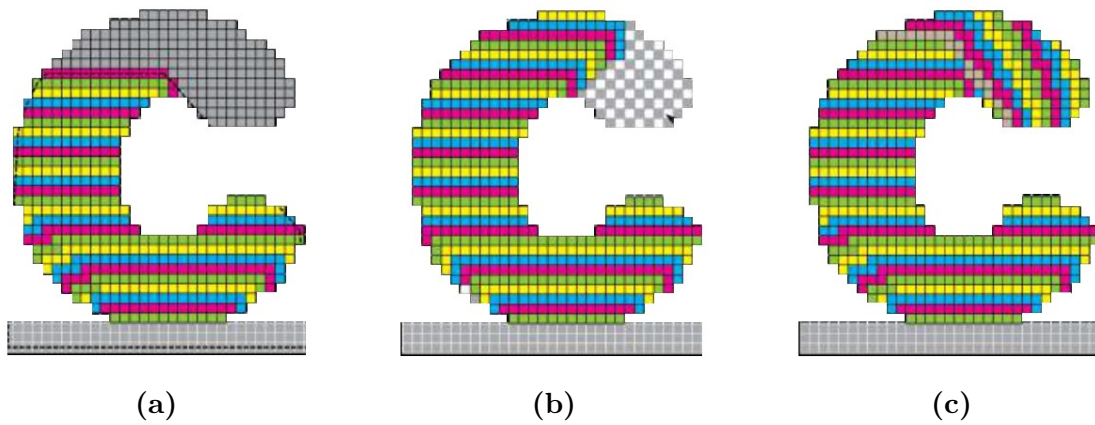


Figure 1.21 – Génération de chemins de dépôt non plans [98].

a : Génération primaire du chemin de dépôt.

b : Apparition de voxels ne pouvant être utilisés : application de la contrainte n°1.

c : Modification du chemin de dépôt : application de la contrainte n°3.

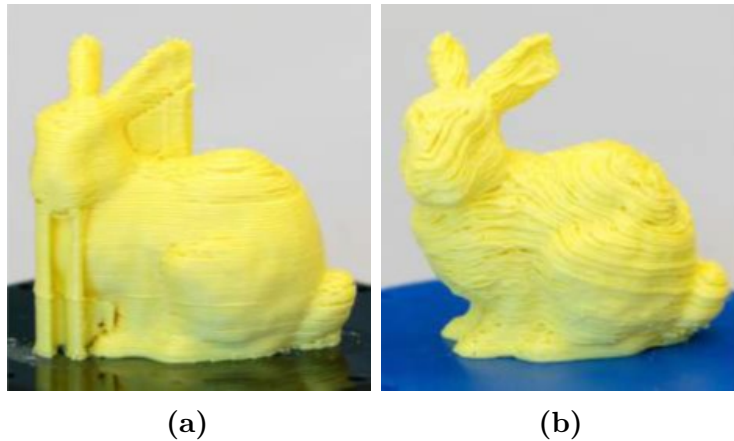


Figure 1.22 – Comparaison de pièces fabriquées avec et sans supports [98].

a : Trajectoire de fabrication par tranchage par niveaux de Z.

b : Trajectoire de fabrication non plane.

Chemins de dépôt à partir de substrats non plans

La fabrication à partir de substrats non plans impose l'utilisation de chemins de dépôt non plans, notamment pour la première couche. Si une première méthode consiste à déposer un ensemble de couches sur le substrat de manière à obtenir une surface plane sur laquelle s'appuyer pour le reste de la fabrication [80, 87, 99], celle-ci n'est pas forcément adaptée pour le dépôt de formes gauches et engendre un effet escalier conséquent si le substrat est très courbé. Une méthode plus commune consiste à propager la courbe intersection entre l'entité existante et l'entité à ajouter [91, 100]. Dans le cas d'intersections complexes, il peut ne pas être possible de calculer cette courbe intersection. La génération de chemins de dépôt peut alors se faire en effectuant un tranchage par propagation de la surface du substrat [101], Figure 1.23. Des algorithmes permettant d'adapter le chemin de dépôt en fonction de la modulation possible de la hauteur de cordon peuvent aussi être utilisés de manière à obtenir une extrémité plane en partant d'une extrémité non plane, ou l'inverse [90], Figure 1.24. De la même manière que pour diminuer la distance locale entre les couches, une méthode de tranchage par niveaux de Z puis déformation des couches planes permet au chemin de dépôt d'épouser la surface du substrat [102].

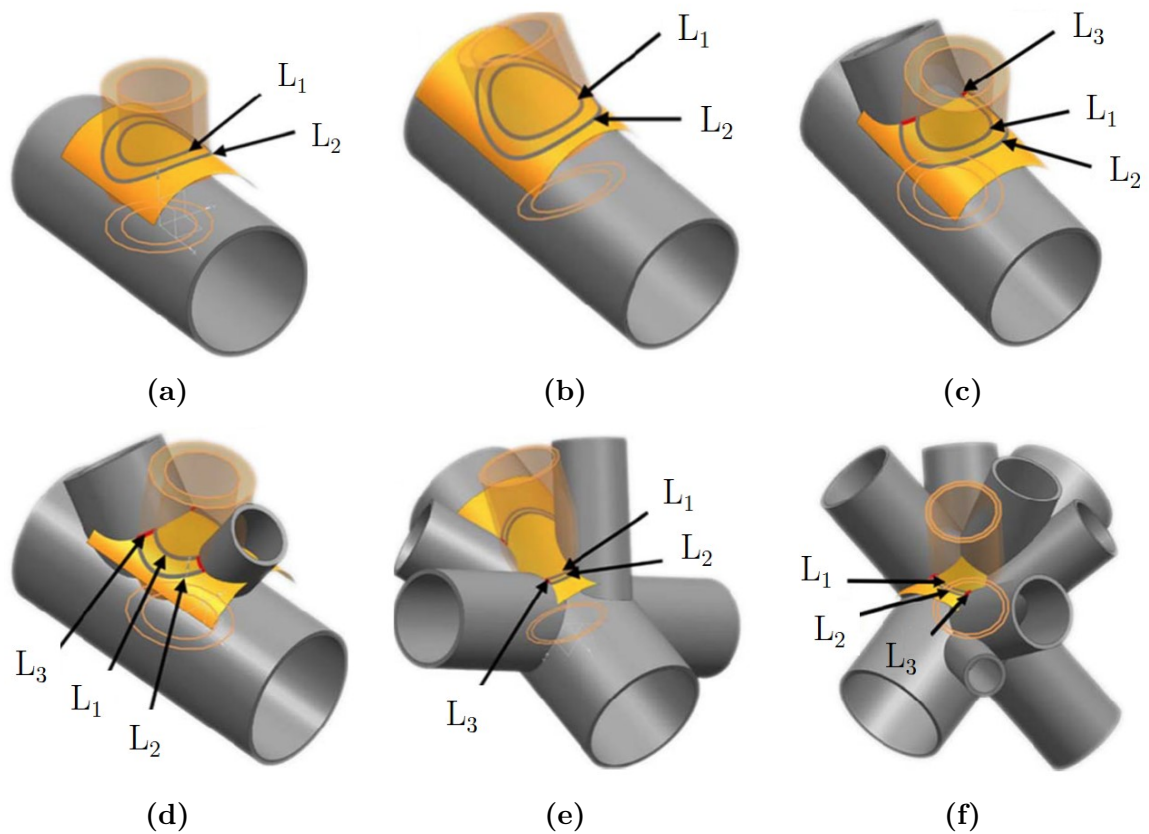


Figure 1.23 – Génération de chemins de dépôt par intersections de surfaces [101].
 a et b : Propagation de courbe classique. c à f : Propagation avec point d'inflexion.
 L₁ : Courbe intérieure, L₂ : Courbe extérieure. L₃ : Limite d'intersection.

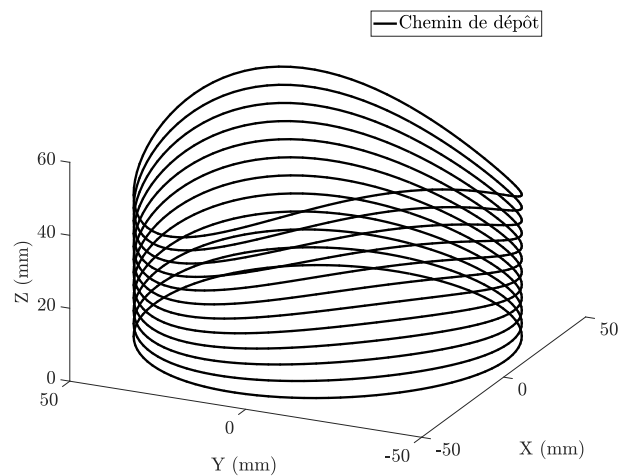


Figure 1.24 – Variation de distance locale inter-couches permettant une extrémité non plane.

1.3.3 Direction de fabrication et axe outil

La direction de fabrication peut être imposée par la machine utilisée (cas des machines 3 axes) ou par l'utilisateur. Les axes outil sont alors déterminés selon cette direction de fabrication, avec, par exemple, un dépinçage de l'outil de dépôt selon la direction d'avance (voir Figure 1.14 page 18). Dans le cas où l'utilisateur est libre de fixer la direction de fabrication, celle-ci peut être déclarée localement en chaque point du chemin de dépôt ou globalement, pour chaque couche ou pour l'ensemble du chemin de dépôt. Afin de se passer de supports durant la fabrication, la direction de fabrication permet d'orienter la pièce, l'outil de dépôt ou les deux de manière à ce que de la matière se trouve toujours sous le point de dépôt, évitant ainsi les risques d'effondrements [103, 104]. De plus, afin de maintenir des conditions de gravité identiques au niveau du point de dépôt durant toute la fabrication, il est essentiel que la direction de fabrication soit verticale [105]. Le dépinçage de l'axe outil permet ensuite de faire varier la morphologie du cordon en modifiant l'inclinaison de l'outil par rapport à la direction d'avance [76], de limiter les risques de collision [106] ou encore d'optimiser le mouvement de la machine [107].

Axes outil globaux

Si l'utilisation d'axes outil globaux est souvent dictée par la configuration de la machine, leur utilisation est bien adaptée pour la fabrication d'entités ne présentant pas de porte-à-faux. Afin de fabriquer des pièces présentant du porte-à-faux, la génération de chemins de dépôt par décomposition en entités simples est souvent associée à une direction de fabrication globale pour chaque entité [92, 95], Figure 1.25a. Il en va de même pour les chemins de dépôt obtenus par tranchage perpendiculaire à la fibre neutre [90], Figure 1.25b. Les axes outils représentés dans les Figures 1.25a et 1.25b sont confondus avec les directions de fabrication.

Axes outil locaux

Si l'utilisation d'axes outil globaux peut permettre la fabrication additive de pièces présentant un porte-à-faux, l'utilisation d'axes outil locaux en chaque point du chemin de dépôt est essentielle pour la fabrication sans supports en utilisant des chemins de dépôt non plans pour des pièces présentant un porte-à-faux variable [97]. De plus, l'utilisation d'axes outil locaux permet de diminuer le défaut de forme de la pièce par rapport à l'utilisation

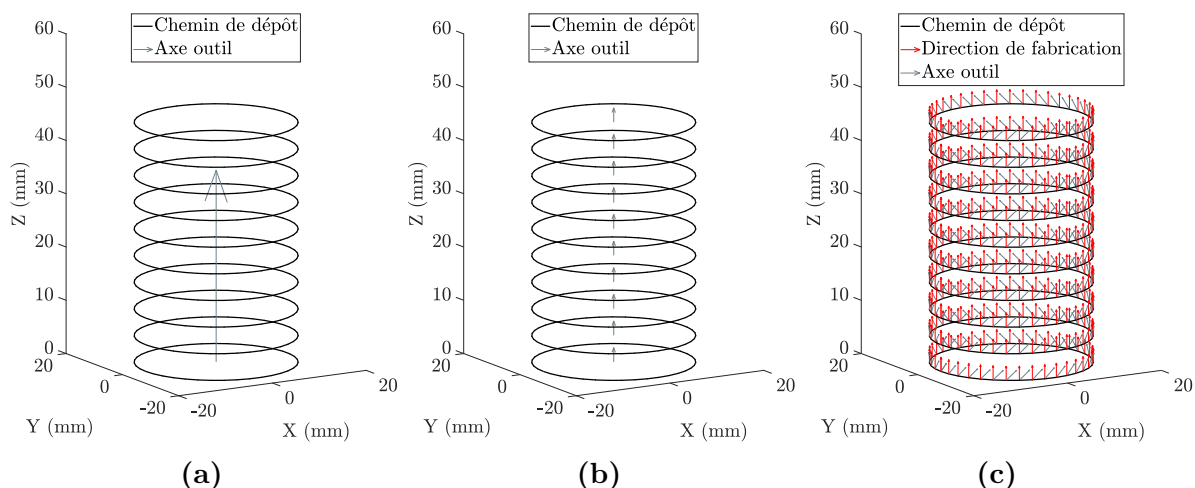


Figure 1.25 – Définition des axes outil. a : Définition globale. b : Définition globale par couche. c : Définition locale.

d'axes outil globaux, notamment pour les pièces à parois minces [107]. Par ailleurs, leur utilisation peut aussi permettre, à l'instar de ce qui est réalisé pour de l'usinage 5-axes, d'optimiser les mouvements de la machine en fonction du risque de collisions, ou de manière à anticiper les mouvements importants et ainsi lisser la trajectoire de fabrication [108, 109], cependant au risque que le dépinçage ne soit pas optimal vis-à-vis du procédé. Un exemple d'axes outil locaux, dépinçés d'un angle de 45° selon la direction d'avance, est visible à la Figure 1.25c.

1.4 Optimisation d'un moyen robotisé

Si l'utilisation de bras robotisés 6-axes anthropomorphes est plébiscitée pour effectuer de la fabrication additive multi-axes, leur précision géométrique par rapport à une MOCN 5-axes reste faible [34]. Si cette précision n'a pas d'importance lors de la programmation par apprentissage, compensée par un défaut de répétabilité généralement faible, elle devient problématique lors de l'utilisation de méthodes de programmation hors ligne. Dans le cadre de la fabrication additive, la programmation de la trajectoire se fait nécessairement hors ligne et selon la précision du robot, l'écart entre la trajectoire programmée et la trajectoire réellement suivie par l'outil de dépôt peut mener à un échec de fabrication. De plus, l'architecture en chaîne cinématique ouverte de ce type de moyen peut rendre difficile le suivi de trajectoire, notamment pour des questions de singularités ou encore de rigidité de structure. Le suivi de trajectoire multi-axes dans un environnement contraint, par exemple par un dispositif d'inertage gazeux (Figure 1.5 page 11), peut aussi conduire à des dépassements de la course de certains axes ou un passage dans des zones de singularité.

Dans le cas d'utilisation de moyens de dépôt coaxiaux, tel que le procédé CMT, le suivi de trajectoire multi-axes nécessite un minimum de cinq axes machine, la rotation autour de l'axe de l'outil n'ayant pas d'effet sur le dépôt [36, 110, 111]. Ainsi, l'utilisation de bras robotisés 6 axes, couplés ou non avec un positionneur 2-axes et/ou un axe linéaire, admet au moins une redondance. Cette redondance peut être utilisée dans le but d'améliorer la trajectoire de fabrication et donc la qualité des pièces fabriquées [112].

Cette partie est consacrée à l'étude de différents travaux permettant d'assurer au mieux le suivi de trajectoires multi-axes. Dans un premier temps, une étude des méthodes permettant d'augmenter la précision géométrique des bras robotisés est proposée. Puis, des méthodes d'optimisation de trajectoire issues du domaine de la robotique industrielle seront étudiées afin d'optimiser le suivi de trajectoire pour la fabrication additive multi-axes en utilisant la redondance laissée libre par l'utilisation de dispositifs de dépôt coaxiaux.

1.4.1 Amélioration de la précision géométrique

La précision géométrique d'un moyen robotisé peut être influencée par différentes erreurs systématiques dont les principales sont : l'identification correcte des longueurs de segments du robot, l'alignement angulaire des axes, les déformations des éléments du robot, les erreurs de référence des axes ou encore les jeux de la chaîne de transmission de puissance [113]. D'autres erreurs aléatoires de positionnement géométrique peuvent apparaître telles que la dérive thermique liée à la température ambiante ou à l'échauffement du robot en cours de cycle ou encore les vibrations induites par l'environnement [113]. Des erreurs de suivi de trajectoire peuvent aussi avoir lieu, mais restent négligeables devant les autres types d'erreur de positionnement géométrique [114].

Gao et al. [115] proposent le classement des erreurs de positionnement suivant :

- Erreurs de type géométriques :
 - Longueurs de segments mal identifiées,
 - Défauts d'alignement des axes,
 - Défauts de référence des axes,
- Erreurs non géométriques :
 - Déformations élastiques sous charge,
 - Dérive thermique,
- Autres types d'erreurs :
 - Jeux dans la chaîne de transmission de puissance,
 - Incertitude de positionnement dues à la résolution des codeurs.

Si les erreurs non géométriques sont dues à l'environnement et à l'utilisation du robot, il est possible de minimiser les erreurs dues à l'incertitude de positionnement en augmentant la résolution des codeurs et de minimiser les erreurs dues aux jeux mécaniques en optant pour une architecture avec des codeurs montés en aval du réducteur [116]. Les corrections de ces erreurs nécessitent alors des modifications mécaniques et un ajustement du contrôleur et sont donc réservées à des applications spécifiques nécessitant une grande précision telle que l'usinage robotisé [116, 117], ce qui n'est pas forcément le cas de la fabrication additive.

Seules les erreurs de type géométrique et la déformation élastique sous charge sont aisément identifiables et compensables [118, 119], que ce soit dans le contrôleur, s'il est possible de modifier les matrices de compensation, ou lors de la génération de trajectoires dans l'espace articulaire si le Modèle Géométrique Inverse (MGI) du robot est connu. En revanche, les applications de fabrication additive robotisées ne nécessitant pas une rigidité de robot équivalente à celle nécessaire pour des opérations d'usinage, seul un état de l'art portant sur l'identification des longueurs de segments sera réalisé dans cette partie.

Dispositifs de mesure

Afin de compenser les erreurs géométriques du robot, il est nécessaire de procéder à la mesure des longueurs de segments et de l'orientation des différents axes. Les dispositifs usuellement utilisés pour cette mesure se décomposent en deux familles : les dispositifs de mesure avec contact (par exemple de type BallBar [120]) et ceux sans contact (par exemple théodolite ou Laser Tracker). L'intérêt de l'utilisation de dispositifs de mesure avec contact réside dans leur grande exactitude, cependant dans un volume de mesure restreint, tandis que ceux sans contact permettent la mesure dans un espace important, sous réserve que la cible soit toujours visible par le dispositif de mesure.

L'identification des longueurs de segments de robots requiert un volume de mesure conséquent. Les dispositifs avec contact ne sont donc pas adaptés pour ce type de mesure, hormis si une rallonge (dégradant la précision de mesure) est utilisée. De plus, dans le cas où le positionnement réel du robot est très différent de celui programmé, il y a aussi un risque de dépasser la course du moyen de mesure. Ces dispositifs sont donc plutôt réservés à la mesure de MOCN [120].

Si les dispositifs de mesure sans contact sont plus adaptés à la mesure de robots, le Laser Tracker est préféré au théodolite. En effet, le théodolite relève des angles verticaux et horizontaux pour chaque point de mesure, permettant d'en déduire la position par triangulation. En revanche, la détermination d'un point et de son orientation nécessite trois mesures par deux théodolites différents, ce qui allonge et complique la mesure [117]. Au contraire, le Laser Tracker permet de mesurer directement la position d'un point de l'espace, tandis que la mesure d'orientation nécessite l'utilisation de trois cibles, mais d'un

seul dispositif de mesure. De plus, les Laser Trackers permettent la mesure d'une trajectoire en continue, selon un certain échantillonnage, dans la quasi-intégralité de l'espace de travail du robot. Leur distance de travail peut aller jusqu'à une centaine de mètres [121] et leur précision est de l'ordre de ± 0.02 mm [121].

D'autres dispositifs de mesure basés sur la vision sont aussi utilisés pour la calibration de robot [122], ces solutions restent moins répandues et le système de Laser Tracker est généralement préféré pour sa rapidité et sa simplicité de mise en œuvre.

Mesure par mouvements aléatoires

Une première méthode de mesure, dite globale, consiste à placer le robot dans différentes positions articulaires connues et à mesurer la position (et éventuellement l'orientation) de chaque point atteint par l'effecteur dans le repère du robot. Ces différentes configurations peuvent être sélectionnées de manière optimale pour augmenter la précision de l'identification [123]. La différence entre les points réellement atteints et les points obtenus théoriquement par utilisation du Modèle Géométrique Direct (MGD) permet de recalibrer, via des méthodes d'optimisation numériques, les dimensions et alignements théoriques sur des valeurs très proches de leurs dimensions réelles [113, 117, 124, 125, 126]. L'avantage de cette méthode est de pouvoir étalonner tous les paramètres parallèlement. En revanche, le nombre de points à mesurer est important pour obtenir une bonne précision de l'étalonnage et rend le processus de mesure long. De plus, l'identification en parallèle des différentes longueurs de segments et alignements peut mener à des aberrations d'interprétation physique [113] : il se peut que lors de l'identification, certains paramètres se compensent. Ainsi, même si le MGD donne des résultats cohérents, les valeurs de longueurs de segments ou d'alignements peuvent être physiquement éloignées de leurs valeurs réelles.

Mesure axe par axe

Une autre méthode de mesure proposée par la littérature consiste en une identification axe par axe des longueurs de segments / alignements des axes du robot [113, 127]. Cette identification se fait en faisant bouger chaque axe de manière indépendante, Figure 1.26. Ainsi, il est possible de mesurer les longueurs de segments en déterminant les centres des cercles des moindres carrés associés aux arcs de cercles parcourus par l'effecteur lors du mouvement de chaque axe. Les alignements sont déterminés comme étant les angles entre les normales des plans contenant chaque cercle des moindres carrés.

L'intérêt de cette méthode est de mesurer de manière décorrélée chaque paramètre et ainsi de trouver des dimensions non aberrantes d'un point de vue physique tout en se passant de la connaissance du repère de travail du robot. Il est aussi possible de minimiser le nombre de posages de l'effecteur et ainsi de diminuer le temps de mesure total. En revanche, plus le rayon et l'arc angulaire du cercle effectué par l'effecteur sont faibles, plus l'identification sera imprécise. Il peut donc être nécessaire de déporter radialement la cible de mesure, ce qui implique un plus grand volume de mesure et donc de potentielles difficultés de suivi de cible par un dispositif de Laser Tracker.

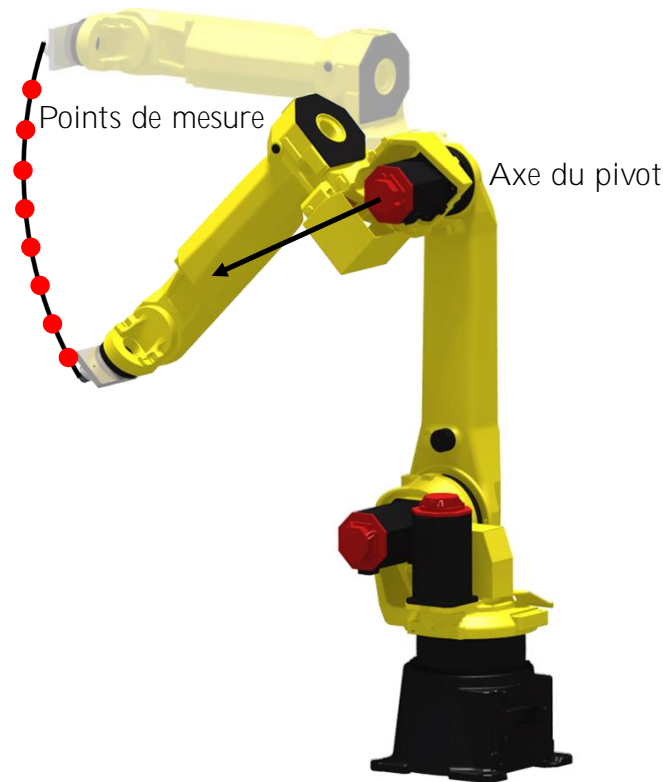


Figure 1.26 – Illustration de la méthode de mesure axe par axe pour l'axe 3.

1.4.2 Optimisation de pilotage

Actuellement, les solutions d'optimisation de trajectoire via l'utilisation de la redondance laissée libre par l'utilisation de dispositifs de dépôt coaxiaux a été peu étudiée pour la fabrication additive. Dai et al. [112] proposent une minimisation du jerk dans l'espace articulaire ainsi qu'une détection de collisions basée sur des méthodes de *Machine Learning*. Les expérimentations proposées ont été limitées à la fabrication de pièces mono-couche. Dharmawan et al. [128] ont proposé une optimisation de la trajectoire basée sur la notion de manipulabilité. Une méthode d'optimisation *Sequential Informed Optimisation* est utilisée avec un état de départ déduit de l'état précédent et une configuration robot résolue hors ligne. Les résultats sont restés limités à la fabrication de pièces ne présentant pas de porte-à-faux.

Si l'utilisation de la redondance d'axe pour l'optimisation de mouvement dans le domaine de la fabrication additive est peu répandue, il existe en revanche une multitude de travaux dans le domaine de la robotique industrielle explorant différentes possibilités, parmi lesquelles :

- Éloignement des butées articulaires [129, 130, 131],
- Augmentation de la manipulabilité/dextérité [128, 132, 133],
- Éloignement des zones de singularité [129, 134],
- Diminution du mouvement articulaire [128, 135],
- Évitement d'obstacles [130, 132],
- Augmentation de la rigidité [136],
- Maximisation de la capacité en effort [137],
- Lissage de la trajectoire de l'effecteur [138],
- Augmentation de la précision géométrique [122].

Dans un contexte de fabrication additive, les efforts en bout d'effecteur sont faibles et peu variables par rapport aux efforts liés à l'usinage robotisé. Par ailleurs, dans le cas de fabrication additive WAAM, les dimensions du cordon (cf. § 1.2.2) sont grandes devant la précision absolue des robots actuels (de l'ordre de 0.5 mm après calibration géométrique). Il n'est donc pas pertinent de privilégier la rigidité du robot ou sa précision au détriment de l'éloignement des limites articulaires ou de l'évitement des zones de singularité pouvant conduire à un échec de fabrication.

Éloignement des butées articulaires

Si un axe atteint sa butée articulaire en cours de dépôt, le mouvement du robot peut être stoppé et alors mener à un échec de fabrication. Les butées articulaires peuvent être contraintes par les capacités du robot ou par le montage de dispositifs de dépôt, telles que les torches de soudage, dont le faisceau (énergie et matière) ne doit pas être endommagé.

Pour décrire la distance $\Gamma(\underline{\mathbf{q}})$ entre les butées et la position articulaire courante $\underline{\mathbf{q}}$, plusieurs fonctions mathématiques ont été utilisées. Une première fonction scalaire, Équation 1.4, a été proposée par Liegeois [139]. Cette méthode a ensuite été améliorée par Fournier [140] (Équation 1.5) afin de mieux discriminer les axes proches de leur butée. Enfin, Klein [141] propose une fonction (Équation 1.6) permettant une meilleure discrimination, mais plus difficile à implémenter dans les algorithmes d'optimisation numérique que les formes quadratiques.

$$\Gamma(\underline{\mathbf{q}}) = \sum_{j=1}^{j=6} \left(\frac{q_j - q_{j\text{moy}}}{q_{j\text{moy}} - q_{j\text{max}}} \right)^2 \quad (1.4)$$

$$\Gamma(\underline{\mathbf{q}}) = \sum_{j=1}^{j=6} \left(\frac{q_j - q_{j\text{moy}}}{\Delta_{q_j}} \right)^2 \quad (1.5)$$

$$\Gamma(\underline{\mathbf{q}}) = \max \left(\frac{|q_j - q_{j\text{moy}}|}{|\Delta_{q_j}|} \right) \quad j \in \llbracket 1; 6 \rrbracket \quad (1.6)$$

Augmentation de la manipulabilité et éloignement des zones de singularité

Augmenter la manipulabilité d'un robot permet une meilleure qualité de mouvement en lui permettant de se déplacer dans n'importe quelle direction de l'espace sans traverser de zones de singularité [142, 143]. Si le robot s'approche d'une singularité en cours de dépôt, il y a des risques de mouvements indésirables ou d'arrêt de mouvement s'il la traverse, ce qui n'est pas souhaitable dans les deux cas. De plus, augmenter la manipulabilité d'un robot permet un meilleur suivi en vitesse le long de la trajectoire, bénéfique donc pour une morphologie de cordon constante et des propriétés mécaniques homogènes de la pièce finie.

Une première méthode permettant de quantifier la manipulabilité $\omega_1(\underline{\mathbf{q}})$ d'un robot consiste à mesurer le volume de l'ellipsoïde de vitesse [142, 143, 144], Équation 1.7.

$$\omega_1(\underline{\mathbf{q}}) = \sqrt{\det [\underline{\mathbf{J}}(\underline{\mathbf{q}}) \times \underline{\mathbf{J}}^T(\underline{\mathbf{q}})]} \quad (1.7)$$

Les zones de meilleures manipulabilités sont atteintes lorsque le volume de l'ellipsoïde est maximal et les zones de singularité lorsqu'il est nul.

Une autre méthode proposée par Souissi et al. [145] utilise un indice de dextérité défini comme l'inverse du conditionnement de la matrice Jacobienne, Équation 1.8. Cette valeur

varie entre 0 et 1, une valeur de dextérité proche de 1 traduisant un conditionnement optimal tandis qu'une valeur proche de zéro traduit la proximité d'une zone de singularité.

$$\begin{aligned}\omega_2(\mathbf{q}) &= \frac{\xi_{min}}{\xi_{max}} \\ \xi_{min} &= \sqrt{\min \underline{\lambda}} \\ \xi_{max} &= \sqrt{\max \underline{\lambda}} \\ \underline{\lambda} &: \text{valeurs propres de } \underline{\mathbf{J}}(\mathbf{q}) \times \underline{\mathbf{J}}^T(\mathbf{q})\end{aligned}\tag{1.8}$$

Diminution du mouvement articulaire

Diminuer le mouvement articulaire sur un intervalle de temps donné permet de réduire la vitesse angulaire atteinte par les différents axes et indirectement le jerk [128]. Cette réduction de jerk permet notamment de diminuer les vibrations et d'augmenter la précision de suivi de trajectoire [146]. Diminuer le mouvement articulaire permet aussi de respecter les plages de vitesse et d'accélération des effecteurs pour assurer une vitesse d'avance constante lors de la fabrication [147].

1.5 Conclusions

Compte tenu des éléments présentés dans cet état de l'art, la fabrication additive par dépôt sous énergie concentrée est la technologie la mieux adaptée à la fabrication additive de pièces métalliques de grandes dimensions. Même si les technologies DED nécessitent l'usinage des parties fonctionnelles de chaque pièce, et donc une opération supplémentaire, les volumes de fabrication élevés, la possibilité d'utilisation de moyens hybrides et la non nécessité de matériaux supports en font la technologie idéale pour la production de certaines pièces navales [148], aéronautiques [149] ou aérospatiales [5, 150, 151].

Afin de diminuer les coûts de production, le couplage de bras anthropomorphes 6-axes à des procédés de soudage à l'arc est plébiscité. Cette technologie, nommée WAAM, permet de limiter le coût, mais aussi les risques sanitaires associés aux poudres métalliques. En revanche l'utilisation de procédés de soudage implique un apport de chaleur conséquent à la pièce durant la fabrication, ce qui peut poser des problèmes de distorsions thermiques, mais aussi d'effondrements. Si cet apport de chaleur peut être stoppé en même temps que le dépôt, les cycles de démarrages et arrêts d'arc sont les plus à mêmes d'induire des défauts de forme ou métallurgiques et sont donc à minimiser. L'utilisation de la technologie CMT permet de réduire l'apport de chaleur durant le dépôt, mais le cyclage thermique de la pièce persiste. Il est donc essentiel de veiller à choisir une paramétrie de dépôt adaptée et de procéder à un traitement thermique à l'issue du dépôt afin d'homogénéiser les caractéristiques mécaniques de la pièce finie.

Dans le but de contribuer complètement à la réduction des coûts de production, il est essentiel de se passer de matériau support. Pour les pièces présentant un porte-à-faux, seule l'utilisation de trajectoires de dépôt multi-axes le permet. En revanche, les chemins de dépôt des trajectoires proposées dans la littérature présentent des couches de hauteurs hétérogènes. S'il est possible de déposer une couche d'une hauteur homogène puis de procéder à son usinage, cette méthode n'est pas souhaitable car il y a une perte de matériau importante, un temps de fabrication élevé et la nécessité d'une machine de

fabrication hybride. Une autre stratégie consistant à moduler la paramétrie de dépôt de manière à obtenir une hauteur variable de cordon n'est pas non plus souhaitable, car, couplé avec le cyclage thermique, cela affecte d'autant plus les caractéristiques mécaniques de la pièce. Dans certains cas, une variation trop importante de la hauteur de couche peut aussi conduire à une rupture de dépôt, notamment lorsque qu'il n'est plus possible de créer un arc électrique.

Pour constituer la trajectoire de fabrication, le chemin de dépôt est complété par un axe outil, défini de préférence localement afin de permettre une diminution des défauts de forme de la pièce, notamment dans le cas des pièces à parois minces, ainsi qu'une optimisation plus aisée de la trajectoire. Pour les chemins de dépôt non plans, seule la définition locale de l'axe outil permet la fabrication.

Enfin, l'utilisation de procédés de dépôt coaxiaux couplés à des bras robotisés 6-axes présente une redondance : seuls cinq axes machine sont nécessaires pour suivre la trajectoire de fabrication, la rotation autour de l'outil de dépôt n'ayant pas d'influence sur le dépôt. Il est donc possible d'optimiser la trajectoire via cette redondance de manière à s'éloigner des butées articulaires, des zones de singularité, d'améliorer la manipulabilité ou de diminuer le mouvement articulaire. En revanche, si l'optimisation de la trajectoire permet d'obtenir des pièces de meilleure qualité, la faible précision géométrique des bras robotisés peut en contrepartie la dégrader. C'est pourquoi, sans chercher à atteindre la précision demandée pour les procédés d'usinage ou de métrologie, il peut être nécessaire de mesurer et calibrer les longueurs de segments du robot.

Au vu de cet état de l'art, l'objectif de la thèse de proposer une méthode de génération de trajectoires multi-axes à hauteur de couches constante permettant la fabrication de tubulures en porte-à-faux sans utilisation de supports permet de compléter les typologies de trajectoires déjà existantes. Le Chapitre 2 présente ces nouvelles méthodes de génération de trajectoires. Le Chapitre 3 est consacré à l'application des méthodes de mesure de robot et à la comparaison via la fabrication expérimentale de pièces avec les trajectoires pré-existantes et celles proposées dans le Chapitre 2. Enfin, le Chapitre 4 est dédié à l'application à la fabrication additive des méthodes d'optimisation de trajectoire, basées sur la redondance d'axe, issues de la robotique industrielle.

Chapitre 2

Trajectoires multi-axes non planes : fabrication additive sans supports et à distance locale inter-couches constante

Sommaire

2.1	Génération de chemins de dépôt pour les pièces de révolution	36
2.1.1	Tranchage par niveaux de Z à pas constant	37
2.1.2	Génération de chemin de dépôt suivant les courbes iso-paramétriques	38
2.2	Génération analytique de chemins de dépôt : application aux tubulures toriques	40
2.2.1	Chemins de dépôt plans	41
2.2.2	Chemins de dépôt non plans	43
2.2.3	Cas des substrats non plans	45
2.3	Génération numérique de chemins de dépôt : généralisation	47
2.3.1	Chemins de dépôt à distance locale inter-couches constante . .	47
2.3.2	Généralisation aux tubulures quelconques	49
2.4	Détermination d'axes outils	52
2.4.1	Définition de la direction de fabrication et des axes outils . . .	52
2.4.2	Génération analytique	53
2.4.3	Génération numérique à partir du chemin de dépôt	54
2.5	Conclusions	57

Suite à l'étude bibliographique menée au Chapitre 1.3, les trajectoires de fabrication existantes pour des tubulures à parois minces en porte-à-faux sans utilisation de matériau support sont constituées de chemins de dépôt présentant de fortes variations de la distance locale inter-couches. L'étude bibliographique a aussi permis de mettre en exergue l'utilisation d'axes outils locaux, offrant une meilleure orientation de la pièce dans l'espace de travail lors de la fabrication. Ce chapitre présente donc différentes méthodes de génération de chemins de dépôt permettant de limiter les variations de distance locale inter-couches ainsi que la génération d'axes outils locaux adaptés à ces chemins de dépôt (seconde étape de l'approche générale de fabrication proposée à la Figure 2 page 4).

Dans un premier temps, la génération analytique de chemins de dépôt à distance locale inter-couches constante pour des géométries de révolution, cas particulier des tubulures à

parois minces, est présentée dans la Partie 2.1. Cette génération analytique est ensuite appliquée à des tubulures toriques et comparée via le calcul des distances locales inter-couches avec les stratégies usuelles, Partie 2.2. Une méthode numérique de génération de chemins de dépôt à distance locale inter-couches constante est ensuite proposée dans la Partie 2.3 dans le but de généraliser la méthode à des tubulures quelconques. Enfin, la génération d'axe outil est présentée dans la Partie 2.4, permettant de compléter le chemin de dépôt pour obtenir la trajectoire de fabrication.

Afin de permettre une meilleure compréhension de ce chapitre, la définition de tubulure suivante est introduite [152] :

Soit une courbe guide dans l'espace \mathbb{R}^3 . La tubulure engendrée par un profil autour de la courbe guide est la surface balayée par le profil dans le plan normal à la courbe guide.

Soit $Mg_n = [Xg_n \ Yg_n \ Zg_n]_{Pièce}$ un point de la courbe guide dans le repère pièce, l'ensemble des points $M_{n,v} = [X_{n,v} \ Y_{n,v} \ Z_{n,v}]_{Pièce}$ de la tubulure sont définis par l'Équation 2.1 :

$$M_{n,v} = Mg_n + A_{n,v} \cdot (\cos v \cdot \overrightarrow{Ng_n} + \sin v \cdot \overrightarrow{Bg_n})$$

avec

$$v \in [0; 2\pi]$$

$A_{n,v}$: Rayon du profil (2.1)

$\overrightarrow{Ng_n}$: Vecteur normal à la courbe guide au point Mg_n

$\overrightarrow{Bg_n}$: Vecteur binormal à la courbe guide au point Mg_n

2.1 Génération de chemins de dépôt pour les pièces de révolution

Les géométries de révolution sont un cas particulier des tubulures à parois minces. En effet, il s'agit de tubulures dont la courbe guide est rectiligne et le profil circulaire à section variable. Afin de définir le chemin de dépôt pour des pièces de révolution, considérons l'exemple d'une demi-sphère creuse de rayon $R_s = 45$ mm centrée sur l'origine du repère pièce, Figure 2.1.

Cette géométrie a été choisie car elle met en lumière différentes problématiques pouvant être rencontrées dans le domaine de la fabrication additive. En plus d'avoir un défaut géométrique aisément quantifiable [106], le porte-à-faux important présent sur le sommet de la géométrie peut conduire à un effondrement du matériau déposé lors d'une fabrication avec une machine 3 axes sans utilisation de matériau support [46, 103], démontrant alors le fort intérêt de la fabrication additive multi-axes.

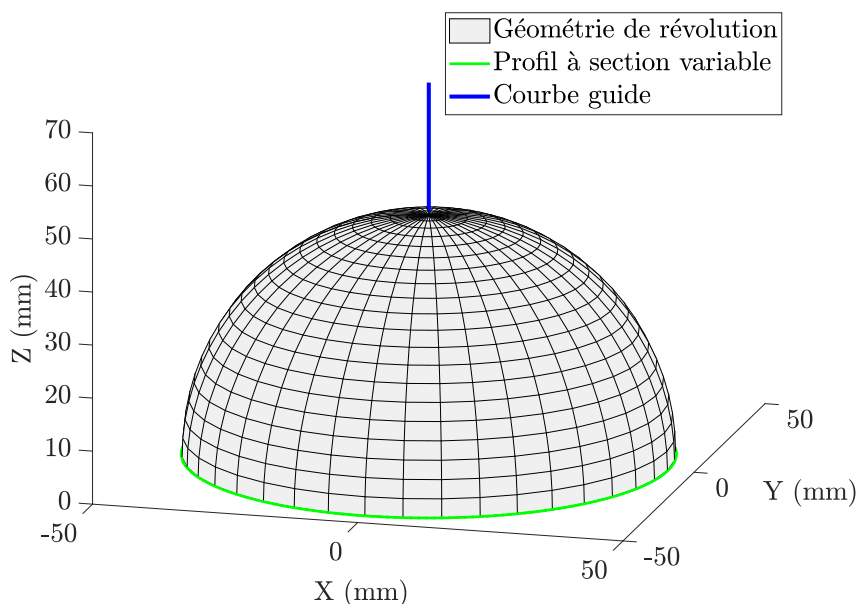


Figure 2.1 – Géométrie de révolution : exemple de la demi-sphère.

L'ensemble des points $M_{i,v}$ de la géométrie sont définis à l'Équation 2.2 à partir de l'équation générale d'une tubulure (Équation 2.1).

$$\begin{aligned}
 X_{i,v} &= A_i \cdot \cos v \\
 Y_{i,v} &= A_i \cdot \sin v \\
 Z_{i,v} &= Zg_i \\
 A_i &= \sqrt{R_s^2 - Zg_i^2} \\
 v &\in [0; 2\pi] \\
 Zg_i &\in [0; R_s]
 \end{aligned}
 \tag{2.2}$$

2.1.1 Tranchage par niveaux de Z à pas constant

Une première manière de générer un chemin de dépôt est le tranchage par niveaux de Z à pas constant. Dans le cas des géométries de révolution, il est aisé de déterminer l'ensemble des points $M_{i,v}$ d'une couche en s'appuyant sur l'Équation 2.2. Le paramètre Δ_{passe} est défini comme étant la distance suivant l'axe \vec{Z} entre deux plans de tranchage, Équation 2.3.

$$\Delta_{passe} = Z_{i+1,v} - Z_{i,v} = Zg_{i+1} - Zg_i
 \tag{2.3}$$

Afin de générer chaque couche de la trajectoire, il est nécessaire de les discrétiser en un ensemble de points. La discrétisation effectuée est fonction d'une erreur de corde e . Le chemin de dépôt généré est visible à la Figure 2.2a.

Si la génération de chemins de dépôt via la méthode de tranchage par niveaux de Z est la méthode la plus répandue pour effectuer de la fabrication additive, elle présente certains désavantages. Ainsi, pour une pièce présentant du porte-à-faux, la cartographie de la distance locale inter-couches δ (Figure 2.2a) montre que celle-ci augmente avec le porte-à-faux, dégradant alors l'état de surface ("effet escalier"). Il peut alors être nécessaire de modifier la paramétrie de dépôt de manière à augmenter la hauteur des couches

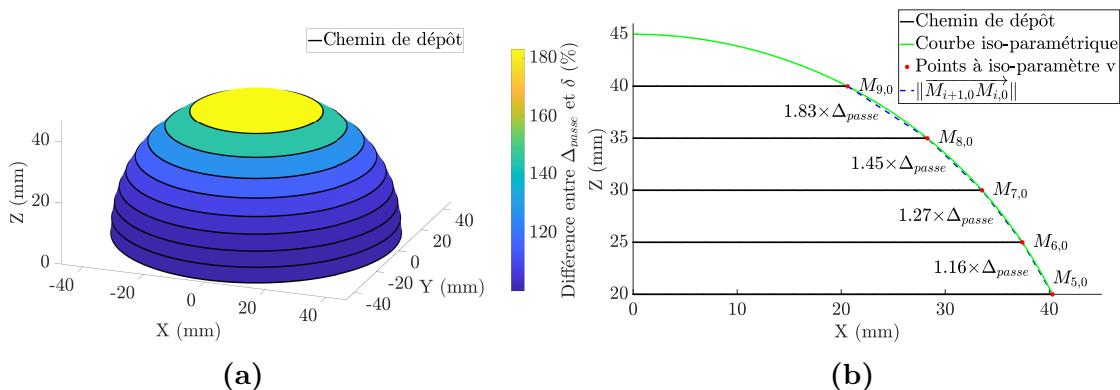


Figure 2.2 – Chemin de dépôt par tranchage par niveaux de Z. $e = 0.01$ mm.

a : Distances locales inter-couches. $\Delta_{passe} = 5$ mm.

b : Distance entre deux points à iso-paramètre $v = 0$. $\Delta_{passe} = 5$ mm.

déposées, au risque de dégrader l’homogénéité des caractéristiques mécaniques de la pièce (cf. § 1.2). De plus, une distance entre couches trop élevée peut aussi mener à des échecs de fabrication, notamment pour les technologies WAAM, lorsque la distance entre le fil et la pièce est trop importante pour la création de l’arc électrique.

Afin de diminuer l’effet escalier et les potentielles difficultés de dépôt, une diminution de la distance locale entre les couches est souhaitable. Comme cette distance est celle entre deux points à iso-paramètre v , Figure 2.2b, il est nécessaire de changer la définition du paramètre Δ_{passe} de manière à prendre en compte la distance entre ces deux points.

2.1.2 Génération de chemin de dépôt suivant les courbes iso-paramétriques

Application à une demi-sphère creuse Comme la distance locale inter-couches est égale à la distance entre deux points à iso-paramètre v pour les géométries de révolution (Figure 2.2b), la génération de chemins de dépôt à distance locale inter-couches constante passe par une définition locale du paramètre Δ_{passe} telle que ce soit la distance entre deux points à iso-paramètre v , Équation 2.4.

$$\Delta_{passe} = \|\vec{M}_{i,v} - \vec{M}_{i+1,v}\| \quad (2.4)$$

Dans le cas de la sphère, la définition du paramètre Zg_{i+1} en fonction de Zg_i et de Δ_{passe} doit ainsi respecter l’Équation 2.5. Le paramètre Zg_{i+1} peut ainsi être calculé analytiquement (Équation 2.6) en conservant la solution positive de l’équation du second degré décrite à l’Équation 2.5. Le chemin de dépôt généré suivant les courbes iso-paramétriques est présenté à la Figure 2.3.

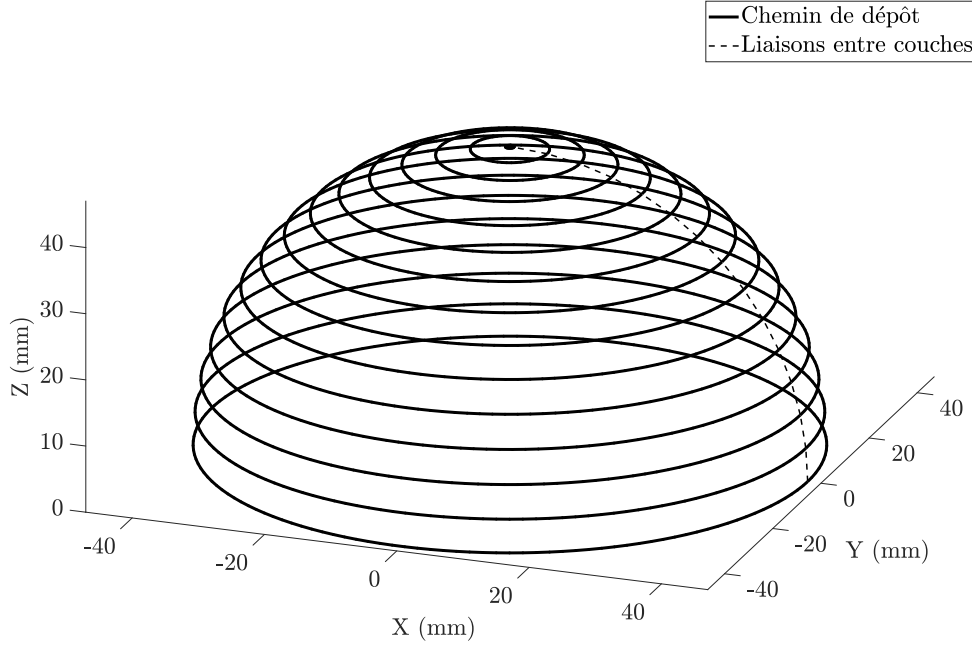


Figure 2.3 – Chemin de dépôt généré suivant les courbes iso-paramétriques.
 $\Delta_{passe} = 5 \text{ mm}$, $e = 0.01 \text{ mm}$.

$$\Delta_{passe} = \|\overrightarrow{M_{i+1,v}M_{i,v}}\| = \sqrt{(X_{i+1,v} - X_{i,v})^2 + (Y_{i+1,v} - Y_{i,v})^2 + (Z_{i+1,v} - Z_{i,v})^2}$$

$$\begin{aligned} \Delta_{passe}^2 = & \left(\sqrt{R_s^2 - Zg_{i+1}^2} \cdot \sin v - \sqrt{R_s^2 - Zg_i^2} \cdot \sin v \right)^2 + \\ & \left(\sqrt{R_s^2 - Zg_{i+1}^2} \cdot \cos v - \sqrt{R_s^2 - Zg_i^2} \cdot \cos v \right)^2 + \\ & (Zg_{i+1} - Zg_i)^2 \end{aligned} \quad (2.5)$$

$$Zg_{i+1} = Zg_i \cdot \left(1 - \frac{\Delta_{passe}^2}{2 \cdot R_s^2} \right) + \Delta_{passe} \cdot \sqrt{\left(1 - \frac{\Delta_{passe}^2}{4 \cdot R_s^2} \right) \cdot \left(1 - \frac{Zg_i^2}{R_s^2} \right)} \quad (2.6)$$

Le chemin de dépôt ainsi généré a une distance locale inter-couches constante et égale au paramètre Δ_{passe} , ce qui permet de réduire "l'effet escalier" tout en permettant la conservation d'une paramétrie de dépôt identique pendant toute la fabrication de la pièce.

Généralisation La généralisation de cette méthode nécessite l'équation $A_i = f(Zg_i)$ régissant la variation du rayon du profil le long de la courbe guide. Cette équation est de la même forme que celle de la courbe à iso-paramètre v . Ainsi, si la résolution analytique n'est pas possible, la distance entre deux points à iso-paramètre v peut être assimilée à l'abscisse curviligne s_i de la courbe $A_i = f(Zg_i)$ si $\Delta_{passe} \ll \max(Zg_i)$, Équation 2.7. La génération de chemins de dépôt peut alors se faire de manière numérique. En considérant l'exemple de la demi-sphère creuse, l'écart moyen entre la distance réelle inter-couches et Δ_{passe} est de l'ordre de 0.06% pour $\Delta_{passe} = 5 \text{ mm}$ et de 0.05% pour $\Delta_{passe} = 1 \text{ mm}$ pour une trajectoire générée de manière numérique.

$$s_i = \int_{Zg_i}^{Zg_{i+1}} \frac{dA_i}{dZg_i} dz \quad (2.7)$$

Il est alors possible de générer un chemin de dépôt à distance locale inter-couches constante pour des géométries de type tuyère, dont la courbe iso-paramétrique est définie à l'Équation 2.8 [153], Figure 2.4.

$$\begin{aligned}
 A_i &= \sqrt{(Zg_i - \theta) \cdot 2 \cdot \rho} \\
 &\text{pour } Zg_i \in [0; 96.5] \\
 &\quad \rho = -10 \\
 &\quad \theta = 100 \\
 &\text{pour } Zg_i \in]96.5; 128] \\
 &\quad \rho = 3 \\
 &\quad \theta = 85
 \end{aligned}
 \tag{2.8}$$

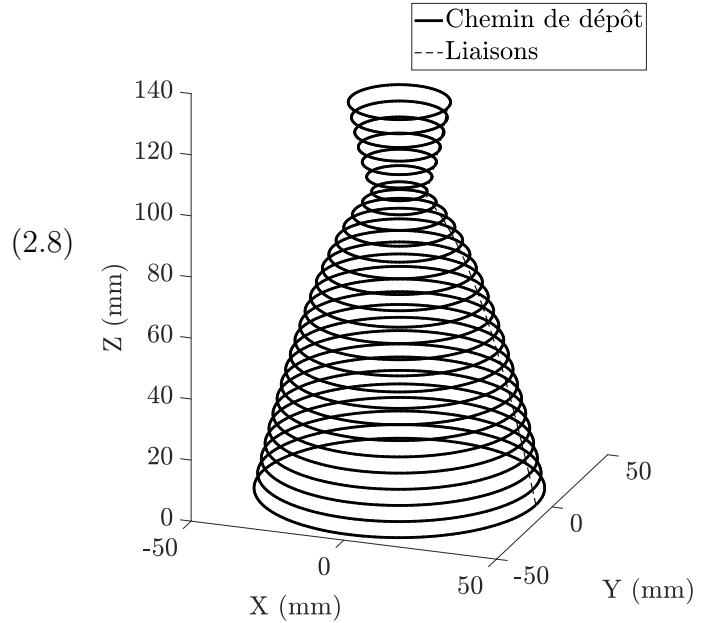


Figure 2.4 – Chemin de dépôt : Tuyère.
 $\Delta_{\text{passe}} = 5 \text{ mm}$, $e = 0.01 \text{ mm}$.

Remarque Afin de générer un chemin de dépôt pour des géométries de révolution, une paramétrisation utilisant des coordonnées sphériques peut être utilisée. Dans le cas de la sphère, la coordonnée Zg_i de la courbe guide peut être remplacée par $Zg_i = R_s \cdot \sin u$. Ainsi, les coordonnées de l'ensemble des points $M_{i,v}$ sont exprimées en fonction des paramètres u et v selon la convention rayon, longitude, latitude, Équation 2.9.

$$\begin{aligned}
 X_{u,v} &= R_s \cdot \cos u \cdot \cos v \\
 Y_{u,v} &= R_s \cdot \cos u \cdot \sin v \\
 Z_{u,v} &= R_s \cdot \sin u
 \end{aligned}
 \tag{2.9}$$

2.2 Génération analytique de chemins de dépôt : application aux tubulures toriques

Contrairement aux géométries de révolution, les tubulures toriques sont définies à partir d'une courbe guide circulaire. Le profil est quant à lui circulaire à rayon constant. Ainsi, il est possible d'exprimer l'équation de la courbe guide dans l'espace cartésien en fonction d'un paramètre u , Équation 2.10. Les coordonnées cartésiennes définissant le tore sont celles décrites à l'Équation 2.11, Figure 2.5.

Il est ainsi possible de définir analytiquement le chemin de dépôt pour la fabrication additive. Dans un premier temps, la génération de chemins de dépôt avec un ensemble

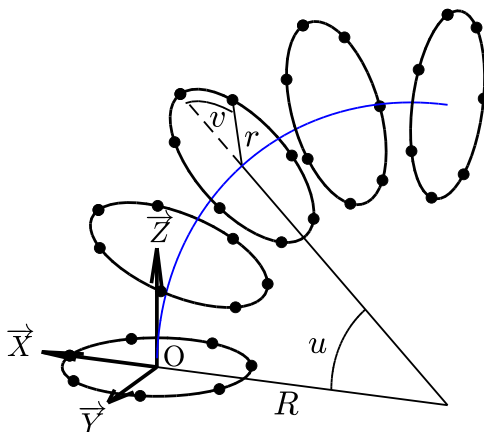


Figure 2.5 – Paramétrisation mathématique d'un tore.

de couches planes sera détaillée et analysée au paragraphe 2.2.1. Puis, un algorithme de génération de chemins de dépôt non plans sera présenté pour pallier aux problématiques inhérentes aux chemins de dépôt plans, paragraphe 2.2.2. Enfin, le paragraphe 2.2.3 présentera des application avec des substrats non plans.

$$\begin{aligned}
 Xg_u &= R \cdot \cos u - R \\
 Yg_u &= 0 \\
 Zg_u &= R \cdot \sin u \\
 u &\in [0; 2\pi]
 \end{aligned}
 \tag{2.10}$$

$$\begin{aligned}
 X_{u,v} &= (R + r \cdot \cos v) \cdot \cos u - R \\
 Y_{u,v} &= r \cdot \sin v \\
 Z_{u,v} &= (R + r \cdot \cos v) \cdot \sin u \\
 v &\in [0; 2\pi]
 \end{aligned}
 \tag{2.11}$$

2.2.1 Chemins de dépôt plans

Tranchage par niveaux de Z à pas constant Le tranchage par niveaux de Z à pas constant est la méthode la plus répandue permettant de générer un chemin de dépôt pour la fabrication additive (cf. § 1.3). Le paramètre Δ_{passe} est alors défini de la même manière que pour les géométries de révolution, Équation 2.3. La coordonnée Z_{u_n, v_i} de chaque point du chemin de dépôt est donc imposée pour chaque couche n , Équation 2.12. À partir de cette contrainte, il est possible de calculer le paramètre $u_{n, i}$ de chaque point M_{u_n, v_i} , Équation 2.13.

$$Z_{u_n, v_i} = n \cdot \Delta_{passe} = (R + r \cdot \cos v_i) \cdot \sin u_{n, i}
 \tag{2.12}$$

$$u_{n, i} = \arcsin \frac{n \cdot \Delta_{passe}}{R + r \cdot \cos v_i}
 \tag{2.13}$$

$n \in [1; N]$: Couche considérée

$N = \lfloor \frac{\max Z_{u,v}}{\Delta_{passe}} \rfloor$: Nombre de couches

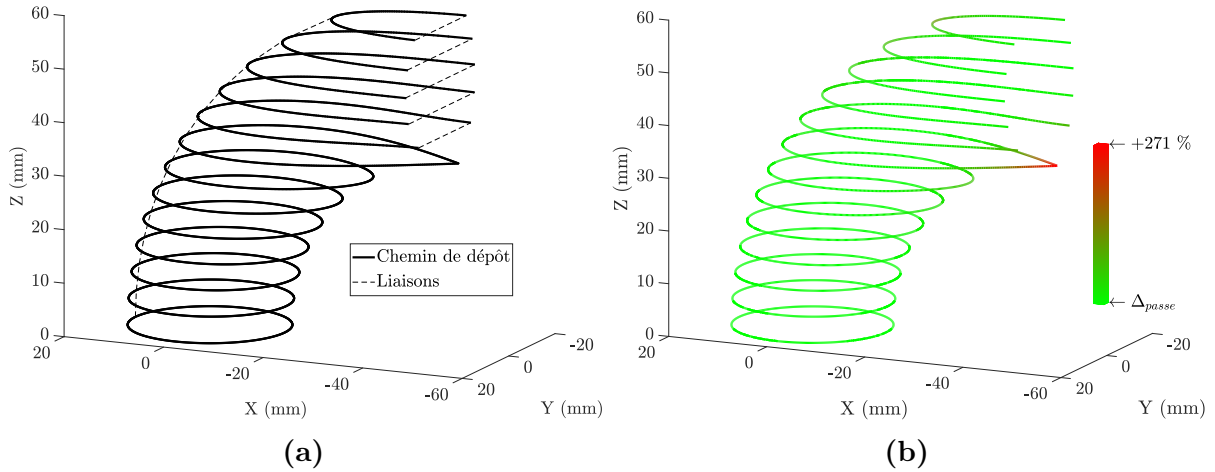


Figure 2.6 – Chemin de dépôt : tranchage par niveaux de Z.
a : Chemin de dépôt, $\Delta_{passe} = 5$ mm. b : Distances locales inter-couches.

L'ensemble des points du chemin de dépôt sont alors déterminés par l'Équation 2.14.

$$\begin{aligned}
 X_{u_n, v_i} &= (R + r \cdot \cos v_i) \cdot \cos \left(\arcsin \frac{n \cdot \Delta_{passe}}{R + r \cdot \cos v_i} \right) - R \\
 Y_{u_n, v_i} &= r \cdot \sin v_i \\
 Z_{u_n, v_i} &= n \cdot \Delta_{passe}
 \end{aligned}
 \tag{2.14}$$

Dans toute la suite de ce Chapitre 2.2, seul un quart de tore sera considéré. Les paramètres associés sont les suivants : $u \in [0; \pi/2]$ et $v \in [0; 2\pi]$, $R = 50$ mm et $r = 15$ mm.

Le chemin de dépôt généré par tranchage par niveaux de Z est visible à la Figure 2.6a. Ce chemin de dépôt présente les mêmes inconvénients que celui proposé pour les pièces de révolution, avec une distance locale entre les couches augmentant très fortement dans les zones de porte-à-faux, Figure 2.6b.

En plus d'avoir des distances entre couches hétérogènes, et donc les mêmes problématiques que pour les géométries de révolution, le chemin de dépôt obtenu par tranchage par niveaux de Z présente l'inconvénient majeur d'avoir certaines portions de couche qui ne sont pas directement situées au dessus d'une autre couche s'il est exécuté sur une machine 3 axes. Ainsi, le matériau en cours de dépôt ne pourra pas s'appuyer sur la couche précédente et le risque d'effondrement de la pièce en cours de fabrication sera d'autant plus important.

L'introduction de trajectoires multi-axes permet alors de pallier à ce problème grâce à la présence permanente d'une couche précédemment déposée sous le point de dépôt.

Tranchage perpendiculaire à la courbe guide Une manière proposée dans la littérature (§ 1.3.2) permettant de générer des chemins de dépôt multi-axes pour des tubulures est un tranchage avec des plans perpendiculaires à la courbe guide. Le paramètre Δ_{passe} est alors défini comme étant la distance entre deux points Mg_u de la courbe guide. Le

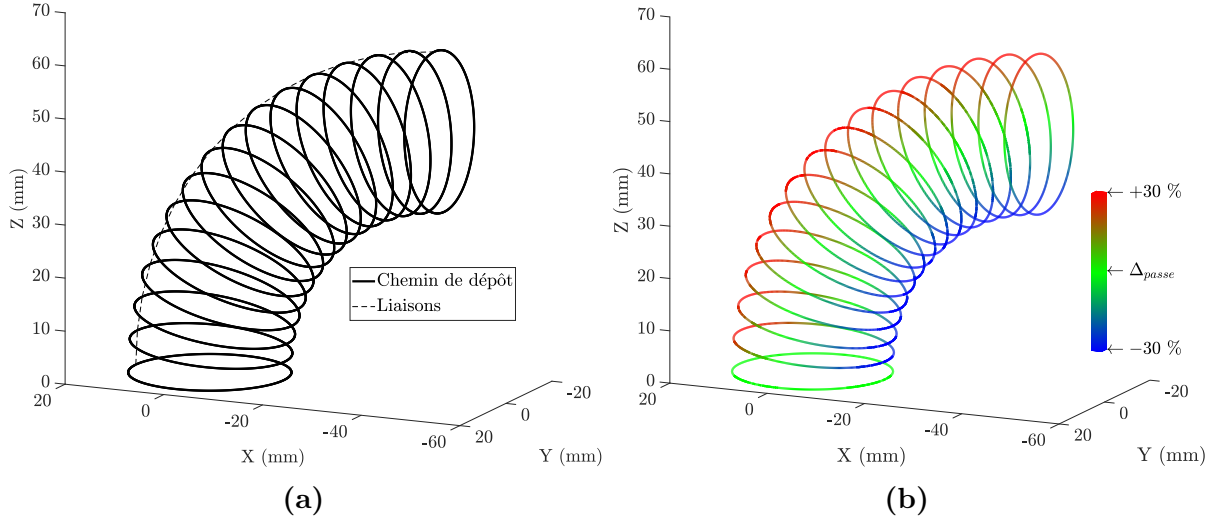


Figure 2.7 – Chemin de dépôt : tranchage perpendiculaire à la courbe guide.
a : Chemin de dépôt, $\Delta_{passe} = 5$ mm. b : Distances locales inter-couches.

paramètre u est ainsi imposé lors de la génération de chaque couche, Équation 2.15.

$$\begin{aligned}
 \Delta_{passe} &= \|\overrightarrow{Mg_{u_n} Mg_{u_{n+1}}}\| \\
 &\Leftrightarrow \\
 \Delta_{passe}^2 &= (R \cos(u_{n+1}) - R \cos(u_n))^2 + (R \sin(u_{n+1}) - R \sin(u_n))^2 \\
 &\Leftrightarrow \\
 u_{n+1} &= u_n + \arccos\left(1 - \frac{\Delta_{passe}^2}{2R^2}\right)
 \end{aligned} \tag{2.15}$$

Le chemin de dépôt ainsi généré est présenté à la Figure 2.7a et la cartographie des distances locales inter-couches à la Figure 2.7b.

Si l'introduction de chemins de dépôt multi-axes par tranchage perpendiculaire à la courbe guide permet de diminuer les distances locales inter-couches, la variation de ces dernières est importante tout le long du chemin de dépôt. En plus du risque d'avoir des caractéristiques mécaniques du matériau variant tout le long de la pièce fabriquée, le paramètre influençant le plus la variation de la hauteur de couche étant la vitesse d'avance (cf. § 1.2.2), le chemin de dépôt ainsi généré impose des variations de la vitesse d'avance durant toute la durée de fabrication. Ces variations de vitesse peuvent alors affecter la fabrication, en introduisant de potentielles vibrations et défauts de suivi de trajectoire dus aux accélérations / jerks des différents axes sollicités.

Des difficultés de dépôt peuvent aussi apparaître dans les zones nécessitant des hauteurs de couches plus conséquentes. Ces difficultés de dépôt peuvent non seulement être liées à la distance électrode/pièce ou à la distance de focalisation du laser dans le cadre de fabrication additive DED métallique, mais aussi à la hauteur de cordon maximale pouvant être déposée par le procédé envisagé. Il peut être alors intéressant d'utiliser des chemins de dépôt ayant une plus faible amplitude de variation de distance locale inter-couches.

2.2.2 Chemins de dépôt non plans

Afin de diminuer la variation de distance locale inter-couches le long du chemin de dépôt, une méthode de génération de chemins de dépôt non plans est proposée. Cette

méthode se base sur la même définition de Δ_{passe} que celle proposée au § 2.1.2, soit la distance entre deux points à iso-paramètre v . Il est ainsi possible de définir le paramètre u en chaque point du chemin de dépôt, Équation 2.16. Cependant, afin de générer le chemin de dépôt, chaque couche doit comporter le même nombre de points. La discrétisation est donc commune à chaque couche, et n'est donc plus fonction d'une erreur de corde maximale admissible e .

$$\begin{aligned}
 \Delta_{passe} &= \|\overrightarrow{M_{u_n,i,v_i} M_{u_{n+1,i},v_i}}\| \\
 &\Leftrightarrow \\
 \Delta_{passe}^2 &= (R + r \cdot \cos v_i)^2 \cdot \left((\cos(u_{n+1,i}) - \cos(u_{n,i}))^2 + (\sin(u_{n+1,i}) - \sin(u_{n,i}))^2 \right) \\
 &\Leftrightarrow \\
 u_{n+1,i} &= u_{n,i} + \arccos \left(1 - \frac{\Delta_{passe}^2}{2(R + r \cos(v_i))^2} \right)
 \end{aligned} \tag{2.16}$$

Le chemin de dépôt ainsi que la cartographie des distances locales inter-couches sont présentés à la Figure 2.8. Un ensemble de couches non planes présentant une unique diminution de la distance locale inter-couches est observé. La variation globale de cette distance (46%) est inférieure à celle rencontrée pour le chemin de dépôt par tranchage perpendiculaire à la courbe guide (60%), même si localement plus importante (-46% contre -30%).

La localisation du pic de diminution de la distance locale inter-couches s'explique par le fait que le point M_{u_n,i,v_i} de la couche inférieure n'est pas toujours le point le plus proche du point $M_{u_{n+1,i},v_i}$ de la couche considérée, Figure 2.8a.

Ainsi, même si localement la distance locale inter-couches est inférieure à celle rencontrée pour la trajectoire précédente, l'utilisation de ce type de chemin de dépôt permet une minimisation des variations de paramétrie de dépôt, permettant ainsi des caractéristiques mécaniques plus uniformes dans la pièce finie. Si la paramétrie de dépôt utilisée se place dans la fourchette haute des hauteurs de cordon réalisables, une unique diminution de

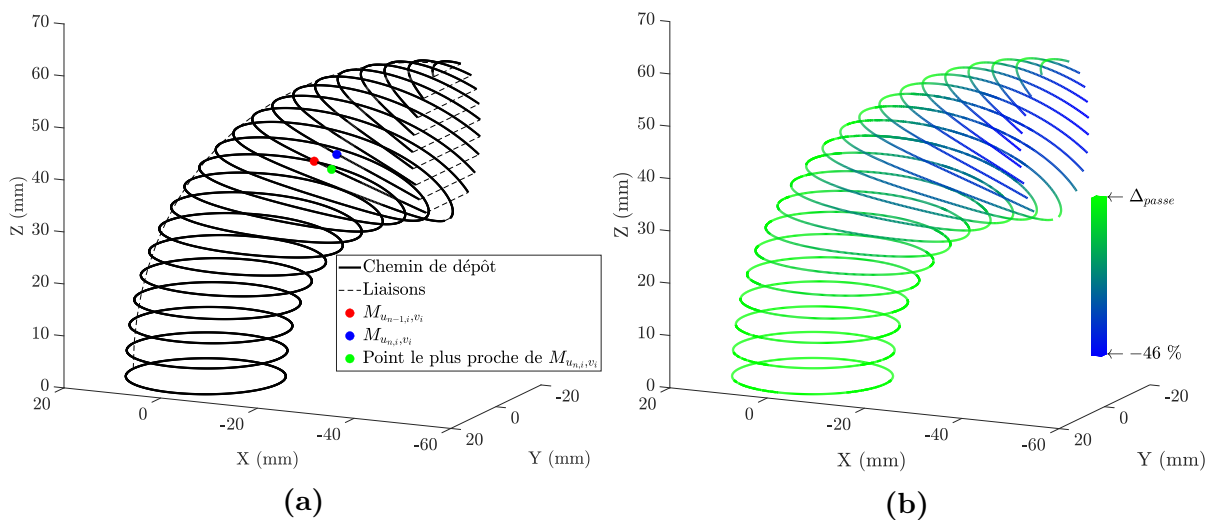


Figure 2.8 – Chemin de dépôt : non plan.

a : Chemin de dépôt, $\Delta_{passe} = 5$ mm. b : Distances locales inter-couches.

la distance locale inter-couches permettra le dépôt de matière, tout en minimisant les risques de rupture de dépôt dus à une distance pièce/dispositif de dépôt trop importante. Cependant comme la largeur et la hauteur du cordon déposé ne varient pas toujours de manière proportionnelle (cf. § 1.2.2), le paramètre Δ_{passe} devra être paramétré de telle sorte que la largeur de cordon soit respectée au mieux durant toute la fabrication de la pièce.

En plus de diminuer la variation de distance locale inter-couches le long de la géométrie, la définition locale du paramètre Δ_{passe} permet de définir une couche n à partir d'une couche $n - 1$ non plane. Il est alors possible de générer un chemin de dépôt non plan pour des tubulures à parois minces en porte-à-faux, le tout à partir de substrats non plans.

2.2.3 Cas des substrats non plans

La fabrication additive peut être utilisée dans le but d'allonger le cycle de vie de certaines pièces, soit en permettant leur réparation, soit par ajout de fonctions. Afin de réaliser l'ajout de matière requise pour ces opérations, il est nécessaire de générer la trajectoire de fabrication adéquate, et ce pour des pièces ayant des formes diverses et variées. Comme la génération de chemins de dépôt présentée dans la partie précédente permet le calcul d'une couche n à partir d'une couche $n - 1$ non plane, la génération de chemins de dépôt non plans est donc particulièrement bien adaptée dans le cas des substrats non plans.

L'étude portera sur l'ajout d'une entité torique à un cylindre de section circulaire de rayon $R_c = 32$ mm pré-existant, Figure 2.9. La première couche sur laquelle se base l'ensemble du chemin de dépôt est la courbe intersection entre la surface du substrat et la pièce à fabriquer. Les coordonnées de cette courbe doivent donc respecter les équations des deux surfaces (substrat et entité). L'Équation 2.17 permet de déterminer l'ensemble des paramètres u_0 de cette première couche. L'égalité entre les coordonnées $X_{cylindre}, Z_{cylindre}$ du cylindre et les coordonnées $X_{u_0,i,v_i}, Z_{u_0,i,v_i}$ du tore donne la relation entre $u_{cylindre}$ et u_0 , Équation 2.18. Les coordonnées cartésiennes de la courbe intersection sont alors calculées à partir de l'Équation 2.19. L'ensemble des paramètres $u_{n,i}$ nécessaires pour la génération de la trajectoire de dépôt sont ensuite calculés à partir de l'Équation 2.16. Le chemin de dépôt généré pour deux orientations différentes est visible aux Figure 2.10 et 2.11.

Tout comme pour le chemin de dépôt généré à partir d'un substrat plan, celui à partir d'un substrat non plan admet une variation de la distance locale inter-couches uniquement à la baisse.

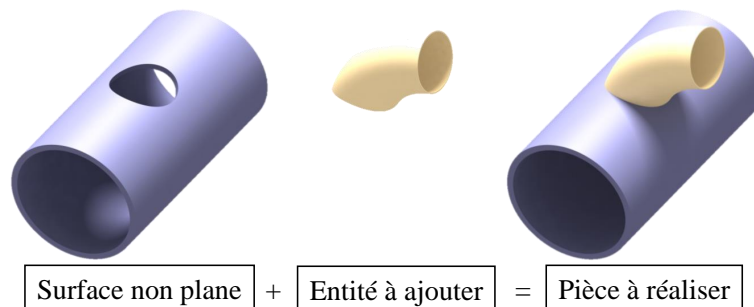


Figure 2.9 – Fabrication à partir de substrats non plans : illustration du cas d'étude.

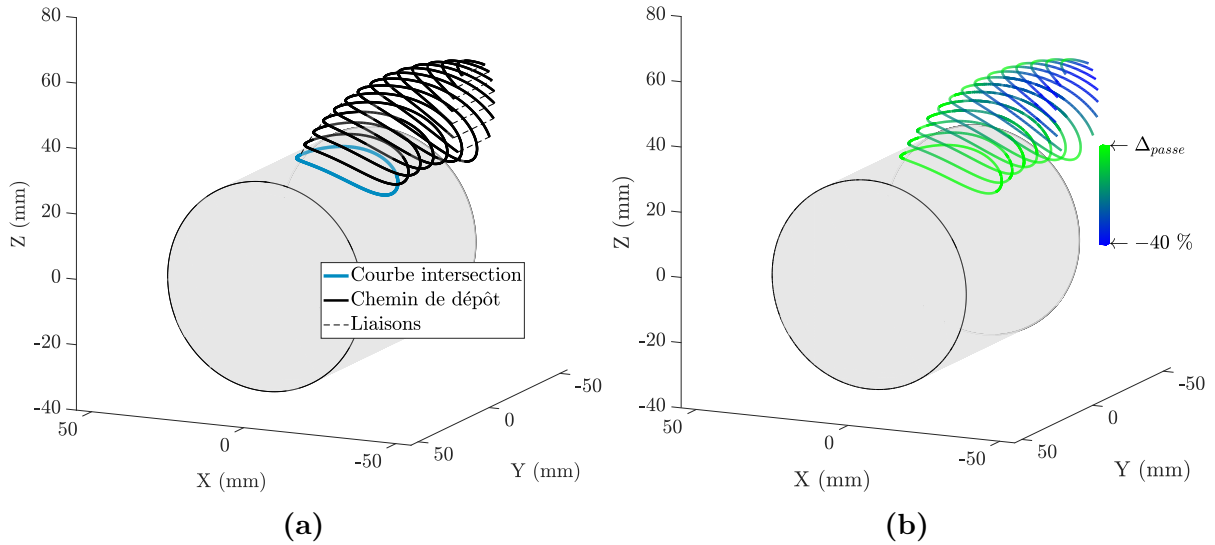


Figure 2.10 – Chemin de dépôt : cas des substrats non plans.
a : Chemin de dépôt, $\Delta_{passe} = 5$ mm. b : Distances locales inter-couches.

$$\begin{aligned}
 X_{u_0,i,v_i}^2 + Z_{u_0,i,v_i}^2 &= R_c^2 \\
 \Leftrightarrow \\
 ((R + r \cos v_i) \cos u_{0,i} - R)^2 + (R + r \cos v_i)^2 \sin^2 u_{0,i} &= R_c^2 \\
 \Leftrightarrow \\
 u_{0,i} &= \arccos \left(\frac{R^2 - R_c^2 + (R + r \cos v_i)^2}{2R(R + r \cos v_i)} \right)
 \end{aligned} \tag{2.17}$$

$$\begin{aligned}
 X_{cylindre,i} &= R_c \cos(u_{cylindre,i}) = (R + r \cos v_i) \cos u_{0,i} - R \\
 Z_{cylindre,i} &= R_c \sin(u_{cylindre,i}) = (R + r \cos v_i) \sin u_{0,i} \\
 \Leftrightarrow \\
 u_{cylindre,i} &= \text{atan2}((R + r \cos v_i) \sin u_{0,i}, (R + r \cos v_i) \cos u_{0,i} - R)
 \end{aligned} \tag{2.18}$$

$$\begin{aligned}
 X_{courbe_{u_0,i,v_i}} &= R_c \cos(u_{cylindre,i}) \\
 Y_{courbe_{u_0,i,v_i}} &= r \sin v_i \\
 Z_{courbe_{u_0,i,v_i}} &= R_c \sin(u_{cylindre,i})
 \end{aligned} \tag{2.19}$$

Remarque S'il n'est pas possible ou trop complexe de déterminer analytiquement la courbe intersection entre l'entité à ajouter et le substrat, il est possible d'utiliser des points de la courbe intersection, issus d'un modèle CAO par exemple, et de calculer les paramètres u_0 et v correspondants à partir de l'équation du tore.

La définition locale du paramètre Δ_{passe} tel que $\Delta_{passe} = \|\overrightarrow{M_{u_{n+1},v_i} M_{u_n,v_i}}\|$ permet de générer des chemins de dépôt non plans réduisant la variation de distance locale inter-couches pour des substrats plans et non plans. Cependant, il subsiste une variation de la distance locale inter-couches pouvant affecter les conditions de production et/ou les caractéristiques mécaniques de la pièce finie.

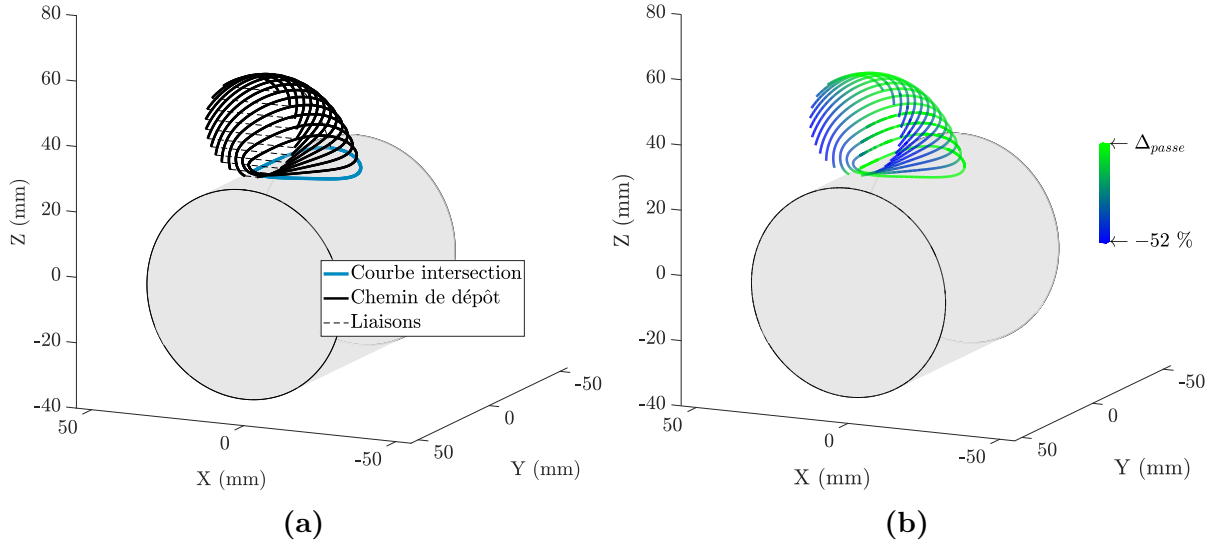


Figure 2.11 – Chemin de dépôt : cas des substrats non plans, 2^{de} orientation.
 a : Chemin de dépôt, $\Delta_{passe} = 5$ mm. b : Distances locales inter-couches.

2.3 Génération numérique de chemins de dépôt : généralisation

Des algorithmes de génération de chemins de dépôt à partir des équations paramétriques de la surface pour des tubulaires toriques ont précédemment été présentés. Si ces équations sont inversibles analytiquement de manière à calculer chaque paramètre $u_{n+1,i}$ en fonction de $u_{n,i}$, il subsiste une variation de la distance locale inter-couches.

Cette partie du manuscrit présente des algorithmes numériques de génération de chemins de dépôt permettant d'obtenir une distance locale inter-couches uniforme, appliqués à l'exemple du quart de tore. Une généralisation de la génération de chemins de dépôt non plans pour des géométries tubulaires sera ensuite proposée.

2.3.1 Chemins de dépôt à distance locale inter-couches constante

Comme la distance entre deux points à iso-paramètre v n'est pas toujours la distance minimale entre deux couches consécutives (Figure 2.8b), un algorithme d'optimisation numérique est utilisé pour calculer chaque paramètre $u_{n,i}$ (à partir de la 2^{de} couche) de manière à minimiser la différence entre la distance locale inter-couches δ et Δ_{passe} (fonction objectif Φ décrite à l'Équation 2.20) tout en respectant la contrainte définie à l'Équation 2.21, permettant de générer le chemin de dépôt dans la bonne direction.

$$\Phi(u_{n,i}, \Delta_{passe}) = (\delta_{n,i} - \Delta_{passe})^2$$

$$\delta_{n,i} = \min_{j \in \llbracket 1; p_{n-1} - 1 \rrbracket} \left(\frac{\| \overrightarrow{M_{u_{n,i}, v_i} M_{u_{n-1,j}, v_j}} \wedge \overrightarrow{M_{u_{n-1,j}, v_j} M_{u_{n-1,j+1}, v_{j+1}}} \|}{\| \overrightarrow{M_{u_{n-1,j}, v_j} M_{u_{n-1,j+1}, v_{j+1}}} \|} \right) \quad (2.20)$$

p_{n-1} : nombre de points de la couche $n - 1$

$$\underline{\Psi} = u_{n-1,i} - u_{n,i} \quad (2.21)$$

Afin que la distance calculée à l'Équation 2.20 corresponde bien à la distance minimale entre le point $M_{u_{n,i}, v_i}$ et la couche inférieure, il est vérifié que le projeté du point $M_{u_{n,i}, v_i}$

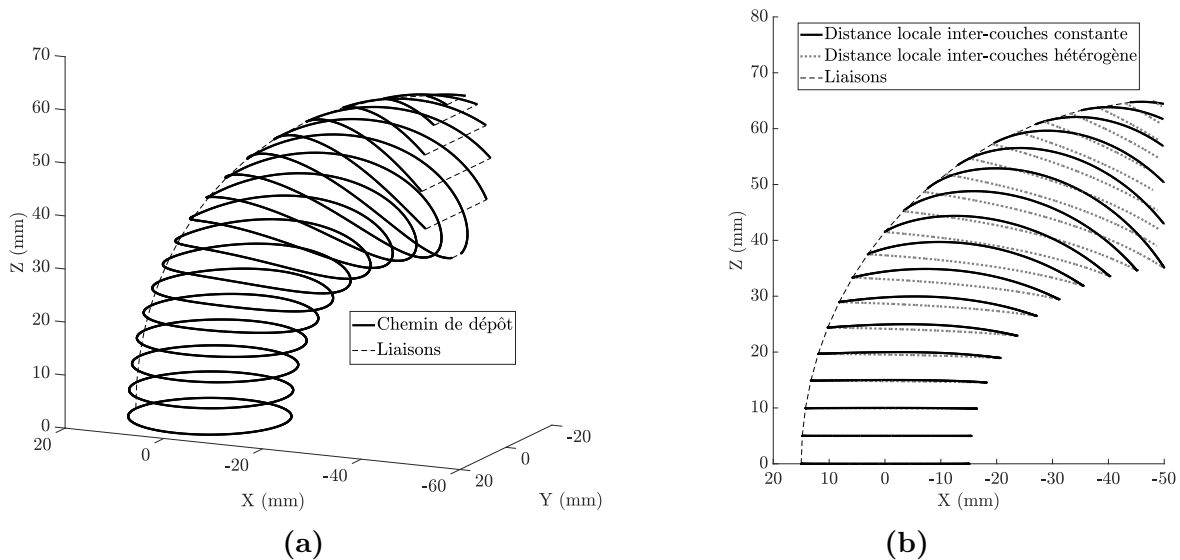


Figure 2.12 – Chemin de dépôt à distance locale inter-couches constante : substrats plans.

a : Chemin de dépôt, $\Delta_{\text{passe}} = 5$ mm. b : Comparaison de chemins de dépôt.

sur la droite considérée se situe sur le segment $[M_{u_{n-1},j,v_j}, M_{u_{n-1},j+1,v_{j+1}}]$.

L'algorithme d'optimisation numérique utilisé repose sur la méthode des points intérieurs via la fonction Matlab "fmincon" avec les réglages suivants :

- Nombre d'itérations maximal : 1000 (jamais atteint),
- Tolérance de fin sur la valeur de la fonction objectif : 1.10^{-4} ,
- Tolérance de fin sur la valeur de la variable d'optimisation : 1.10^{-4} .

La génération de chemins de dépôt ne s'appuyant plus sur la distance entre deux points à iso-paramètre v , le nombre de points par couche n'est plus nécessairement identique et peut alors être conditionné par une erreur de corde maximale admissible. En revanche, les trajectoires générées l'ont été avec une discrétisation par couche fixe, et donc une erreur de corde maximale admissible variable.

Le résultat obtenu est visible à la Figure 2.12. Comme la première couche est inchangée lors de la génération du chemin de dépôt à distance locale inter-couches constante, il est possible d'appliquer le même algorithme pour générer le chemin de dépôt à partir de substrats non plans, Figure 2.13.

En plus de permettre une distance locale inter-couches constante égale au paramètre Δ_{passe} , le nombre de couches à déposer est diminué par rapport à un chemin de dépôt généré analytiquement, Figures 2.12b et 2.13b. Ainsi, en plus de permettre l'utilisation d'une paramétrie de dépôt identique durant toute la fabrication, le chemin de dépôt à distance locale inter-couches constante permet de diminuer le temps de fabrication en diminuant le nombre de couches à déposer.

Cependant, ce chemin de dépôt admet une discontinuité en tangence sur pratiquement toutes les couches, Figure 2.14. La fabrication risque alors d'engendrer des ralentissements au niveau du passage du point de discontinuité ainsi que de fortes accélérations de la part de la machine pour suivre au mieux le chemin de dépôt, augmentant ainsi le risque de vibrations, de défauts de suivi de trajectoire, ou le risque de centrifuger le dépôt si celui-ci n'est pas correctement solidifié.

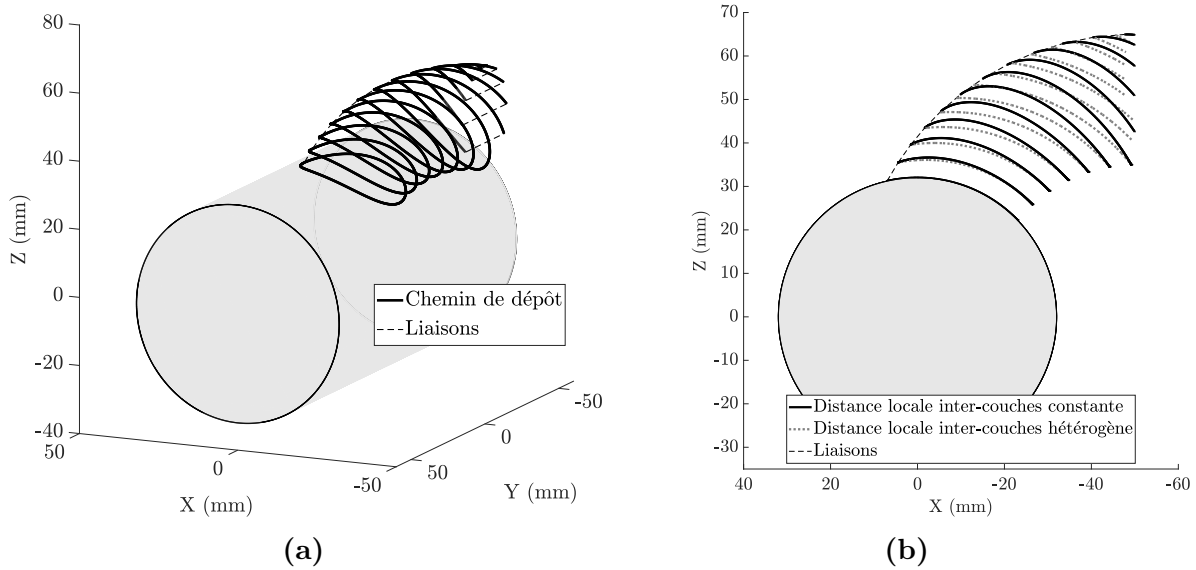


Figure 2.13 – Chemin de dépôt à distance locale inter-couches constante : substrats non plans.

a : Chemin de dépôt, $\Delta_{\text{passe}} = 5$ mm. b : Comparaison de chemins de dépôt.

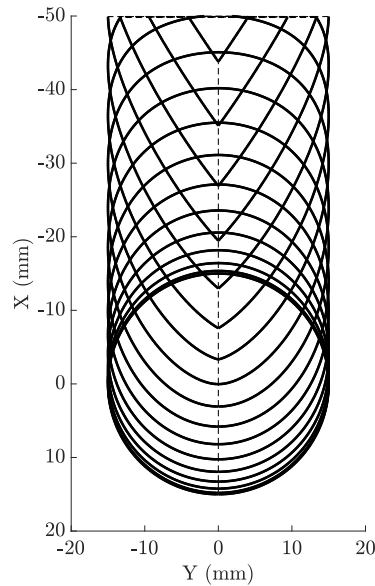


Figure 2.14 – Discontinuité en tangence du chemin de dépôt.

2.3.2 Généralisation aux tubulaires quelconques

Comme la génération de chemins de dépôt à distance locale inter-couches constante s'appuie sur un algorithme d'optimisation numérique, il est possible de généraliser cette méthode pour les tubulaires quelconques.

En s'appuyant sur la description mathématique de la tubulure, Équation 2.1 (page 36), considérons une courbe guide paramétrée de classe \mathbb{C}^2 , Équation 2.22, parcourue par un profil circulaire de rayon A_t pouvant varier, Équation 2.23.

$$\begin{aligned}
 Xg_t &= Xg(t) \\
 Yg_t &= Yg(t) \\
 Zg_t &= Zg(t)
 \end{aligned} \tag{2.22}$$

$$A_t = A(t) \tag{2.23}$$

Il est alors possible de définir les vecteurs tangents $\overrightarrow{Tg_t}$, normaux $\overrightarrow{Ng_t}$ et binormaux $\overrightarrow{Bg_t}$ de la courbe guide en chaque point Mg_t , Équation 2.24. L'ensemble des points $M_{n,v}$ du tube dépendent alors des paramètres t et v , Équation 2.25.

$$\begin{aligned}
 \overrightarrow{Tg_t} &= [Xg'(t), Yg'(t), Zg'(t)]_{Pièce} \\
 \overrightarrow{Tg_t'} &= [Xg''(t), Yg''(t), Zg''(t)]_{Pièce} \\
 \overrightarrow{Tg_t} &= \frac{\overrightarrow{Tg_t}}{\|\overrightarrow{Tg_t}\|} \\
 \overrightarrow{Bg_t} &= \frac{\overrightarrow{Tg_t} \wedge \overrightarrow{Tg_t'}}{\|\overrightarrow{Tg_t} \wedge \overrightarrow{Tg_t'}\|} \\
 \overrightarrow{Ng_t} &= \overrightarrow{Bg_t} \wedge \overrightarrow{Tg_t}
 \end{aligned} \tag{2.24}$$

$$\begin{aligned}
 X_{t,v} &= Xg(t) + A(t) \cdot (Ng_x(t) \cdot \cos v + Bg_x(t) \cdot \sin v) \\
 Y_{t,v} &= Yg(t) + A(t) \cdot (Ng_y(t) \cdot \cos v + Bg_y(t) \cdot \sin v) \\
 Z_{t,v} &= Zg(t) + A(t) \cdot (Ng_z(t) \cdot \cos v + Bg_z(t) \cdot \sin v)
 \end{aligned} \tag{2.25}$$

$$\begin{aligned}
 [Ng_x(t), Ng_y(t), Ng_z(t)]_{Pièce} &: \text{Coordonnées du vecteur } \overrightarrow{Ng_t} \\
 [Bg_x(t), Bg_y(t), Bg_z(t)]_{Pièce} &: \text{Coordonnées du vecteur } \overrightarrow{Bg_t}
 \end{aligned}$$

A l'instar de ce qui a été présenté dans la Section 2.3.1, il est possible d'optimiser numériquement le paramètre t de manière à obtenir un chemin de dépôt à distance locale inter-couches constante. La fonction objectif est ainsi identique à celle présentée à l'Équation 2.20.

Afin de générer le chemin de dépôt dans la bonne direction, la fonction contrainte utilisée se base sur une comparaison d'abscisse curviligne. En effet, si l'on considère l'abscisse curviligne s_t (Équation 2.26) au point Mg_t , point de la courbe guide associé au point $M_{t,v}$ et l'abscisse curviligne s_{t-1} au point Mg_{t-1} , point de la courbe guide associé au point le plus proche de $M_{t,v}$ situé sur la couche inférieure, alors s_t doit être supérieur à s_{t-1} . La fonction contrainte utilisée est décrite à l'Équation 2.27.

$$s_t = \int_{t_{min}}^t \sqrt{Xg'(\tilde{t})^2 + Yg'(\tilde{t})^2 + Zg'(\tilde{t})^2} d\tilde{t} \tag{2.26}$$

$$\underline{\Psi} = s_{t-1} - s_t \tag{2.27}$$

L'application de cette méthode de génération de chemins de dépôt au quart de tore utilise les équations paramétriques de la surface détaillées à l'Équation 2.28 et le résultat

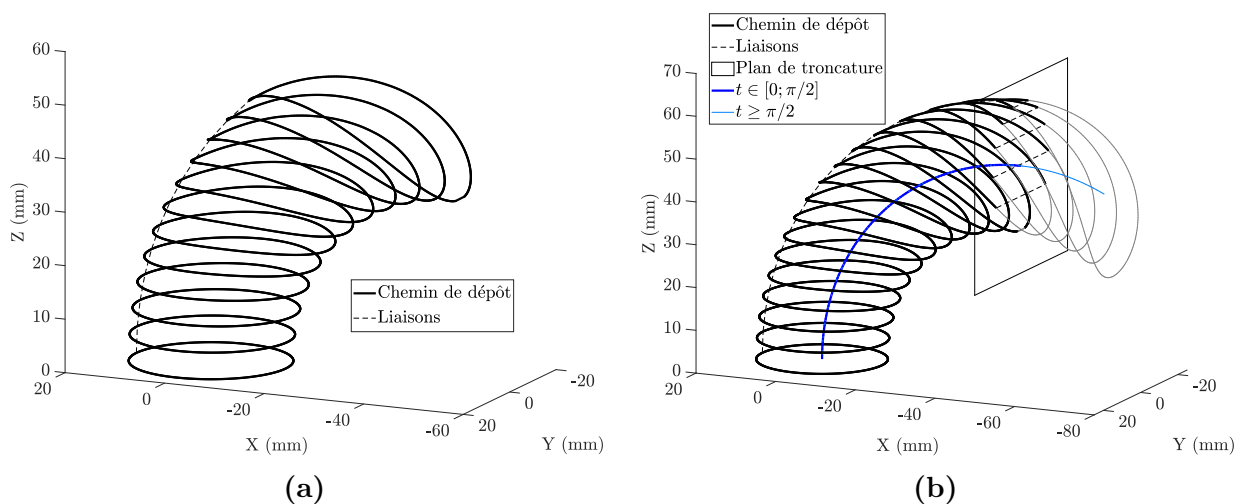


Figure 2.15 – Chemin de dépôt généralisé : cas du quart de tore. $\Delta_{\text{passe}} = 5$ mm. a : Chemin de dépôt : $t \in [0; \pi/2]$. b : Chemin de dépôt tronqué : $\max(t) \geq \pi/2$.

est visible à la Figure 2.15a. L'algorithme de génération de chemins de dépôt ne pouvant générer que des couches continues, le chemin de dépôt généré est incomplet car l'abscisse curviligne maximale est atteinte lors de la génération de la dernière couche. Il est donc nécessaire de définir la courbe guide tel que le paramètre t minimal de la dernière couche générée soit supérieur ou égal à $\pi/2$, et de tronquer le chemin de dépôt avec un plan muni d'une normale extérieure matière de manière à ce que $\overrightarrow{M_{t,v}} H_{t,v} \cdot \vec{p} \leq 0$ avec $H_{t,v}$: projeté orthogonal du point $M_{t,v}$ sur le plan de troncature et \vec{p} la normale extérieure matière.

$$\begin{aligned}
 Xg(t) &= R \cos t - R \\
 Yg(t) &= 0 \\
 Zg(t) &= R \sin t \\
 A(t) &= r
 \end{aligned} \tag{2.28}$$

Comme la génération du chemin de dépôt est basée sur l'équation paramétrique de la surface, il est possible de générer des chemins de dépôt pour des tubulures définies par des courbes guides paramétrées et présentant des variations de rayon de profil quelconques. Une application est proposée à la Figure 2.16, avec une tubulure définie par la courbe guide et la variation de rayon de section présentées à l'Équation 2.29. Dans l'exemple proposé, l'alignement des liaisons entre couches n'est pas automatique, dû à la définition mathématique du vecteur binormal. Il est possible de les aligner en effectuant une permutation circulaire des points de la couche de manière à ce que le premier point de la couche $n + 1$ soit le point le plus proche du dernier point de la couche n .

$$\begin{aligned}
 Xg(t) &= (0.005t^3 - 0.22t^2) / 6 \\
 Yg(t) &= 0.02t^2 \\
 Zg(t) &= t \\
 A(t) &= r + \cos \left(8\pi \left(\frac{t}{\max(t)} \right) \right) \\
 t &\in [0; 40] \\
 r &= 5
 \end{aligned} \tag{2.29}$$

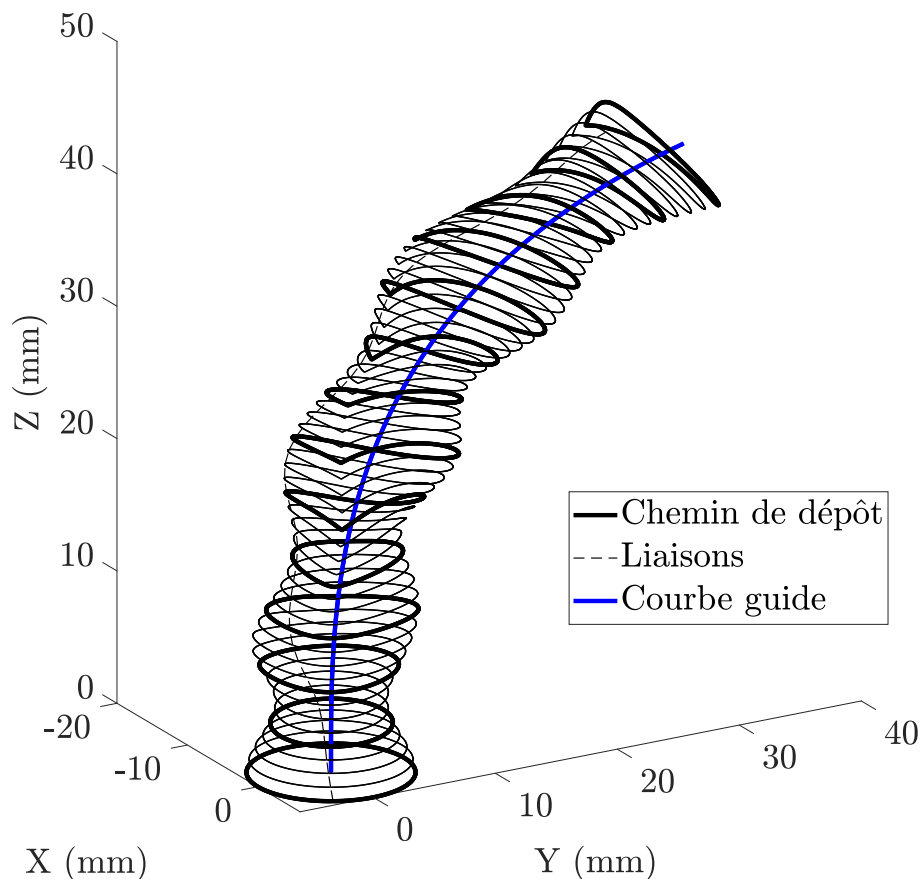


Figure 2.16 – Chemin de dépôt généralisé : courbe guide et variation de section issues de l'Équation 2.29. $\Delta_{\text{passe}} = 1 \text{ mm}$.

Différentes méthodes de génération de chemins de dépôt permettant d'effectuer de la fabrication additive multi-axes de pièces tubulaires présentant un porte-à-faux avec une hauteur de couche constante ont été présentées. Afin d'obtenir la trajectoire de fabrication, il est nécessaire de compléter le chemin de dépôt par un ensemble d'axes outil permettant la fabrication sans utilisation de matériau support.

2.4 Détermination d'axes outils

2.4.1 Définition de la direction de fabrication et des axes outils

La donnée de l'axe outil permet de déterminer l'orientation de la pièce et/ou de l'outil de dépôt au cours de la fabrication, permettant ainsi de se passer de matériau support.

Cette partie présente la génération automatique d'axes outils locaux, permettant une orientation locale de l'outil de dépôt et/ou de la pièce lors de la fabrication (cf. § 1.3.3). Dans un premier temps, une méthode analytique est présentée, suivie d'une méthode numérique, permettant de générer les axes outil avec la seule connaissance du chemin de dépôt.

L'axe outil local $\vec{T}_{t,v}$ est généré sous forme de vecteur dans un repère local associé au point $M_{t,v}$. Ce repère est formé par les vecteurs unitaires : $\vec{t}_{t,v}$, vecteur tangent au chemin de dépôt, $\vec{n}_{t,v}$, vecteur normal à la surface de la pièce au point $M_{t,v}$ et $\vec{b}_{t,v}$, vecteur direction de fabrication tels que $(\vec{t}_{t,v}, \vec{n}_{t,v}, \vec{b}_{t,v})$ forme une base orthonormée directe, Figure 2.19.

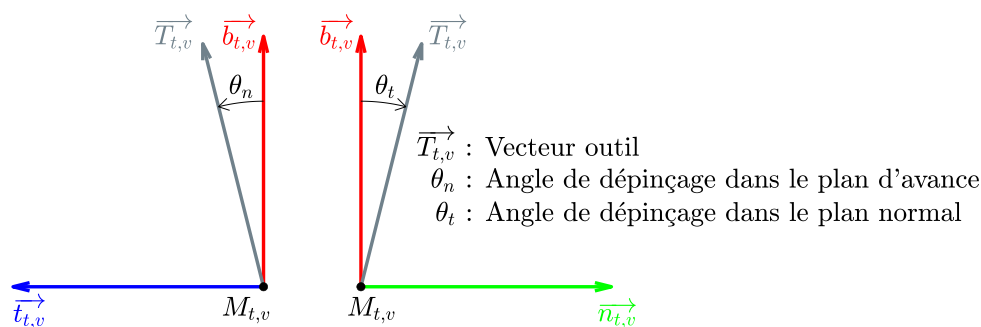


Figure 2.17 – Construction du vecteur outil dans le repère local lié au point $M_{t,v}$.

Le sens de $\vec{n}_{t,v}$ est déterminé de manière à ce que $\vec{b}_{t,v}$ soit correctement orienté (cf. Partie 2.4.2). Le vecteur outil est obtenu en inclinant le vecteur direction de fabrication dans le plan d'avance d'un angle de dépinçage θ_n et dans le plan normal d'un angle de dépinçage θ_t , Figure 2.17.

Il est alors possible de calculer les coordonnées de $\vec{T}_{t,v}$ dans le repère $(M_{t,v}, \vec{t}_{t,v}, \vec{n}_{t,v}, \vec{b}_{t,v})$ en considérant que $\vec{T}_{t,v}$ est l'image de $\vec{b}_{t,v}$ par une rotation d'angle θ_T et d'axe \vec{k} . L'angle et l'axe de rotation sont alors déterminés en fonction de θ_n et θ_t , respectivement Équations 2.30 et 2.31. l'Équation 2.32 détaille le calcul de $\vec{T}_{t,v}$ en fonction de $\vec{b}_{t,v}$ et d'une matrice de rotation obtenue d'après la formule de rotation de Rodrigues.

$$\theta_T = \text{atan2} \left(\sqrt{\tan^2 \theta_t + \tan^2 \theta_n}, 1 \right) \quad (2.30)$$

$$\vec{k} = \begin{bmatrix} \frac{\tan \theta_t}{\sqrt{\tan^2 \theta_n + \tan^2 \theta_t}} \\ \frac{-\tan \theta_n}{\sqrt{\tan^2 \theta_n + \tan^2 \theta_t}} \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} k_1 \\ k_2 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (2.31)$$

$$\vec{T}_{t,v} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix}^T \times \begin{pmatrix} k_1^2 \cdot (1 - \cos \theta_T) + \cos \theta_T & k_1 \cdot k_2 \cdot (1 - \cos \theta_T) & k_2 \cdot \sin \theta_T \\ k_1 \cdot k_2 \cdot (1 - \cos \theta_T) & k_2^2 \cdot (1 - \cos \theta_T) + \cos \theta_T & -k_1 \cdot \sin \theta_T \\ -k_2 \cdot \sin \theta_T & k_1 \cdot \sin \theta_T & \cos \theta_T \end{pmatrix} \quad (2.32)$$

2.4.2 Génération analytique

La génération analytique du repère local permettant de construire le vecteur $\vec{T}_{t,v}$ nécessite de disposer de l'équation de la surface, permettant de calculer le vecteur $\vec{n}_{t,v}$ au point $M_{t,v}$, Équation 2.33, et le vecteur $\vec{t}_{t,v}$ grâce au chemin de dépôt, Équation 2.34. Le vecteur $\vec{b}_{t,v}$ est ensuite calculé de manière à former la base locale, Équation 2.35. L'ensemble des vecteurs sont ensuite normés.

Afin que l'ensemble des vecteurs $\vec{b}_{t,v}$ soit dans le bon sens, il est essentiel d'orienter correctement le vecteur $\vec{n}_{0,v}$, de manière à ce que le produit scalaire entre $\vec{b}_{0,v}$ et le vecteur normal au substrat extérieur matière au point $M_{0,v}$ soit positif.

$$\begin{aligned} \vec{n}_{t,v} &= \begin{pmatrix} \frac{\partial X_{t,v}}{\partial t} \\ \frac{\partial Y_{t,v}}{\partial t} \\ \frac{\partial Z_{t,v}}{\partial t} \end{pmatrix} \wedge \begin{pmatrix} \frac{\partial X_{t,v}}{\partial v} \\ \frac{\partial Y_{t,v}}{\partial v} \\ \frac{\partial Z_{t,v}}{\partial v} \end{pmatrix} \\ \vec{n}_{t,v} &= \frac{\vec{n}_{t,v}}{\|\vec{n}_{t,v}\|} \end{aligned} \quad (2.33)$$

$$\vec{t}_{t,v} = \frac{\overrightarrow{M_{t,v+1}M_{t,v-1}}}{\|\overrightarrow{M_{t,v+1}M_{t,v-1}}\|} \quad (2.34)$$

$$\vec{b}_{t,v} = \vec{t}_{t,v} \wedge \vec{n}_{t,v} \quad (2.35)$$

L'application de la méthode analytique de génération d'axe outil est visible à la Figure 2.18. Pour des raisons de représentation, seuls les vecteurs $\vec{b}_{t,v}$ ont été tracés.

En revanche, lors de la génération analytique des axes outil pour le rajout d'entité, ceux de la première couche peuvent ne pas être correctement orientés. Ils sont alors déterminés comme étant normaux à la surface du substrat en chaque point du chemin de dépôt.

Dans le cas des géométries de révolution, comme l'axe outil doit être normal au chemin de dépôt et tangent à la surface, l'ensemble des axes outil sont tangents à la courbe iso-paramétrique v en chaque point du chemin de dépôt. Il est donc aisé de définir analytiquement le repère $(M_{t,v}, \vec{t}_{t,v}, \vec{n}_{t,v}, \vec{b}_{t,v})$ à partir du chemin de dépôt et de l'équation régissant la variation de rayon du profil le long de la courbe guide [154].

Cependant, il se peut que l'équation de la surface soit non dérivable ou non disponible, par exemple dans le cas où le chemin de dépôt a été généré via une autre méthode. Il n'est donc pas possible de générer analytiquement les axes outils locaux. C'est pourquoi une méthode de génération numérique se basant uniquement sur la donnée du chemin de dépôt est présentée dans la section suivante.

2.4.3 Génération numérique à partir du chemin de dépôt

Le calcul analytique de la base locale permettant de définir l'axe outil étant fondé sur le calcul analytique de la normale à la surface, la génération numérique d'axe outil nécessite donc de définir numériquement ce vecteur. Une surface facettisée de la pièce est approximée à partir du chemin de dépôt : à chaque point $M_{t,v}$ du chemin de dépôt est associé une facette supérieure et une facette inférieure, hormis pour la première et la dernière couche, Figure 2.19.

Le vecteur normal à la surface au point $M_{t,v}$ est déterminé comme étant la moyenne des vecteurs normaux des facettes inférieure et supérieure. Pour la première et dernière couche, les normales considérées sont respectivement les normales aux facettes supérieures et les normales aux facettes inférieures. La base locale est ensuite complétée par le vecteur $\vec{b}_{t,v}$ de la même manière que pour la génération analytique.

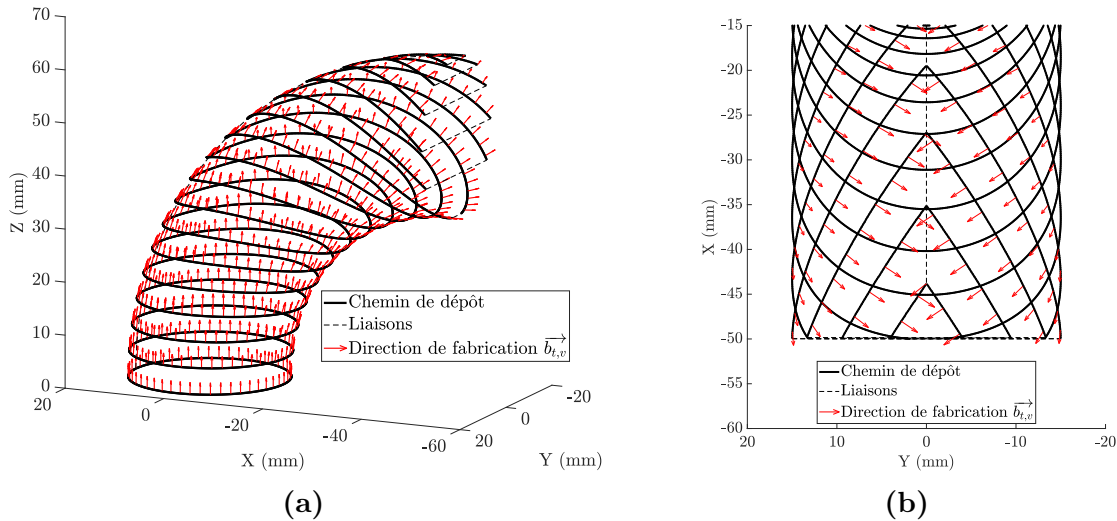


Figure 2.18 – Vecteurs "direction de fabrication" locaux : application au quart de tore.

a : Vue globale. b : Vue supérieure.

La facette inférieure est composée par les points suivants :

- $M_{t,v+1}$,
- $M_{t,v-1}$,
- Point le plus de proche de $M_{t,v}$ situé sur la couche inférieure.

La facette supérieure est composée par les points suivants :

- $M_{t,v+1}$,
- $M_{t,v-1}$,
- Point le plus de proche de $M_{t,v}$ situé sur la couche supérieure.

Si le calcul numérique de la base permettant de définir le vecteur outil ne nécessite pas la donnée de l'équation de la surface, le résultat dépend fortement du nombre de points de chaque couche et du paramètre Δ_{passe} . Pour l'exemple du quart de tore, la différence

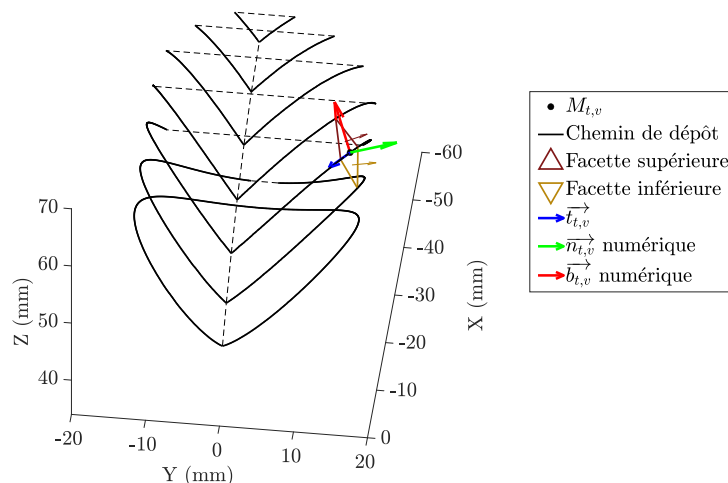


Figure 2.19 – Génération numérique du vecteur local normal à la surface.

moyenne μ entre les vecteurs normaux analytiques et les vecteurs normaux numériques, Équation 2.36, est de l'ordre de 4% avec $\Delta_{passe} = 5$ mm et une discrétisation de 500 points par couche.

$$\mu = \left(\frac{1}{p_n} \cdot \sum_{i=1}^{i=p_n} \left\| \overrightarrow{n_{numérique}} - \overrightarrow{n_{analytique}} \right\| \right) \quad (2.36)$$

La génération numérique d'axe outil est, de par sa définition, moins précise que la génération analytique, mais permet cependant de définir l'ensemble des axes outils locaux à partir d'un chemin de dépôt issu d'un autre algorithme de calcul ou d'un logiciel de FAO commercial.

Décalage des départs et arrêts de dépôt

Lors de la fabrication additive d'une pièce, si le chemin de dépôt parcouru n'est pas continu et est formé de différentes couches, chaque changement de couche est susceptible de créer un défaut de fabrication. Si l'on considère notamment la technologie WAAM, chaque départ et arrêt d'arc sont les instants de fabrication les plus à même de créer des défauts de forme et/ou des défauts métallurgiques. Si tous les arrêts et départs d'arc sont localisés au même endroit de la pièce, comme c'est notamment le cas dans les exemples de chemins de dépôt proposés précédemment, le cumul des défauts de forme locaux peut mener à un échec de fabrication.

Une manière de limiter l'impact de ces défauts de forme est de décaler l'ensemble des points de départ et d'arrêt de dépôt de manière à les répartir tout le long de la géométrie, Figure 2.20.

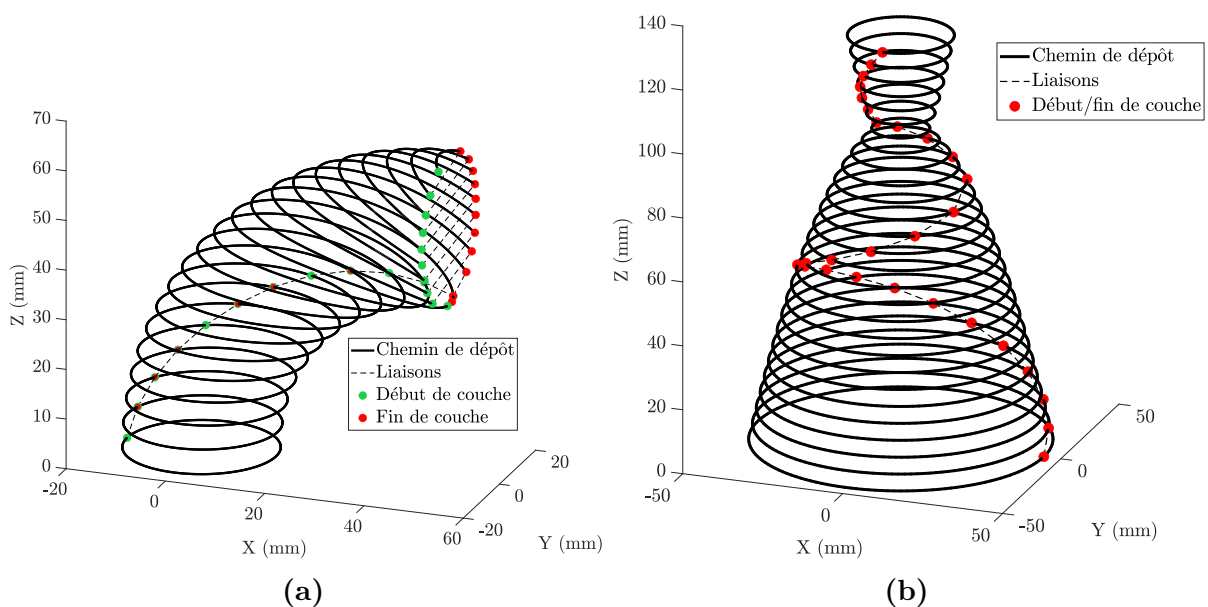


Figure 2.20 – Décalages de début et de fin de couche. $\Delta_{passe} = 5$ mm.
 a : Exemple du quart de tore. b : Exemple de la tuyère.

2.5 Conclusions

Dans ce chapitre ont été présentées différentes méthodes de génération de trajectoires appliquées aux tubulures à parois minces. Dans un premier temps, plusieurs générations analytiques de chemins de dépôt pour des géométries de révolution à parois minces ont été détaillées. Les différents types de génération, basées chacune sur une définition différente du paramètre Δ_{passe} ont ensuite été appliquées à une tubulure torique. Cela a permis de générer des chemins de dépôt non plans présentant une diminution de la variation de distance locale inter-couches et ce pour des substrats plans et non plans.

Cependant, comme la variation de distance locale inter-couches peut mener à des difficultés de fabrication, notamment à cause de la variation de paramétrie de dépôt, une méthode numérique de génération de chemins de dépôt permettant d'avoir une distance locale inter-couches constante a été présentée. Cette méthode a d'abord été appliquée aux tubulures toriques avant d'être généralisée aux tubulures quelconques définies par une courbe guide paramétrée et un profil circulaire de rayon pouvant être variable. Si ces chemins de dépôt permettent l'utilisation d'une paramétrie de dépôt constante, certaines couches peuvent présenter une discontinuité en tangence pouvant être indésirable lors du dépôt de fibres longues et susceptibles d'entraîner des problèmes de suivi géométrique et/ou cinématique de trajectoire, pouvant alors causer des excès de dépôt.

Afin de compléter le chemin de dépôt, deux méthodes (analytique et numérique) de génération d'axes outil locaux permettant la fabrication sans utilisation de matériau support ont été présentées. Si la méthode analytique se base sur l'équation de la surface de la pièce et permet donc de générer les axes outil à partir de l'équation de la courbe guide et de l'équation de la variation de rayon du profil, la méthode numérique présentée permet de générer l'ensemble des axes outils à partir de la seule donnée du chemin de dépôt, et donc à partir de chemins de dépôt générés via d'autres moyens.

Les Parties 2.2 et 2.3.1 de ce chapitre ont fait l'objet de communications avec actes respectivement lors de la conférence internationale CIRP ICME 2018 [155] et lors du colloque national S-mart 2019 [156].

L'ensemble des méthodes de génération de trajectoires présentées dans ce chapitre sont destinées à la fabrication via l'utilisation de machines de fabrication additive multi-axes. Ainsi, elles peuvent être utilisées avec différentes technologies de dépôt et sont notamment bien adaptées pour la fabrication DED.

En revanche, la discontinuité en tangence présente lors de la génération de trajectoire à distance locale inter-couches constante pouvant être problématique lors du dépôt, une modification locale de la trajectoire pourrait avoir lieu de manière à diminuer l'angle au niveau de la discontinuité, voire même la supprimer, cependant au détriment de la constance de la distance locale inter-couches. De plus, la génération de chemins de dépôt à distance locale inter-couches constante pourra se faire avec une discrétisation par couche dépendante d'une erreur de corde maximale admissible, au lieu d'une discrétisation fixe, permettant alors d'adapter la taille du programme de fabrication à la précision géométrique désirée. L'erreur de corde maximale admissible sera cependant à mettre en relation avec la précision du moyen de fabrication.

Le chapitre suivant propose une validation expérimentale des trajectoires proposées via la fabrication de pièces en utilisant un moyen robotisé 6 axes.

Chapitre 3

Validation expérimentale : fabrication sur moyen robotisé 6-axes

Sommaire

3.1	Matériel expérimental	59
3.1.1	Cellule de fabrication additive ROBOWAM	59
3.1.2	Méthodes de pilotage	62
3.1.3	Stratégie d'utilisation	69
3.2	Précision géométrique du moyen de fabrication	70
3.2.1	Influence de la programmation sur la précision géométrique . .	70
3.2.2	Identification des longueurs de segments du robot	75
3.3	Validation expérimentale de trajectoires	82
3.3.1	Fabrication de tubulures toriques	82
3.3.2	Trajectoires à distance locale inter-couches constante	86
3.3.3	Fabrication de pièces de révolution	88
3.4	Conclusions	91

Afin de valider expérimentalement les trajectoires proposées au Chapitre 2, une cellule de fabrication additive a été mise en place au sein de l'Université de Toulon. Le choix des différents composants de cette cellule a été dicté par l'expérience acquise sur une cellule de fabrication additive composée d'un robot Stäubli d'ancienne génération [106, 155]. Les critères ayant mené aux différents choix seront explicités dans la première partie de ce chapitre. Dans un second temps, la mesure du moyen robotisé permettant de connaître sa précision géométrique et de l'améliorer sera proposée dans la Partie 3.2. Enfin, la validation des différentes trajectoires proposées dans le chapitre précédent et une comparaison des résultats obtenus seront effectuées via la fabrication et l'analyse, dans un premier temps de tubulures obtenues avec des trajectoires à distance locale inter-couches hétérogène, Partie 3.3.1, puis pour celles obtenues avec des trajectoires à distance locale inter-couches constante, Partie 3.3.2. Les pièces de révolution seront abordées dans la Partie 3.3.3.

3.1 Matériel expérimental

3.1.1 Cellule de fabrication additive ROBOWAM

La cellule de fabrication additive multi-axes ROBOWAM (*ROBOTized Wire Additive Manufacturing*) de l'Université de Toulon, visible aux Figures 3.1 et 3.2, est composée d'un robot FANUC ArcMate 120 *iC* (caractéristiques en Annexe A), associé à un vireur 2-axes

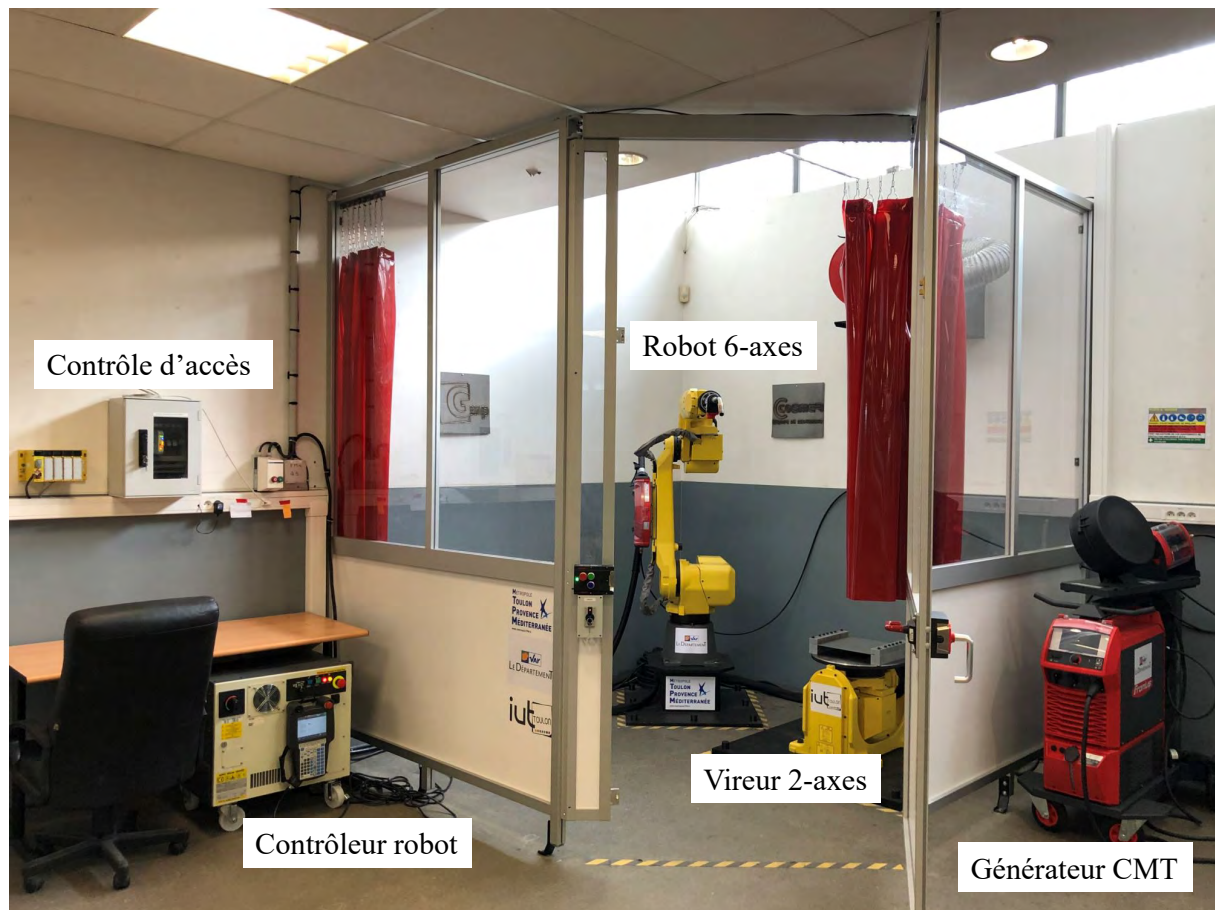


Figure 3.1 – Cellule de fabrication additive multi-axes ROBOWAM.

et à un contrôleur R-30zB Plus, et d'un générateur de soudage CMT Fronius TPSi 500 ou d'un système de dépôt de fil polymère (PLA). L'acquisition du robot a eu lieu en octobre 2018 et a été financé par la métropole TPM (Toulon Provence Méditerranée), le vireur 2-axes a été acquis en juin 2019, financé par l'IUT de Toulon tandis que le générateur de soudage a été acquis en septembre 2019, financé par le département du Var.

L'intégration d'une cellule de fabrication additive WAAM a été choisie en raison des risques sanitaires et des coûts réduits de cette technologie de fabrication additive par rapport aux autres (cf. § 1.1).

Le choix du robot a été effectué premièrement pour ses capacités de soudage à l'arc, mais aussi pour sa charge maximale admissible, 20 kg, son poignet creux et une course de l'axe terminal infinie (option débloquée par l'utilisateur). Cette capacité d'emport permet la fabrication dans une configuration où le dispositif de dépôt est fixe et la pièce portée par le robot. Cela permet de maintenir une influence de la gravité constante au point de dépôt tout en facilitant l'aspiration locale des fumées, notamment durant le soudage. L'association à un vireur 2-axes d'une capacité de 500 kg permet une configuration où la pièce et le dispositif de dépôt sont portés, autorisant la fabrication de pièces plus lourdes et de plus grandes dimensions tout en ayant la même influence de la gravité au point de dépôt et la possibilité de faire évoluer le dépinçage de l'axe outil en continu durant la fabrication. La course de l'axe terminal du vireur est aussi infinie. L'intérêt de la configuration "pièce portée" est de ne devoir gérer que six axes articulaires pour atteindre l'ensemble des positions/orientations de l'espace, contrairement aux huit axes dans le cas où le vireur est utilisé. De plus, étant donné que le vireur et le robot sont deux entités physiques différentes reliées uniquement par une dalle bétonnée, il est essentiel

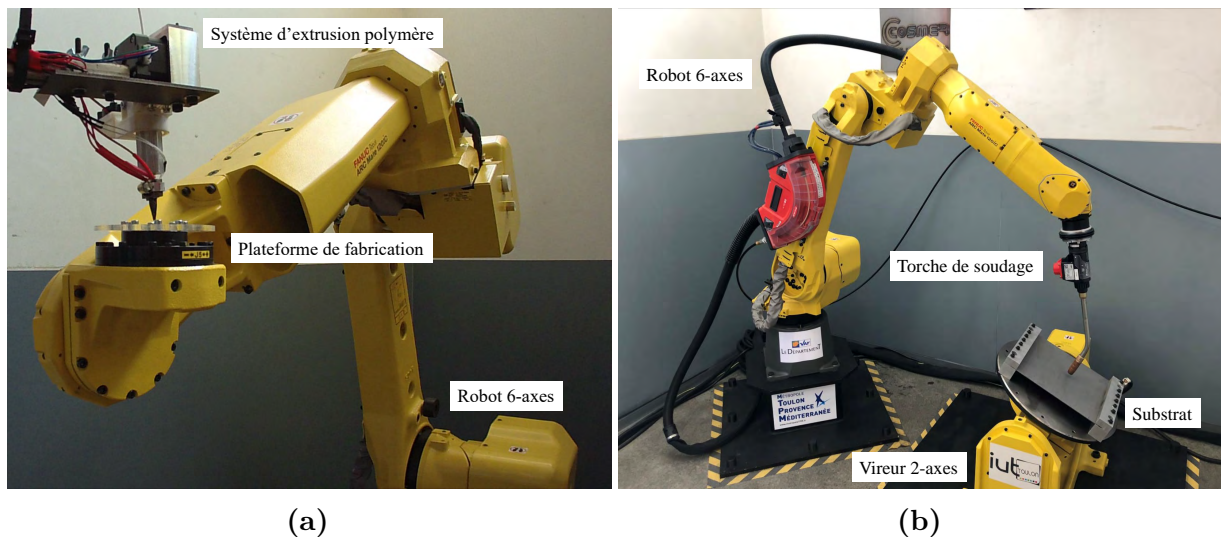


Figure 3.2 – Configurations de la cellule ROBOWAM.
 a : "Pièce portée". b : "Dispositif de dépôt porté".

Matériau	TS nominal	WFS nominal	Température d'extrusion	Ø de fil extrudé
PLA	36 cm/min	10 mm/s	210 °C	1 mm

Tableau 3.1 – Paramètres de dépôt associés au fil polymère.

de connaître la position et l'orientation du vireur par rapport au robot pour garantir un positionnement géométrique correct de l'effecteur. La gestion et le maintien de la vitesse d'avance sont aussi plus compliqués dans les cas d'utilisation du vireur, les deux structures étant deux chaînes cinématiques ouvertes indépendantes qui doivent être parfaitement synchronisées.

Le dispositif de dépôt de fil polymère a été développé de manière à maximiser la symétrie de la buse de dépôt et à éloigner le point de dépôt du système d'entraînement de fil. Cet éloignement et la symétrisation permettent de minimiser les collisions dans le cadre de la fabrication additive multi-axes [81]. La paramétrie de dépôt utilisée pour le dépôt de fil polymère est donnée dans le Tableau 3.1. Le fil utilisé en entrée du système est de diamètre 3 mm et le paramètre WFS est piloté en amont de la buse de dépôt.

Le procédé CMT a été choisi en accord avec l'étude bibliographique (cf. § 1.2) de manière à limiter l'apport de chaleur durant le dépôt métallique. L'ensemble des courbes synergiques disponibles permettent le dépôt d'alliages d'acier (doux et inoxydable), d'aluminium, de titane, ou encore de nickel. En revanche, la cellule n'est pas équipée pour le dépôt de titane, un inertage global étant obligatoire. Le générateur possède un refroidissement liquide de la torche, permettant de limiter l'échauffement de cette dernière pour les durées de fabrication importantes. Enfin, la liaison entre le générateur et le robot rend ce dernier maître, ce qui permet de gérer la paramétrie de dépôt dans le programme de fabrication via l'appel de différents jobs (paramétrie de dépôt associée à une courbe synergique pré-programmée dans le générateur de soudage).

La sécurité de la cellule est assurée par une cartérisation complète munie de rideaux de soudage. L'accès à la cellule est géré par une serrure de sécurité, un sélecteur de modes à badges et un automate de sécurité programmable. Afin de protéger le matériel contre les collisions avec la cartérisation, la fonction *Dual Check Safety* (DCS) de FANUC est utilisée, permettant de contraindre le volume de travail du robot à partir d'un modèle CAO sans avoir à modifier numériquement ou mécaniquement la course des différents axes.

3.1.2 Méthodes de pilotage

3.1.2.1 Généralités

L'utilisation de robots 6-axes laisse la possibilité d'utiliser deux principaux modes de pilotage. Le premier mode est un mode de pilotage cartésien dans lequel le point de la trajectoire est renseigné selon ses coordonnées cartésiennes dans le repère de travail du robot et son orientation selon une convention choisie par le fabricant du robot. Le second mode de pilotage est un mode articulaire où seules les coordonnées articulaires des différents axes sont renseignées. Le mode de pilotage articulaire nécessite le calcul de ces coordonnées à partir des coordonnées cartésiennes au travers du Modèle Géométrique Inverse (MGI) du robot, algorithme permettant de calculer les coordonnées articulaires en fonction des coordonnées cartésiennes pour une configuration articulaire donnée. Les modèles géométriques du robot FANUC ArcMate 120 *iC* sont disponibles à l'Annexe C.

L'avantage du mode de pilotage cartésien est la simplicité d'usage : il suffit de déclarer un repère de travail et de transmettre au contrôleur les coordonnées cartésiennes de la trajectoire dans cet espace pour que le robot effectue le mouvement. En revanche, comme différents espaces de solutions sont possibles, il se peut que le robot change d'espace de solutions lors de la fabrication, ce qui n'est pas forcément souhaitable, notamment pour éviter les collisions. De plus, lorsque l'effecteur du robot approche la frontière de cet espace de solutions, il y a un risque de se retrouver dans une zone de singularité. Au contraire, si le mode de pilotage articulaire nécessite le calcul des coordonnées articulaires et donc un MGI robuste, il permet cependant de maîtriser l'espace de solutions dans lequel le mouvement s'effectue, de prédire la traversée de zones de singularités, de compenser les défauts de positionnement géométrique du robot (cf. Partie 3.2) sans avoir à modifier les lois de commande du contrôleur, ou encore d'utiliser des trajectoires optimisées dans l'espace articulaire.

Cependant, si les robots sont capables de suivre une trajectoire à une certaine vitesse d'avance, le nombre de points (en coordonnées articulaires ou cartésiennes) qu'il est possible de programmer pour la fabrication peut être limité (limitation à 15 000 points pour le robot FANUC ArcMate 120 *iC*, environ 500 points pour le robot Stäubli RX60BL). Il est alors intéressant d'implémenter un mode "passant" permettant d'exécuter des programmes de taille plus conséquente, pouvant alors être stockés sur un dispositif (interne ou externe au contrôleur) différent de la mémoire d'exécution. Dans le cas de la cellule ROBOWAM, le mode passant est basé sur un buffer tournant¹ permettant de charger les points de la trajectoire dans deux sous-programmes différents qui seront appelés de manière séquentielle. Ce buffer tournant permet d'exécuter un programme stocké dans la mémoire de stockage du robot, ou à partir d'un autre support (clé USB ou serveur FTP). Il faut cependant veiller à ce que la ressource informatique du contrôleur soit suffisante pour permettre le bon fonctionnement du buffer, ce qui est le cas du contrôleur R-30*iB* Plus, mais pas du contrôleur du robot Stäubli RX60BL (contrôleur CS8). En effet, si le fonctionnement du buffer tournant est priorisé par rapport au mouvement du robot, il peut y avoir un risque de ralentissement, voire d'arrêt du mouvement, lors du chargement des points, ce qui peut conduire à des défauts de fabrication, Figure 3.3.

1. Dispositif qui permet de charger des points dans un programme pendant qu'un autre programme est en cours d'exécution.

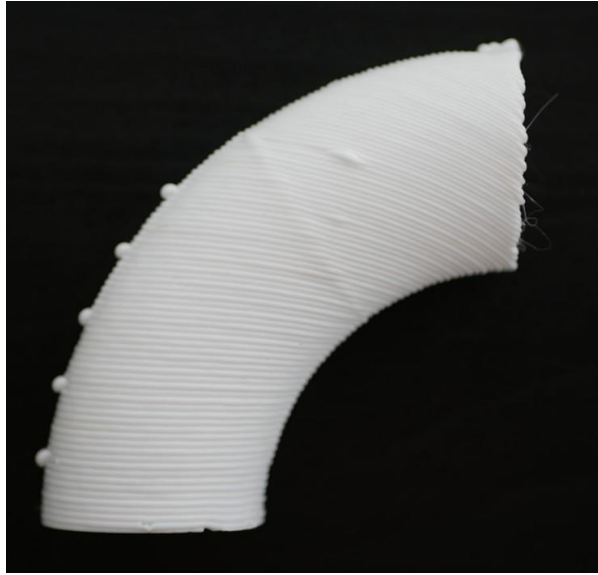


Figure 3.3 – Sur-dépôts dus au chargement des points. Stäubli RX60BL.

Le robot FANUC ArcMate 120 *iC* permet aussi la prise en compte de la masse en bout de robot, allant de 0 kg à 20 kg. La déclaration de cette masse permet au contrôleur de maximiser les accélérations en fonction de l'inertie de l'outil, réduisant alors le temps de cycle lors d'une utilisation classique. Dans le cadre de la cellule ROBOWAM, la masse déclarée correspond à la masse maximale, limitant ainsi les risques de dépassement de la trajectoire, et ce, pour n'importe quelle masse embarquée en bout de robot, priorisant donc la qualité de suivi de trajectoire au temps de cycle, contraint alors par la paramétrie de dépôt.

3.1.2.2 Transformation de la trajectoire

Comme les robots 6-axes permettent d'atteindre chaque point de leur espace de travail selon une orientation donnée, il est essentiel de renseigner tous ces paramètres dans le programme de fabrication. Or, si la trajectoire générée pour la fabrication additive (cf. Chapitre 2) donne la position de chaque point M , l'axe outil est donné sous forme de vecteur, qu'il faut donc transcrire sous la forme d'une orientation. Le point M doit alors être décrit dans le programme de fabrication par six paramètres : trois paramètres de position et trois paramètres d'orientation, Équation 3.1.

$$M = [X, Y, Z, \alpha, \beta, \gamma]_{Robot} \quad (3.1)$$

$[X, Y, Z]_{Robot}$: Position du point M dans le repère du robot
 $[\alpha, \beta, \gamma]$: Orientation au point M

Si la description de la position d'un point dans l'espace cartésien du robot est unique, la description de son orientation dépend quant à elle de la convention utilisée. Dans le cas des robots FANUC, la convention utilisée est celle des angles de Roulis (*yaw - w*), Tangage (*pitch - p*) et Lacet (*roll - r*), respectivement rotations intrinsèques autour de $\overrightarrow{Z}_{Robot}$, $\overrightarrow{Y}'_{Robot}$

et $\overrightarrow{X''_{Robot}}$. Le calcul de la matrice de rotation $\underline{\underline{\mathbf{A}_{wpr}}}$ est présenté à l'Équation 3.2 [157].

$$\begin{aligned}\underline{\underline{\mathbf{A}_{wpr}}} &= \underline{\underline{\mathbf{M}_w}} \times \underline{\underline{\mathbf{M}_p}} \times \underline{\underline{\mathbf{M}_r}} \\ \underline{\underline{\mathbf{M}_w}} &= \begin{pmatrix} \cos w & -\sin w & 0 \\ \sin w & \cos w & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \\ \underline{\underline{\mathbf{M}_p}} &= \begin{pmatrix} \cos p & 0 & \sin p \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin p & 0 & \cos p \end{pmatrix} \\ \underline{\underline{\mathbf{M}_r}} &= \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos r & -\sin r \\ 0 & \sin r & \cos r \end{pmatrix}\end{aligned}\tag{3.2}$$

D'autres conventions telles que la convention d'Euler ou la convention de Bryant [158] peuvent être utilisées. En revanche, seule la dernière convention permet de décrire la rotation autour de l'axe outil comme étant un paramètre d'orientation. Cette convention donne les rotations R_X, R_Y, R_Z telles que ce soient les rotations (intrinsèques) autour de $\overrightarrow{X_{Robot}}, \overrightarrow{Y'_{Robot}}$ ¹ et $\overrightarrow{Z''_{Robot}}$. Le calcul de la matrice de rotation est présenté à l'Équation 3.3. Il est possible de passer d'une convention à l'autre en déterminant w, p et r en fonction de R_X, R_Y, R_Z et vice-versa, Annexe B. La convention de Bryant est la convention qui sera utilisée dans toute la suite de ce manuscrit.

$$\begin{aligned}\underline{\underline{\mathbf{A}_{Bryant}}} &= \underline{\underline{\mathbf{M}_{R_X}}} \times \underline{\underline{\mathbf{M}_{R_Y}}} \times \underline{\underline{\mathbf{M}_{R_Z}}} \\ \underline{\underline{\mathbf{M}_{R_X}}} &= \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos R_X & -\sin R_X \\ 0 & \sin R_X & \cos R_X \end{pmatrix} \\ \underline{\underline{\mathbf{M}_{R_Y}}} &= \begin{pmatrix} \cos R_Y & 0 & \sin R_Y \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin R_Y & 0 & \cos R_Y \end{pmatrix} \\ \underline{\underline{\mathbf{M}_{R_Z}}} &= \begin{pmatrix} \cos R_Z & -\sin R_Z & 0 \\ \sin R_Z & \cos R_Z & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}\end{aligned}\tag{3.3}$$

Spécificités de la configuration "pièce portée"

Dans la configuration "pièce portée", l'outil de dépôt est vertical et fixe dans l'espace (cf. Figure 3.2). Afin de maintenir une influence de la gravité constante au niveau du point de dépôt, le vecteur \vec{b} doit être orienté suivant la verticale, correspondant alors à $\overrightarrow{Z_{Robot}}$. En revanche, si l'outil de dépôt est dépinçé, la condition sur le vecteur \vec{b} n'est plus respectée. Il est cependant possible de déterminer l'orientation au point M à partir

1. Le vecteur $\overrightarrow{Y'_{Robot}}$ n'est pas le même que pour la définition des angles de Roulis, Tangage et Lacet.

de l'Équation 3.4, où \vec{T} est connu dans le repère pièce (Équation 2.32 page 53).

$$\begin{aligned} \vec{T} &= \vec{Z}_{Robot} \times \underline{\underline{\mathbf{A}_{Bryant}}} \\ \Leftrightarrow \\ \begin{bmatrix} T_X \\ T_Y \\ T_Z \end{bmatrix}_{Pièce}^T &= \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix}_{Robot}^T \times \underline{\underline{\mathbf{A}_{Bryant}}} = \begin{bmatrix} \sin R_X \cdot \sin R_Z - \cos R_X \cdot \sin R_Y \cdot \cos R_Z \\ \sin R_X \cdot \cos R_Z + \cos R_X \cdot \sin R_Y \cdot \sin R_Z \\ \cos R_X \cdot \cos R_Y \end{bmatrix}^T \end{aligned} \quad (3.4)$$

Or, l'utilisation de dispositifs de dépôt coaxiaux permet une rotation libre autour de l'axe de l'outil de dépôt, Figure 3.4. Il y a donc une infinité de combinaisons possibles des paramètres $[R_X, R_Y, R_Z]_{Robot}$ permettant de décrire l'orientation au point M à partir de l'axe outil. Dans le cas où le dispositif de dépôt est vertical, les paramètres R_X (Équation 3.6) et R_Y (Équation 3.7) sont obtenus à partir de l'Équation 3.5 en fonction des coordonnées de \vec{T} et de R_Z , qui reste à déterminer.

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} T_X \\ T_Y \\ T_Z \end{bmatrix}^T \times inv(\underline{\underline{\mathbf{M}_{R_Z}}}) &= \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix}^T \times \underline{\underline{\mathbf{M}_{R_X}}} \times \underline{\underline{\mathbf{M}_{R_Y}}} \\ \Leftrightarrow \\ \begin{bmatrix} T_X \cdot \cos R_Z - T_Y \cdot \sin R_Z \\ T_Y \cdot \cos R_Z + T_X \cdot \sin R_Z \\ T_Z \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} -\cos R_X \cdot \sin R_Y \\ \sin R_X \\ \cos R_X \cdot \cos R_Y \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (3.5)$$

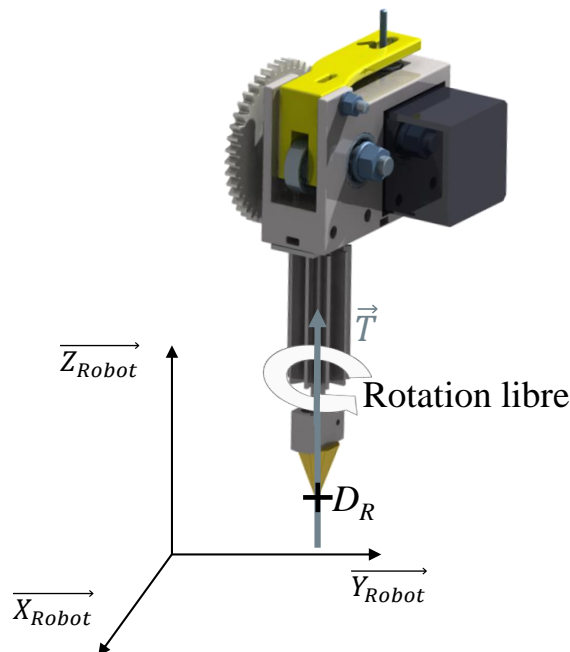


Figure 3.4 – Rotation libre autour de l'axe de l'outil de dépôt.

$$\begin{aligned}
 R_X &= \text{atan2}(S_X, C_X) \\
 &\text{avec} \\
 S_X &= T_Y \cdot \cos R_Z + T_X \cdot \sin R_Z \\
 C_X &= \sqrt{(T_X \cdot \cos R_Z - T_Y \cdot \sin R_Z)^2 + T_Z^2}
 \end{aligned} \tag{3.6}$$

$$\begin{aligned}
 R_Y &= \text{atan2}(S_Y, C_Y) \\
 &\text{avec} \\
 S_Y &= -(T_X \cdot \cos R_Z - T_Y \cdot \sin R_Z) \\
 C_Y &= T_Z
 \end{aligned} \tag{3.7}$$

Lorsque le dispositif de fabrication est en configuration "pièce portée", le point de dépôt est différent du point piloté par le robot, situé en bout de robot (point C6 de la Figure 3.12 page 75 dans le cas où aucune jauge outil n'est utilisée). Le point piloté est le point qui atteint la position et l'orientation programmée dans le contrôleur robot. Il est donc essentiel de transcrire le chemin de dépôt suivi par ce point en fonction de l'orientation désirée au point de dépôt.

Soit D_R et M_R , respectivement, le point de dépôt physique et un point de la trajectoire dans le repère robot et M_P le même point du chemin de dépôt dans le repère pièce, Équation 3.8. La matrice $\underline{\underline{\mathbf{M}_R}}$ de transposition de la trajectoire du repère pièce au repère robot dans la configuration "pièce portée" est décrite à l'Équation 3.9 (les matrices $\underline{\underline{\mathbf{M}_{R_X}}}$, $\underline{\underline{\mathbf{M}_{R_Y}}}$ et $\underline{\underline{\mathbf{M}_{R_Z}}}$ sont alors les matrices homogènes issues de l'Équation 3.3). Le chemin de dépôt dans le repère robot est exprimé à l'Équation 3.10. Le processus de transposition de la trajectoire est résumé à la Figure 3.5.

$$\begin{aligned}
 D_R &= [D_X, D_Y, D_Z]_{Robot} \\
 M_R &= [M_X, M_Y, M_Z, R_X, R_Y, R_Z]_{Robot} \\
 M_P &= [X, Y, Z]_{Pièce}
 \end{aligned} \tag{3.8}$$

$$\underline{\underline{\mathbf{M}_P}} = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 & X \\ 0 & 0 & 0 & Y \\ 0 & 0 & 0 & Z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \tag{3.9}$$

$$\underline{\underline{\mathbf{M}_R}} = \text{inv} \left(\underline{\underline{\mathbf{M}_P}} \times \text{inv} \left(\underline{\underline{\mathbf{M}_{R_X}}} \times \underline{\underline{\mathbf{M}_{R_Y}}} \times \underline{\underline{\mathbf{M}_{R_Z}}} \right) \right)$$

$$\begin{aligned}
 M_X &= D_X + \underline{\underline{\mathbf{M}_R}}(1, 4) \\
 M_Y &= D_Y + \underline{\underline{\mathbf{M}_R}}(2, 4) \\
 M_Z &= D_Z + \underline{\underline{\mathbf{M}_R}}(3, 4)
 \end{aligned} \tag{3.10}$$

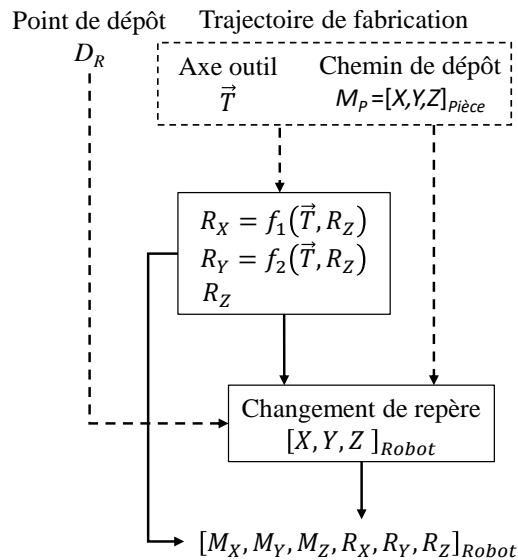


Figure 3.5 – Transposition de la trajectoire de fabrication dans le repère robot : configuration "pièce portée".

De la même manière, la vitesse au niveau du point de dépôt peut être différente de celle au point piloté. Lors du mouvement, le contrôleur gère les différents axes articulaires de manière à suivre la trajectoire de fabrication à une certaine vitesse d'avance au point piloté. Dans le cas d'une configuration "pièce portée", le point piloté par le robot reste toujours le même, et la vitesse au point de dépôt dépend donc de la vitesse linéaire et de la vitesse de rotation au point piloté ainsi que de la distance entre ce dernier et le point de dépôt, qui varie continuellement, Figure 3.6.

Une méthode permettant de piloter la vitesse au point de dépôt consiste à déclarer une jauge outil pour chaque point de la trajectoire. Le suivi de la trajectoire de fabrication se fait alors en programmant le robot de manière à n'atteindre qu'un seul point, le point de dépôt, avec différentes jauges outils, correspondant à la position et l'orientation de tous les points de la trajectoire. Ainsi, le point piloté est toujours confondu avec le point de dépôt et le comportement des axes articulaires est calculé de manière à respecter la vitesse d'avance

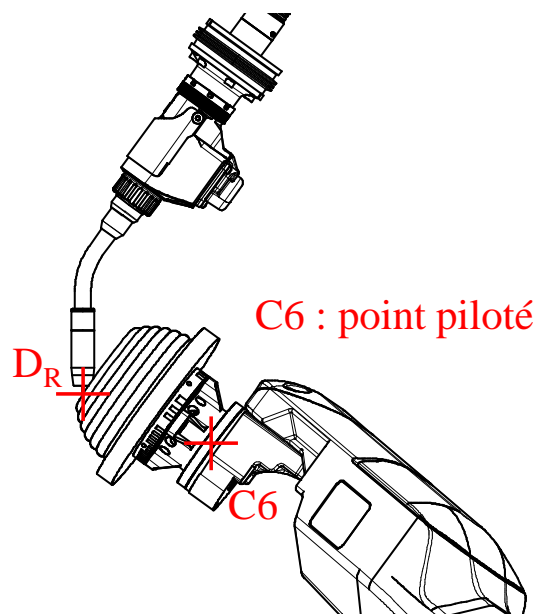


Figure 3.6 – Distance entre le point piloté par le robot et le point de dépôt.

au point de dépôt. En revanche, le nombre de jagues outils qu'il est possible de déclarer peut être assez limité et donc nécessiter un morcellement du programme de fabrication pouvant conduire à des défauts de fabrication (cf. Figure 3.3 page 63). Dans le cas de la cellule ROBOWAM, l'utilisation de la fonction *Remote Tool Center Point* (RTCP) proposée par FANUC permet de piloter le robot relativement à un point fixe dans son repère, ce qui permet de ne pas avoir à transposer le chemin de dépôt dans le repère robot et de contourner la contrainte liée à la gestion de la vitesse d'avance.

Lors du pilotage en mode articulaire, il reste cependant essentiel de procéder à la transposition du chemin de dépôt dans le repère robot, permettant alors de calculer les coordonnées articulaires. La problématique de vitesse au point de dépôt reste présente et il reste donc essentiel de déclarer une jauge outil pour chaque point de la trajectoire ou d'utiliser la fonction RTCP.

Spécificités de la configuration "dispositif de dépôt porté"

Le vireur possédant deux axes, ces derniers sont utilisés pour orienter la pièce de manière à ce que le vecteur direction de fabrication \vec{b} soit vertical. La position articulaire du vireur est alors contrainte, déplaçant le point de dépôt dans l'espace du robot. L'outil de dépôt est ensuite positionné au point de dépôt de manière à ce que son axe soit colinéaire avec \vec{T} , Figure 3.7. De la même manière que précédemment, la rotation autour de l'axe de l'outil de dépôt étant sans influence sur le dépôt, une infinité de combinaisons possibles des paramètres $[R_X, R_Y, R_Z]_{Robot}$ peut être utilisée pour décrire l'orientation au point de dépôt. Les paramètres R_X (Équation 3.12) et R_Y (Équation 3.13) sont alors obtenus à partir de l'Équation 3.11 et sont uniquement fonction des coordonnées de \vec{T} .

$$\begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix}^T \times inv(\underline{\underline{\mathbf{M}_{RZ}}}) = \begin{bmatrix} T_X \\ T_Y \\ T_Z \end{bmatrix}^T \times \underline{\underline{\mathbf{M}_{RX}}} \times \underline{\underline{\mathbf{M}_{RY}}} \quad (3.11)$$

$$\Leftrightarrow$$

$$\begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos R_Y \cdot T_X - \sin R_Y \cdot (\cos R_X \cdot T_Z - \sin R_X \cdot T_Y) \\ \cos R_X \cdot T_Y + \sin R_X \cdot T_Z \\ \sin R_Y \cdot T_X + \cos R_Y \cdot (\cos R_X \cdot T_Z - \sin R_X \cdot T_Y) \end{bmatrix}$$

$$R_X = \text{atan2}(-T_Y, T_Z) \quad (3.12)$$

$$R_Y = \text{atan2}(-T_X, \cos R_X \cdot T_Z - \sin R_X \cdot T_Y) \quad (3.13)$$

Ainsi, même si huit axes articulaires sont nécessaires au suivi de la trajectoire dans cette configuration, il subsiste une seule redondance permettant l'optimisation de la trajectoire. Contrairement à la configuration "pièce portée", celle-ci permet de garantir le positionnement de la pièce par rapport à la gravité tout en accordant un dépinçage évolutif de l'outil de dépôt suivant une consigne (Figure 3.7). En revanche, le calcul des coordonnées articulaires est plus délicat, en obligeant le calcul des coordonnées articulaires du robot en fonction de la trajectoire et de la position du vireur.

Pour cette configuration, la transposition du chemin de dépôt en fonction de l'orientation désirée au point de la trajectoire dépend de la position du vireur, dictée par la condition sur le vecteur \vec{b} au point de dépôt ($\vec{b} = \vec{Z}_{Robot}$) et de la position du centre du vireur dans le repère robot [159]. La vitesse d'avance devient la composition de la vitesse de l'effecteur

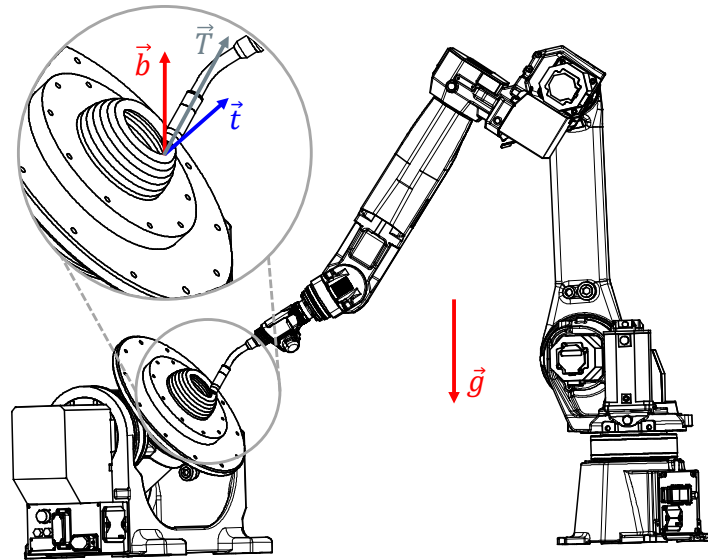


Figure 3.7 – Orientation de la pièce selon la gravité et dépinçage de l'outil de dépôt.

au point de dépôt et de la vitesse de la pièce au point de dépôt. Dans le cadre de la cellule ROBOWAM, la gestion de la vitesse d'avance dans cette configuration de fabrication est gérée par la fonction *Coordinate Motion* proposée par FANUC, permettant de coordonner les axes du vireur et les axes du robot afin d'obtenir la vitesse d'avance désirée au point de dépôt dans l'espace cartésien, comme cela est réalisé en soudage robotisé classique.

Si cette configuration permet la fabrication de pièces de masse plus importante, et donc potentiellement de plus grandes dimensions, il faut cependant veiller à ce que la distance entre le robot et le vireur soit correctement mesurée, au risque d'avoir une vitesse d'avance différente de celle programmée, mais aussi au risque d'avoir un défaut de positionnement important de l'effecteur par rapport au point de dépôt. De la même manière, la multiplication du nombre d'axes multiplie les erreurs de positionnement décrites dans la Partie 1.4.1, ce qui peut avoir un impact sur la qualité et la précision géométrique des pièces fabriquées, mais ce qui peut aussi conduire à des échecs de fabrication si les erreurs de positionnement sont trop importantes (effondrement de la pièce, incapacité de dépôt, ...).

Pour les deux configurations du moyen de fabrication envisagées, l'orientation au point M est définie pour n'importe quelle valeur de R_Z , permettant notamment de se servir de ce paramètre dans le but d'optimiser la trajectoire (voir Chapitre 4). En revanche, si la trajectoire n'est pas optimisée, le paramètre R_Z est normalement fixé durant toute la fabrication.

3.1.3 Stratégie d'utilisation

Durant le processus de développement de nouvelles trajectoires multi-axes, l'utilisation de la cellule de fabrication additive ROBOWAM permet de les valider via la fabrication de pièces en polymère, puis de transférer et d'adapter les résultats pour la fabrication de pièces métalliques via l'utilisation du générateur CMT.

Cette étape de validation par la fabrication d'une pièce en polymère, en plus d'un coût de production inférieur (coût matériau, pas de gaz d'inertage, moins de consommables à changer, ...) permet de limiter les risques de casse en cas de collision entre la pièce et le dispositif de dépôt. En effet, si une collision se produit, la température élevée de la

buse fait qu'elle aura tendance à traverser la pièce plutôt que d'être endommagée. La paramétrie de dépôt est aussi plus simple à mettre au point avec moins de paramètres réglables pouvant influencer la morphologie du cordon. La vitesse d'avance utilisée est proche de celles utilisées pour le dépôt CMT (Tableau 3.1 page 61), permettant au robot de travailler dans des conditions dynamiques similaires. Surtout, le dépôt en continu permet de tracer les problèmes d'effondrements dus à la trajectoire ou à la précision géométrique du robot et l'absence de rayonnement lumineux rend l'observation plus aisée. En revanche, le cordon polymère déposé est plus fin (environ 1 mm) et est donc plus sujet aux défauts de positionnement géométrique.

Une fois la trajectoire validée par la fabrication d'une ou plusieurs pièces en polymère, la transposition des résultats à la fabrication de pièces métalliques nécessite le développement d'une paramétrie de dépôt adaptée, plus difficile à mettre au point au vu du nombre de paramètres influant la qualité du dépôt et la morphologie du cordon. Il est aussi essentiel de prendre en compte la déformation de la pièce durant la fabrication et la gestion de sa température, pouvant nécessiter la mise au point de stratégies d'arrêt et de départ de dépôt. La génération de trajectoires doit aussi être adaptée en fonction de la hauteur du cordon métallique et les points d'arrêt et de départ de dépôt potentiellement décalés.

3.2 Précision géométrique du moyen de fabrication

Étant donné la précision géométrique des bras robotisés 6-axes, celle-ci peut ne pas être suffisante pour la superposition de cordons, en particulier dans le cas du dépôt polymère. C'est pourquoi une vérification de la précision géométrique du robot FANUC ArcMate 120 *iC* a été effectuée. Les différentes mesures ont été réalisées par un Laser Tracker dans la configuration présentée à la Figure 3.8. Dans un premier temps, l'influence de la trajectoire, du mode de pilotage et de la vitesse d'avance a été étudiée via la réalisation de trajectoires circulaires. Dans un second temps, une méthode d'identification des différentes longueurs de segments est proposée, permettant d'améliorer la précision géométrique du robot.

Matériel de mesure Le matériel de mesure utilisé est constitué d'un Laser Tracker API TRACKER RADIAN [121], d'une cible sphérique d'un diamètre de 38.1 mm montée sur le robot en bout de l'outil de mesure (dimensions en Annexe D) et d'un ordinateur équipé du logiciel de traitement METROLOG X4 V12 SP1 HF2. La dimension radiale de l'outil de mesure correspond à la dimension radiale de la torche de soudage. La précision du moyen de mesure, donnée par le fabricant, est de ± 0.02 mm, et la fréquence d'acquisition maximale est de 1000 Hz. Toutes les mesures ont été effectuées par le personnel d'API sous forme de prestations.

3.2.1 Influence de la programmation sur la précision géométrique

Afin de vérifier l'influence des différentes méthodes de programmation sur la précision géométrique du robot, une série de trajectoires circulaires a été réalisée, permettant de comparer le défaut de planéité, l'écart au rayon et le défaut de circularité de chaque trajet parcouru par la cible de mesure. Les différents trajets ont été programmés de manière à mesurer l'impact du mode de pilotage, de la vitesse d'avance et enfin, l'impact de l'erreur de corde utilisée lors de la génération de la trajectoire.

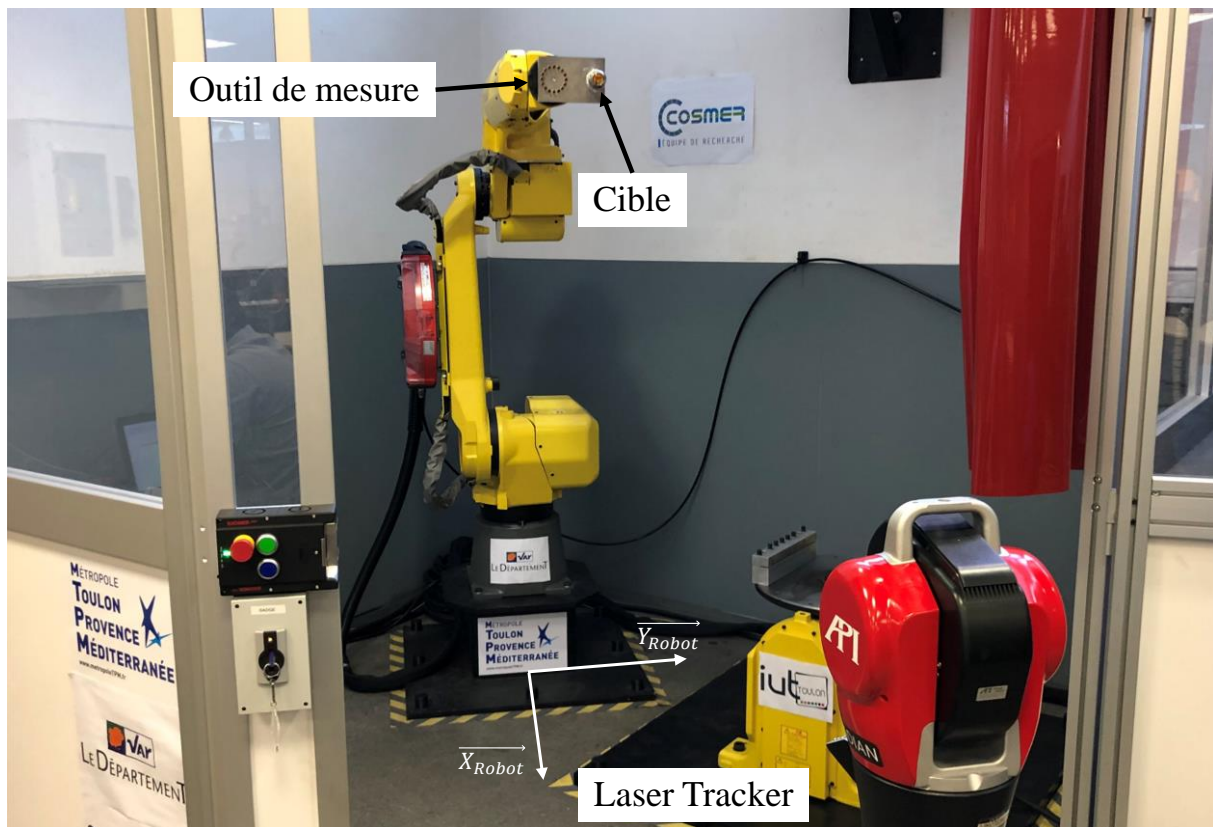


Figure 3.8 – Mise en place du matériel de mesure.

Le protocole de mesure utilisé est le suivant :

- Trajectoire circulaire dans le plan XY :
Centre : $[1200, 0, 800]_{Robot}$,
 \varnothing 600 mm,
- Erreur de corde e pour la génération de trajectoires :
0.5 mm,
0.1 mm,
0.01 mm,
- Vitesse d'avance :
36 cm/min,
72 cm/min,
- Mode de pilotage :
Cartésien,
Articulaire.

L'emplacement du centre du cercle a été choisi de manière à ce que sa distance avec l'origine du robot soit équivalente à celle entre l'origine du robot et le centre du vireur tout en permettant à la cible d'être visible par le Laser Tracker durant la mesure. Les différentes erreurs de corde utilisées pour générer la trajectoire permettent de vérifier si la précision géométrique du robot correspond à l'erreur de corde renseignée, mais aussi si le robot est capable d'exécuter un programme contenant plus ou moins de points. La trajectoire a été générée avec un axe outil global colinéaire à \vec{X}_{Robot} afin que la cible soit visible par le Laser Tracker durant tout le mouvement. Les vitesses d'avance considérées correspondent à la vitesse d'avance utilisée pour le dépôt de fil polymère (36 cm/min) et au double (72 cm/min), valeur majorante pour le dépôt avec un procédé CMT. L'utilisation

de différents modes de pilotage permet d'en valider la pertinence, et le cas échéant, d'en privilégier un. Afin d'entériner les différents résultats, chaque mesure a été répétée trois fois. Les valeurs de mesure présentées dans les figures (Figures 3.10, 3.11, 3.15 et E.1) sont les valeurs de l'essai mesuré, tandis que les valeurs présentées dans les tableaux et dans le texte sont les valeurs moyennes des trois essais.

Impact du mode de pilotage et de la vitesse d'avance

Dans un premier temps, l'impact du mode de pilotage a été analysé, de manière à qualifier la pertinence du mode de pilotage articulaire. En effet, le mode de pilotage articulaire permet de maîtriser le comportement des différents axes du robot et leur connaissance permet d'anticiper différentes problématiques, notamment le dépassement des courses, vitesses ou accélérations maximales. La connaissance des coordonnées articulaires permet aussi de prédire le passage par des zones de singularité ou encore de simuler le comportement du robot. Le MGI (Annexe C.2) a été utilisé pour le calcul des coordonnées articulaires permettant le mouvement du robot, Figure 3.9. Le paramètre R_Z a été fixé à une valeur constante égale à zéro.

Les résultats obtenus en fonction du mode de pilotage sont visibles à la Figure 3.10. Les points mesurés sont projetés dans le plan du cercle des moindres carrés afin d'obtenir un défaut de circularité. Les écarts sont représentés avec une amplification ($\times 50$).

Pour une vitesse d'avance ($TS = 36 \text{ cm/min}$) et une erreur de corde donnée ($e = 0.5 \text{ mm}$), les défauts mesurés sont similaires pour les deux modes de pilotage. Cette similitude permet de valider, d'une part le MGI utilisé, et d'autre part le mode de pilotage articulaire. Une comparaison des résultats obtenus pour un pilotage articulaire en fonction de la vitesse d'avance montre aussi que la précision géométrique du robot est similaire pour les deux vitesses d'avance considérées, Figure 3.10c. Les mesures effectuées pour le mode de pilotage cartésien donnent des résultats similaires (voir plan d'essais complet en Annexe E).

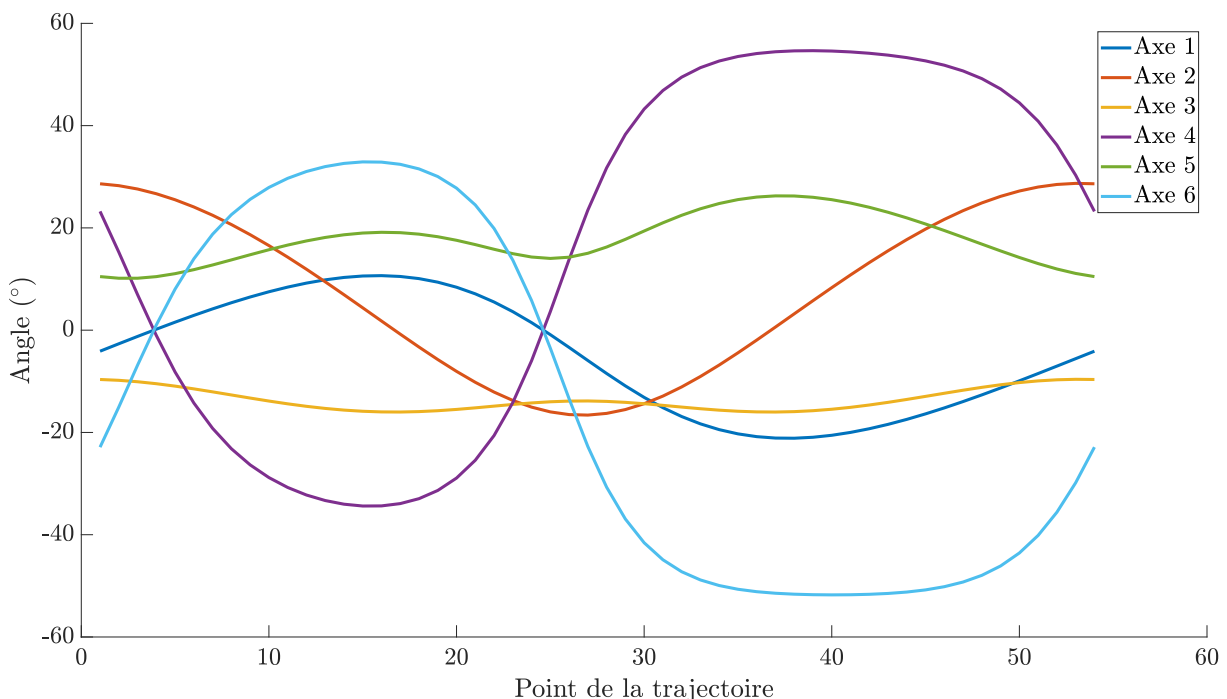


Figure 3.9 – Coordonnées articulaires pour la trajectoire circulaire.
 $R_Z = 0^\circ$. $e = 0.5 \text{ mm}$.

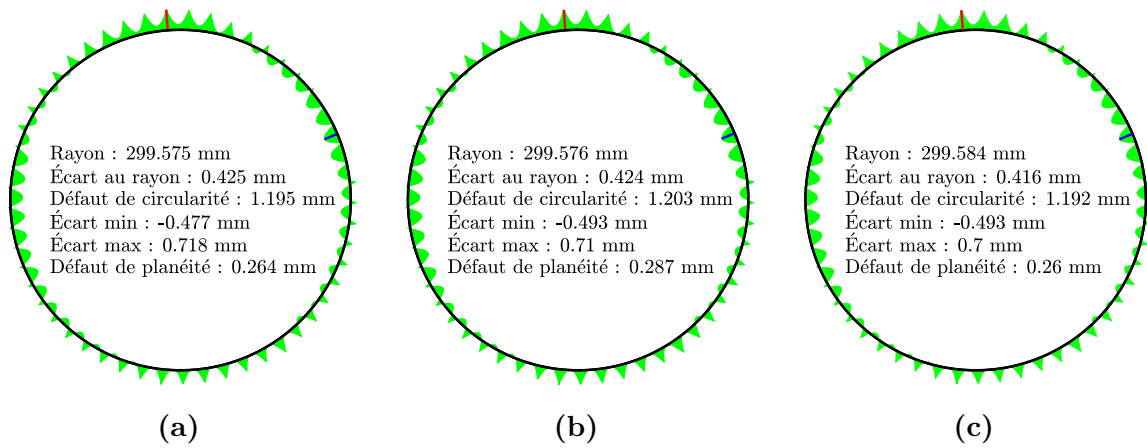


Figure 3.10 – Défauts mesurés pour une erreur de corde $e = 0.5$ mm.

a : Pilotage cartésien, TS = 36 cm/min.

b : Pilotage articulaire, TS = 36 cm/min.

c : Pilotage articulaire, TS = 72 cm/min.

En revanche, le défaut de forme mesuré est de l'ordre de 1.2 mm, soit + 140 % par rapport aux 0.5 mm théoriques. Pour un cercle de 600 mm de diamètre, une erreur de corde maximale de 0.5 mm correspond à une trajectoire composée de 54 points espacés d'environ 34.89 mm. Or, les résultats graphiques (Figure 3.10) montrent un ensemble de pics et de creux correspondant à l'éloignement de la cible de mesure par rapport au cercle des moindres carrés. Cet éloignement montre que le mouvement réel entre deux points de passage consécutifs, même si une interpolation linéaire est programmée, est différent d'un mouvement en ligne droite.

Impact de l'erreur de corde utilisée pour la génération de trajectoires

Les mesures effectuées montrent un comportement de l'effecteur du robot différent d'une ligne droite entre deux points consécutifs de la trajectoire générée avec une erreur de corde maximale de 0.5 mm. Des mesures ont alors été réalisées avec une réduction de l'erreur de corde, de manière à vérifier le comportement de l'effecteur entre deux points consécutifs rapprochés. Si l'erreur de corde est trop faible, l'augmentation du nombre de points de la trajectoire peut être problématique pour l'interpolateur du contrôleur, notamment lorsque la vitesse d'avance est élevée. Les erreurs de corde sélectionnées sont de 0.1 mm et 0.01 mm, correspondant respectivement à des trajectoires composées de 122 points et 385 points, soit une distance entre deux points consécutifs d'environ 15.45 mm et 4.90 mm.

Les résultats obtenus sont visibles à la Figure 3.11. La réduction de la distance entre deux points consécutifs permet de réduire considérablement l'amplitude des pics et des creux, voire même jusqu'à les faire disparaître dans le cas où $e = 0.01$ mm. La précision du suivi de trajectoire s'en retrouve alors améliorée, avec un écart au rayon réduit de l'ordre de 85 % et un défaut de circularité réduit de l'ordre de 40 % tandis que les défauts de planéité restent à peu près constants. Les écarts de forme maximums et minimums relevés, même s'ils sont moins importants, sont en revanche toujours situés dans les mêmes zones de la trajectoire (écart de forme maximum aux alentours du 173^{ème} point et minimum aux alentours du 245^{ème} point pour $e = 0.01$ mm).

Si la précision géométrique du robot lors de la réalisation d'une trajectoire circulaire n'est pas, ou très peu, influencée par le mode de pilotage ou par la vitesse d'avance (dans une gamme de vitesses proche de celles utilisées pour la fabrication additive), elle est en revanche fonction de la trajectoire. Même si la trajectoire programmée est constituée d'un ensemble d'interpolations linéaires, le déplacement de l'effecteur ne semble pas se faire selon une droite, ce qui a tendance à augmenter le défaut de forme du cercle réalisé ainsi que son écart au rayon. La diminution de l'erreur de corde permet de rapprocher les différents points de passage, de manière à ce que le mouvement de l'effecteur se rapproche au plus de la trajectoire théorique. Ainsi, pour $e = 0.01$ mm, le défaut circularité est d'environ 0.7 mm, défaut de forme trop important pour pouvoir superposer correctement deux cordons en polymère, leur diamètre d'extrusion étant de 1 mm. Le Tableau 3.2 résume les différents résultats obtenus.

Si le MGI utilisé pour la réalisation des trajectoires circulaires avec un mode de pilotage articulaire a été validé, il exploite les dimensions nominales du robot FANUC ArcMate 120 *iC*, Figure 3.12. Or, les dimensions réelles des différents segments du robot peuvent être différentes. Afin d'améliorer la précision géométrique du robot, il peut donc être nécessaire de les identifier.

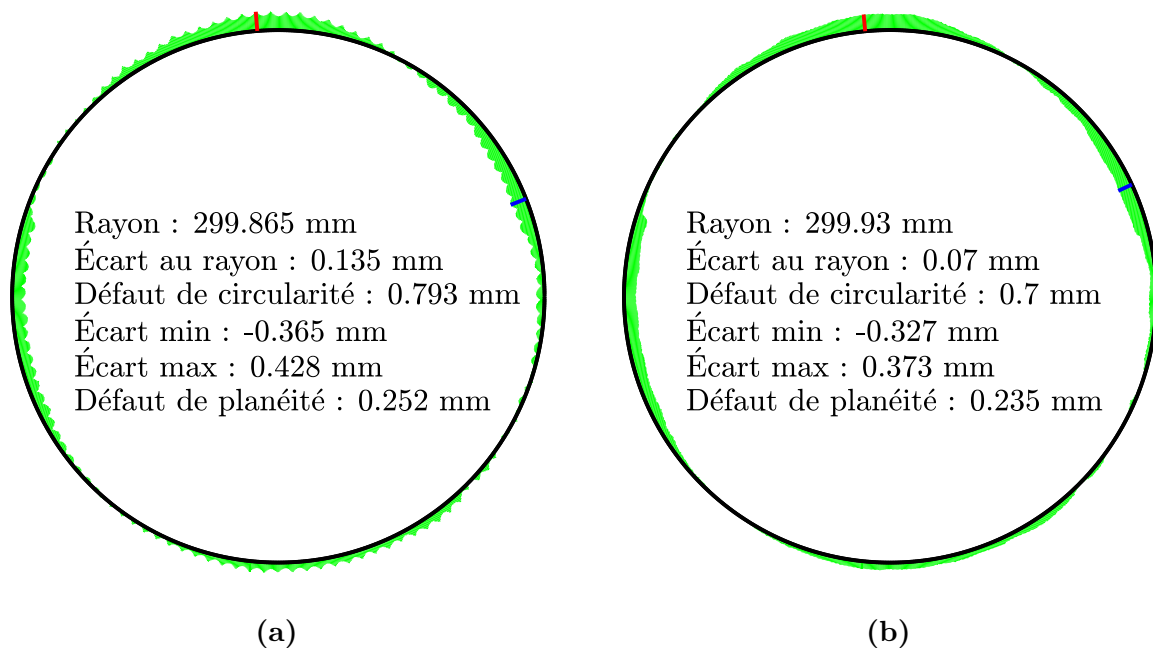


Figure 3.11 – Défauts mesurés. Pilotage articulaire, TS = 72 cm/min.
a : $e = 0.1$ mm. b : $e = 0.01$ mm.

Pilotage	e (mm)	TS (cm/min)	Planéité (mm)	Écart au rayon (mm)	Défaut de circularité (mm)	
Cartésien	0.5	36	0.276	0.428	1.201	
		72	0.245	0.419	1.199	
	0.1	36	0.265	0.144	0.790	
		72	0.246	0.140	0.777	
	0.01	36	0.287	0.080	0.706	
		72	0.246	0.065	0.710	
Articulaire	0.5	36	0.277	0.423	1.205	
		72	0.252	0.418	1.196	
	0.1	36	0.281	0.397	0.794	
		72	0.246	0.134	0.789	
	0.01	36	0.286	0.076	0.703	
		72	0.243	0.073	0.706	
			Moyenne	0.263	0.233	0.898
			Écart type	0.018	0.165	0.226

Tableau 3.2 – Défauts moyens relevés en fonction de la programmation.

3.2.2 Identification des longueurs de segments du robot

A l'aide du même matériel de mesure que celui présenté dans la partie précédente, les différentes longueurs de segments du robot ont été identifiées. Cette identification s'est faite, dans un premier temps axe par axe, puis de manière globale via une mesure par mouvements aléatoires. Un protocole de mesure a aussi été utilisé de manière à identifier l'emplacement du vireur 2-axes dans le repère robot.

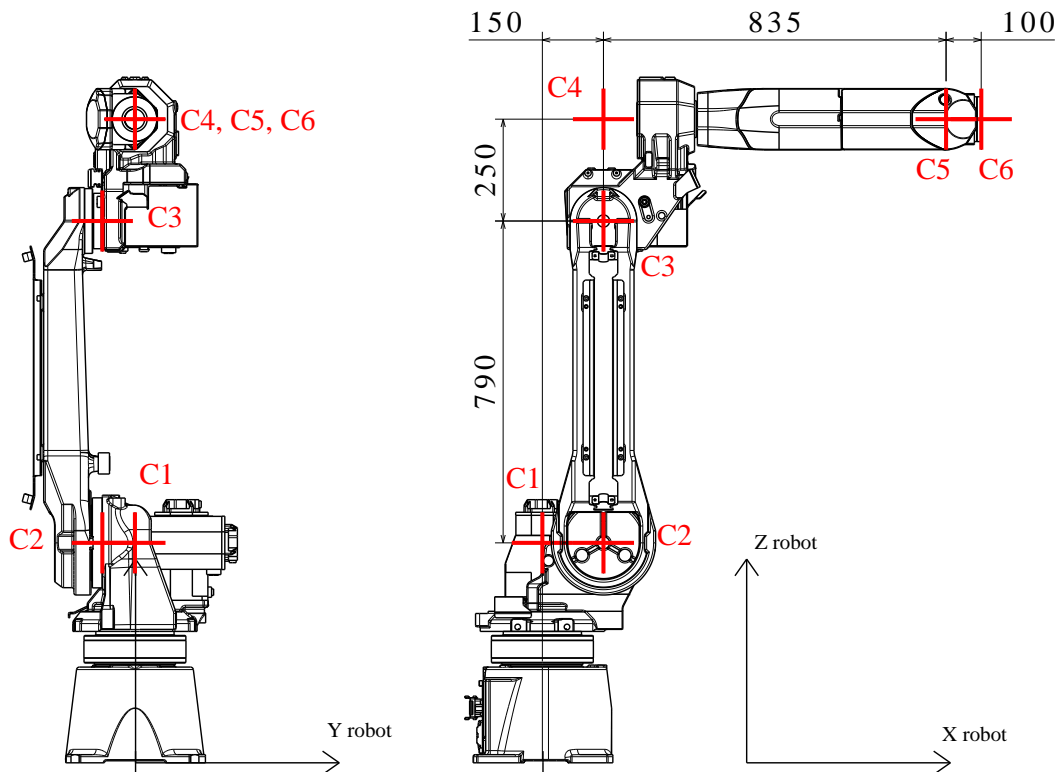


Figure 3.12 – Longueurs de segments nominales du robot FANUC ArcMate 120 iC.

3.2.2.1 Paramétrage de Denavit-Hartenberg et identification du repère robot

Paramétrage de Denavit-Hartenberg La description géométrique du robot est basée sur la méthode de Denavit-Hartenberg modifié (convention de Khalil-Kleinfinger) [160]. Les paramètres du robot FANUC ArcMate 120 *iC* sont donnés dans le Tableau 3.3.

Soit :

- j : l'axe considéré, $j \in \llbracket 1; 6 \rrbracket$,
- \mathcal{R}_j : le repère associé à chaque élément du robot : $\mathcal{R}_j = (C_j, \vec{X}_j, \vec{Y}_j, \vec{Z}_j)$,
 \vec{Z}_j : défini suivant l'axe de l'articulation j ,
 \vec{X}_j : défini par la perpendiculaire commune à \vec{Z}_j et \vec{Z}_{j+1} ,
 Le repère \mathcal{R}_0 est le repère associé au sol, fixe dans l'espace,
- α_j : l'angle de rotation entre \vec{Z}_{j-1} et \vec{Z}_j autour du vecteur \vec{X}_{j-1} ,
- d_j : la distance entre \vec{Z}_{j-1} et \vec{Z}_j suivant \vec{X}_{j-1} ,
- q_j : l'angle de rotation entre \vec{X}_{j-1} et \vec{X}_j autour du vecteur \vec{Z}_j ,
- r_j : la distance entre \vec{X}_{j-1} et \vec{X}_j suivant \vec{Z}_j .

j	α_j	d_j	q_j	r_j
1	0	0	q_1	0
2	-90°	$d_2 = 150 \text{ mm}$	q_2	0
3	0	$d_3 = 790 \text{ mm}$	$q_3 + q_2 + 90^{\circ 1}$	0
4	90°	$d_4 = 250 \text{ mm}$	q_4	$r_4 = 835 \text{ mm}$
5	-90°	0	q_5	0
6	90°	0	q_6	$r_6 = 100 \text{ mm}$

Tableau 3.3 – Paramètres nominaux de Denavit-Hartenberg.

Identification du repère robot La procédure d'identification du repère robot a consisté à identifier chaque axe cartésien de manière indépendante en programmant un déplacement linéaire suivant \vec{X}_{Robot} , \vec{Y}_{Robot} et \vec{Z}_{Robot} , chaque déplacement couvrant le maximum de l'espace de travail tout en permettant à la cible d'être visible par le Laser Tracker en toute circonstance. Le protocole détaillé est disponible à l'Annexe F.

Une fois les différents points mesurés, une droite des moindres carrés est créée pour chaque axe du repère et un best-fit est effectué pour recalculer un repère orthonormé direct sur les droites identifiées. Pour l'axe \vec{X}_{Robot} , la distance moyenne entre les points mesurés et la droite des moindres carrés est de 0.0427 mm, 0.1341 pour l'axe \vec{Y}_{Robot} et 0.0282 mm pour l'axe \vec{Z}_{Robot} . Les angles relevés entre \vec{X}_{Robot} et \vec{Y}_{Robot} , \vec{X}_{Robot} et \vec{Z}_{Robot} et \vec{Y}_{Robot} et \vec{Z}_{Robot} sont respectivement de 90.078° , 89.899° et 90.033° .

3.2.2.2 Identification des longueurs de segments : axe par axe

Afin d'identifier les longueurs de segments du robot axe par axe, la cible de mesure a été montée en bout de robot (Figure 3.8 page 71). Ainsi montée, même si la précision

1. Les robots FANUC possèdent une interaction entre les axes 2 et 3.

de l'identification est différente pour chaque axe, puisque fonction du rayon de l'arc de cercle réalisé (cf. Figure 1.26 page 31), cette configuration permet en revanche de ne procéder qu'à un seul montage de l'outillage pour toutes les séries de mesure. Ce même montage peut ensuite servir, le cas échéant, à l'identification des longueurs de segments par mouvements aléatoires ou encore à la validation des longueurs de segments identifiées via une comparaison de trajectoires circulaires.

Cette configuration permet aussi de mesurer l'impact de la vitesse et de l'amplitude du déplacement sur la précision angulaire de chaque axe (justesse de positionnement relatif). Le protocole de mesure utilisé (Annexe G) consiste à positionner le robot dans une position de référence puis à effectuer un mouvement avec une certaine amplitude angulaire à une certaine vitesse angulaire et ce pour chaque axe du robot.

Une fois les différentes mesures effectuées, les centres des cercles des moindres carrés passant par les différents points mesurés permettent de déterminer les dimensions de chaque segment du robot. Les rayons R_j permettent aussi de déterminer le positionnement angulaire de chaque axe en fonction du déplacement de la cible, Équation 3.14. Le défaut de positionnement cartésien Δ_{MLT} peut alors être calculé, Équation 3.15. Pour tous les axes mesurés, et quelle que soit la vitesse angulaire ou le déplacement angulaire commandé, le défaut de positionnement cartésien est inférieur à 0.04 mm, soit inférieur à la précision du Laser Tracker. Le défaut de positionnement angulaire de chaque axe est alors inférieur à celui donné pour $\left\| \overrightarrow{M_{th,LT} M_{pos,LT}} \right\| = 0.04$ mm, correspondant à l'incertitude de positionnement angulaire qu'il est possible de mesurer.

- $M_{th,LT}$: Position cartésienne théorique dans le repère du Laser Tracker,
- $M_{pos,LT}$: Position cartésienne mesurée dans le repère du Laser Tracker,
- q_{com} : Position angulaire commandée,
- q_{pos} : Position angulaire calculée,
- σ_j : Incertitude de positionnement angulaire de l'axe j ,
- R_j : Rayon du cercle des moindres carrés associé à l'axe j ,
- Δ_{MLT} : Défaut de positionnement cartésien dans le repère du Laser Tracker,
- $C_{j,MC}$: Centre du cercle des moindres carrés associé à l'axe j .

$$q_{pos} = 2 \cdot \arcsin \left(\frac{\left\| \overrightarrow{M_{th,LT} M_{pos,LT}} \right\|}{2 \cdot R_j} \right) \quad (3.14)$$

$$\Delta_{MLT} = \left| 2 \cdot R_j \cdot \sin \left(\frac{q_{com} - q_{pos}}{2} \right) \right| \quad (3.15)$$

Le rayon des différents cercles identifiés, l'incertitude de positionnement angulaire maximale et l'angle entre les différents axes sont donnés dans le Tableau 3.4.

q_j	R_j (mm)	σ_j maximum ($^\circ$)	α_j ($^\circ$)
1	1122.990	0.002048	-
2	1420.109	0.001617	89.991
3	1000	0.002299	0.009
4	100.094	0.022605	90.013
5	134.885	0.017534	89.998
6	99.965	0.022605	89.946

Tableau 3.4 – Résultats issus de la mesure axe par axe.

Au vu de la géométrie du robot, l'exploitation directe des rayons des cercles des moindres carrés pour le paramétrage de Denavit-Hartenberg proposé n'est pas possible. Pour pouvoir utiliser les mesures et identifier les longueurs du Tableau 3.3, il est nécessaire de transposer l'intégralité des points mesurés dans le repère robot. Une fois les points transposés dans le repère robot, il est aisé d'identifier les paramètres de Denavit-Hartenberg, Équation 3.16. Le paramètre Ep_{cible} , distance entre l'interface outil/cible et le point de la cible mesuré par le Laser Tracker, est donné par le fabricant de la cible. Le paramètre Ep_{outil} correspond à la distance axiale entre la cible et l'interface outil du robot. Les longueurs de segments identifiées axe par axe sont regroupées dans le Tableau 3.5. L'orientation des angles α_j est permise par la projection des axes dans le repère robot (cf. Figure 3.14 page 80).

$$\begin{aligned}
 d_2 &= \overrightarrow{C_{1,MC}C_{2,MC}} \cdot \overrightarrow{X_{Robot}} = 149.661 \text{ mm} \\
 d_3 &= \overrightarrow{C_{2,MC}C_{3,MC}} \cdot \overrightarrow{Z_{Robot}} = 789.883 \text{ mm} \\
 d_4 &= \overrightarrow{C_{3,MC}C_{4,MC}} \cdot \overrightarrow{Z_{Robot}} = 250.129 \text{ mm} \\
 r_4 &= \overrightarrow{C_{3,MC}C_{5,MC}} \cdot \overrightarrow{X_{Robot}} = 834.687 \text{ mm} \\
 r_6 &= R_5 - Ep_{outil} - Ep_{cible} = 134.885 - 9.92 - 25 = 99.965 \text{ mm}
 \end{aligned} \tag{3.16}$$

j	α_j	d_j	q_j	r_j
1	0	0	q_1	0
2	-89.991°	$d_2 = 149.661 \text{ mm}$	q_2	0
3	0.009°	$d_3 = 789.883 \text{ mm}$	$q_3 + q_2 + 90^\circ$	0
4	90.013°	$d_4 = 250.129 \text{ mm}$	q_4	$r_4 = 835.687 \text{ mm}$
5	-89.998°	0	q_5	0
6	89.946°	0	q_6	$r_6 = 99.965 \text{ mm}$

Tableau 3.5 – Paramètres de Denavit-Hartenberg identifiés axe par axe.

3.2.2.3 Identification des longueurs de segments par mouvements aléatoires

Dans le but de valider les résultats expérimentaux issus de la mesure axe par axe des longueurs de segments du robot, une identification par mouvements aléatoires a été effectuée. Afin que la cible reste visible par le Laser Tracker en toute circonstance, les angles choisis sont les suivants :

- $q_1 \in \llbracket -22.5^\circ; 0^\circ \rrbracket$,
- $q_2 \in \llbracket -22.5^\circ; 0^\circ; 22.5^\circ \rrbracket$,
- $q_3 \in \llbracket -22.5^\circ; 0^\circ; 22.5^\circ \rrbracket$,
- $q_4, q_5, q_6 \in \llbracket -45^\circ; 0^\circ; 45^\circ \rrbracket$.

Le plan d'essais complet comporte 486 points de mesure. Tous les points mesurés ont ensuite été transposés dans le repère du robot. La même méthode d'optimisation numérique que celle décrite à la page 48 est utilisée pour minimiser la distance entre le point mesuré (transposé dans le repère robot) et le point calculé par utilisation du MGD, Équation 3.17. Afin de conserver un sens physique pour les différentes longueurs de segments, les variables d'optimisation considérées sont uniquement d_2 , d_3 , d_4 , r_4 et r_6 . Les

résultats obtenus sont présentés dans le Tableau 3.6.

$$\Phi(d_2, d_3, d_4, r_4, r_6) = \sum_{i=1}^{i=486} \left\| \overrightarrow{M_{i,th} M_{i,mes}} \right\| \quad (3.17)$$

$$M_{i,th} = \text{MGD}(d_2, d_3, d_4, r_4, r_6, \mathbf{q}_i)$$

$M_{i,mes}$: point mesuré correspondant aux coordonnées articulaires \mathbf{q}_i

j	α_j	d_j	q_j	r_j
1	0	0	q_1	0
2	-90°	$d_2 = 149.417 \text{ mm}$	q_2	0
3	0	$d_3 = 790.404 \text{ mm}$	$q_3 + q_2 + 90^\circ$	0
4	90°	$d_4 = 248.771 \text{ mm}$	q_4	$r_4 = 834.177 \text{ mm}$
5	-90°	0	q_5	0
6	90°	0	q_6	$r_6 = 100.648 \text{ mm}$

Tableau 3.6 – Paramètres de Denavit-Hartenberg identifiés par mouvements aléatoires.

3.2.2.4 Localisation du vireur dans le repère robot

Le vireur n'étant composé que de deux axes articulaires, seule la longueur $\|\overrightarrow{C7C8}\|$ le caractérise, Figure 3.13. Au vu du faible nombre d'axes, une identification par mouvements aléatoires n'a pas de sens. L'identification axe par axe donne $\|\overrightarrow{C7C8}\| = 149.631 \text{ mm}$.

En plus de permettre l'identification de la seule longueur caractéristique du vireur, la mesure du centre et des axes de rotation du vireur, une fois recalés dans le repère robot, permettent de déterminer sa localisation dans le repère robot. Cette localisation permet notamment un positionnement et une vitesse d'avance correcte de l'outil de dépôt par rapport au point de dépôt lorsque la trajectoire sollicite à la fois le robot et le vireur dans la configuration "dispositif de dépôt porté". Comme la déclaration de la position du vireur dans la baie de commande du robot se fait en utilisant la convention des angles de Roulis, Tangage et Lacet, l'orientation du vireur a été calculée selon cette convention. La position et l'orientation du vireur dans le repère robot sont détaillés dans le Tableau 3.7.

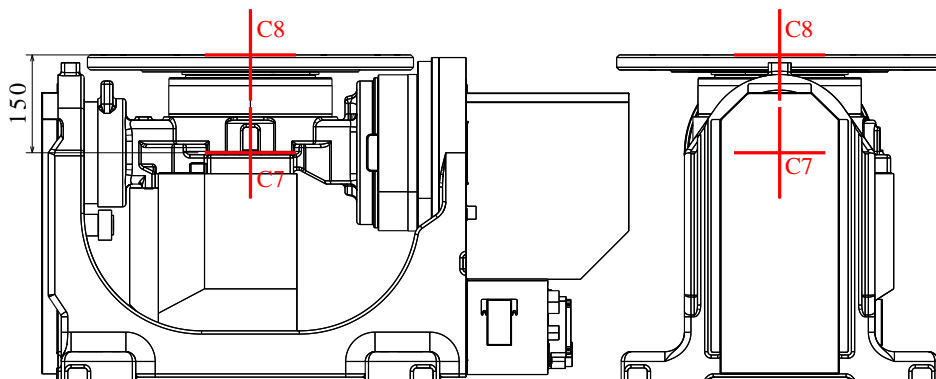


Figure 3.13 – Longueurs de segments nominales du vireur 2-axes.

X (mm)	Y (mm)	Z (mm)	w (°)	p (°)	r (°)
920.588	820.862	-254.408	0.412	-0.131	45.059

Tableau 3.7 – Position et orientation du vireur 2-axes dans le repère robot.

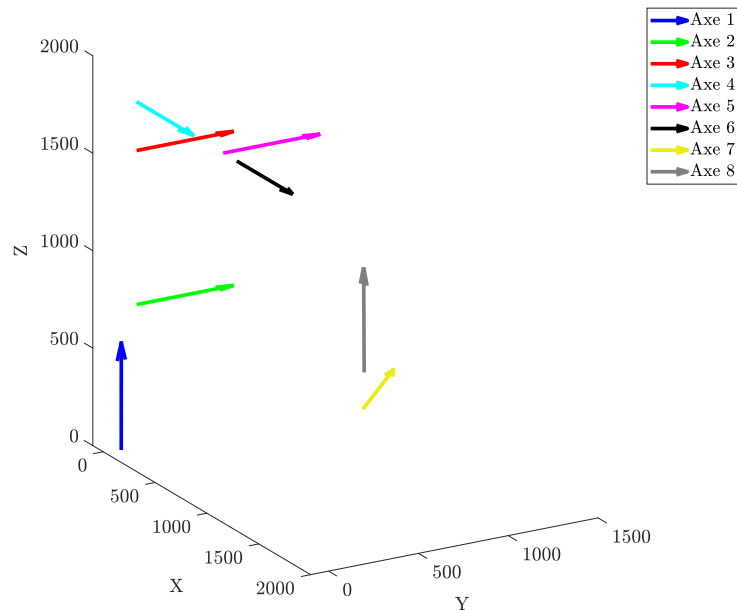


Figure 3.14 – Représentation de la cellule ROBOWAM sous forme d'axes.

À partir des mesures axe par axe du robot et du vireur, il est ainsi possible de représenter les différents axes articulaires dans le repère robot sous forme d'axes de rotation, Figure 3.14.

3.2.2.5 Comparaison des méthodes d'identification des longueurs de segments

Afin de valider les méthodes d'identification des longueurs de segments proposées, plusieurs trajectoires circulaires telles que celles présentées page 74 ont été réalisées avec un mode de pilotage articulaire en utilisant les paramètres de Denavit-Hartenberg identifiés axe par axe (Tableau 3.5) et par mouvements aléatoires (Tableau 3.6). Pour le jeu de paramètres identifiés axe par axe, seules les longueurs de segments ont été implémentées dans le MGI, l'utilisation de paramètres $\alpha_j = \pm 90^\circ$ ou $\alpha_j = 0^\circ$ permettant sa résolution analytique par la méthode de Paul [143]. Ces trajectoires circulaires ($e = 0.01$ mm, TS = 72 cm/min) ont été réalisées dans différents plans : le plan XY (de normale $\overrightarrow{Z_{Robot}}$), le plan YZ (de normale $\overrightarrow{X_{Robot}}$) et un plan intermédiaire à 45° (de normale $\overrightarrow{Z_{Robot} - X_{Robot}}$). Les résultats obtenus sont visibles à la Figure 3.15. Le Tableau 3.8 résume les résultats obtenus.

Les deux méthodes proposées pour l'identification des longueurs de segments permettent d'augmenter la précision géométrique du robot lors de la réalisation de trajectoires circulaires. En revanche, l'identification axe par axe, si elle donne des résultats très proches de ceux obtenus par l'identification par mouvements aléatoires, permet de minimiser l'écart au rayon. Ce sont donc les dimensions identifiées axe par axe qui seront utilisées pour la fabrication avec un mode de pilotage articulaire.

Identification	Plan	Planéité (mm)	Écart au rayon (mm)	Défaut de circularité (mm)
Pas d'identification	XY	0.243	0.073	0.706
	45 °	0.282	0.0715	0.293
	YZ	0.081	0.067	0.358
Axe par axe	XY	0.292	0.005	0.570
	45 °	0.261	0.013	0.269
	YZ	0.081	0.033	0.346
Mouvements aléatoires	XY	0.289	0.023	0.480
	45 °	0.236	0.123	0.260
	YZ	0.106	0.235	0.356
	Moyenne	0.211	0.072	0.380
	Écart type	0.093	0.091	0.122

Tableau 3.8 – Défauts en fonction de l'identification des longueurs de segments.

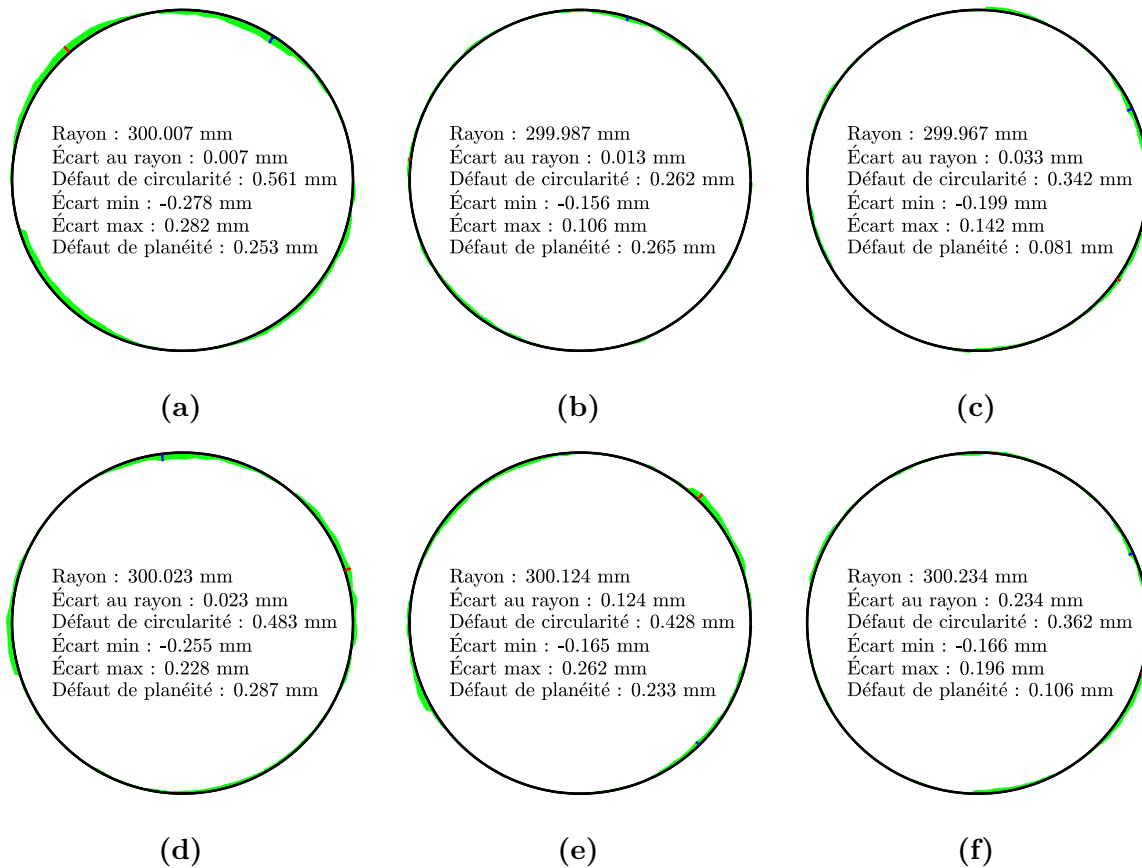


Figure 3.15 – Défauts mesurés. Pilotage articulaire.

$e = 0.01$ mm, $TS = 72$ cm/min.

a : Segments identifiés axe par axe, Plan XY.

b : Segments identifiés axe par axe, Plan intermédiaire à 45°.

c : Segments identifiés axe par axe, Plan XZ.

d : Segments identifiés par mouvements aléatoires, Plan XY.

e : Segments identifiés par mouvements aléatoires, Plan intermédiaire à 45°.

f : Segments identifiés par mouvements aléatoires, Plan XZ.

3.3 Validation expérimentale de trajectoires

La configuration de la cellule ROBOWAM utilisée pour la fabrication de pièces en polymère (PLA) pour la validation des trajectoires est la configuration "pièce portée" (Figure 3.2a page 61). La paramétrie de dépôt nominale utilisée est celle donnée dans le Tableau 3.1 page 61. La plateforme de fabrication est constituée d'un plateau en plexiglas de diamètre 113 mm et de 5 mm d'épaisseur. La position du point de dépôt dans le repère robot est la suivante :

$$D_R = [1045.747, -630.155, 653.167, 0, 0, 0]_{Robot} \quad (3.18)$$

La configuration articulaire du robot est fixée et est celle présentée à la Figure 3.2a page 61 soit :

- Épaule : Haut,
- Coude : Haut,
- Poignet : Bas.

3.3.1 Fabrication de tubulures toriques

Afin de comparer les différentes méthodes de génération de trajectoires, la fabrication puis la comparaison qualitative de différentes pièces a été effectuée.

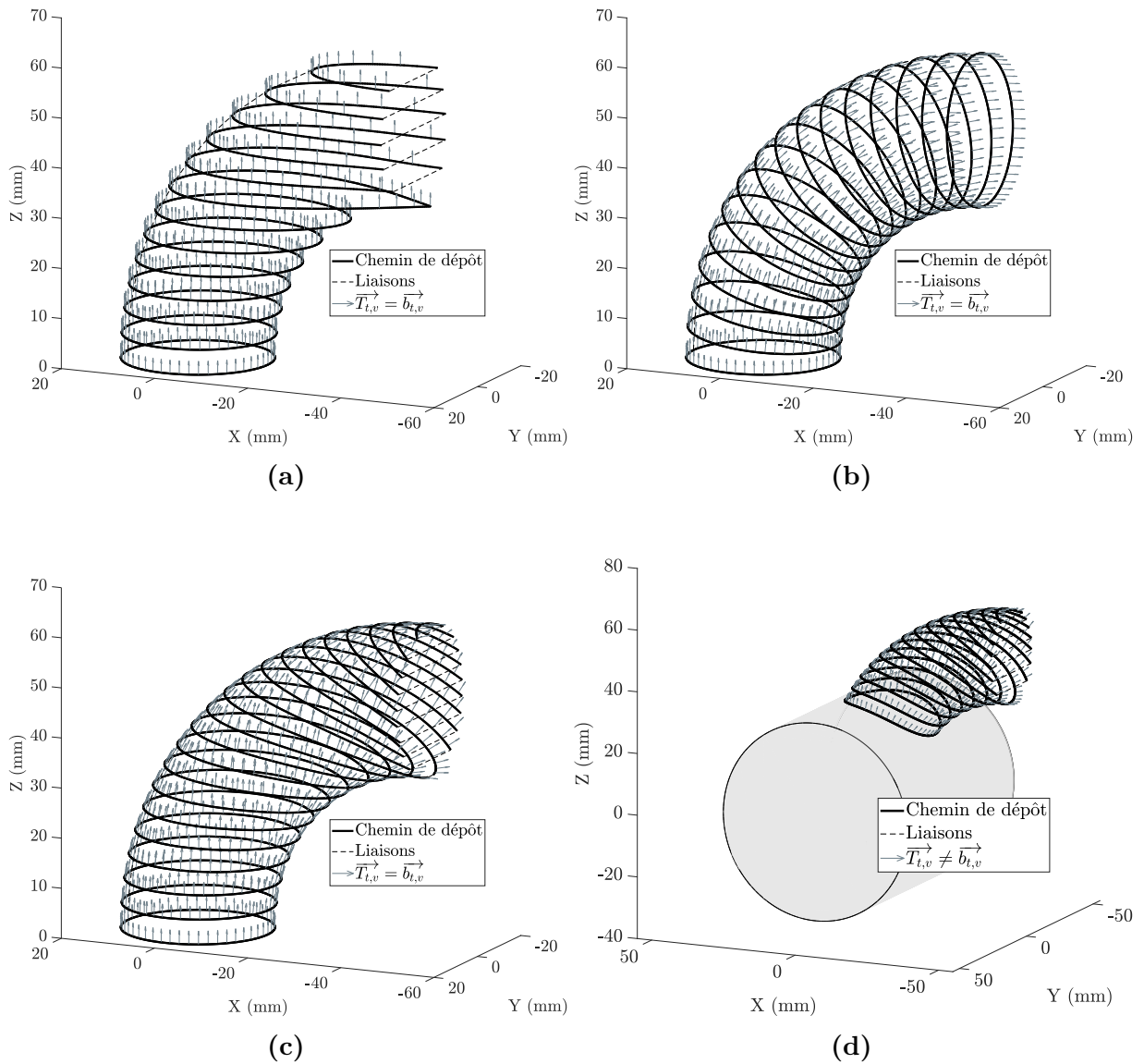
Lorsque les distances locales inter-couches sont hétérogènes, il est nécessaire de faire varier la hauteur du cordon pour permettre la fabrication de ces pièces. A l'instar de ce qui peut être fait pour le dépôt WAAM, seule la modulation de la vitesse d'avance est utilisée pour faire varier cette hauteur [96]. Cette variation est basée sur la cartographie des distances locales inter-couches et est proportionnelle à la distance entre le point du chemin de dépôt et la couche précédente. Pour des raisons de représentation, le paramètre Δ_{passe} utilisé pour les figures est fixé à 5 mm tandis que le Δ_{passe} utilisé pour la fabrication est fixé à 1 mm, soit le diamètre du fil extrudé.

Dans le cas des trajectoires planes, c'est à dire les trajectoires obtenues par tranchage par niveaux de Z et celles obtenues par tranchage perpendiculaire à la fibre neutre, les axes outils sont globaux, respectivement pour toute la trajectoire et couche par couche. En revanche, comme la programmation du robot impose une position et une orientation pour chaque point de la trajectoire, les axes outils sont calculés localement et sont égaux à l'axe outil global. Pour la trajectoire obtenue par tranchage par niveaux de Z (Figure 3.16a), les axes outils sont tous verticaux orientés vers le haut. Pour la trajectoire obtenue par tranchage perpendiculaire à la fibre neutre (Figure 3.16b), les axes outils sont calculés comme proposé dans la Partie 2.4 et sont alors égaux au vecteur tangent à la fibre neutre au point Mg_n .

Concernant les trajectoires non planes, les axes outils sont définis localement, confondus avec \vec{b} ($\theta_n = \theta_t = 0$). La trajectoire de fabrication pour le quart de tore est visible à la Figure 3.16c. En revanche, dans le cas de l'ajout d'entité torique, en raison de l'encombrement du montage de fabrication (Figure 3.19a), l'intégralité des directions de fabrication est projetée dans le plan YZ, afin d'éviter les collisions entre le substrat et l'outil de dépôt. Le substrat utilisé est un cylindre en PVC d'un diamètre de 64 mm. Ce matériau a notamment été choisi car il permet une accroche satisfaisante du PLA pour le dépôt de l'entité. La trajectoire de fabrication est visible à la Figure 3.16d.

Pour la fabrication des quarts de tore, l'origine programme est située au centre de la première couche. Le réglage de l'origine dans le repère robot s'effectue de manière à ce que le centre de la plateforme de fabrication (situé sur l'axe de rotation de son axe terminal) corresponde au point de dépôt. Dans le cas de l'ajout d'entité torique, le robot est réglé de manière à ce que le point situé au milieu du cylindre sur sa partie supérieure coïncide avec le point de dépôt et que l'axe de l'outil de dépôt soit normal au cylindre.

Les différentes pièces fabriquées (hormis l'ajout d'entité torique) sont visibles à la Figure 3.17. Le résultat obtenu pour la trajectoire générée par tranchage par niveaux de Z, Figure 3.17a, montre que ce type de trajectoire n'est pas compatible avec la fabrication de tubulures à parois minces présentant un porte-à-faux sans utilisation de matériau support, ce qui confirme donc l'intérêt pour les trajectoires multi-axes. Le résultat obtenu pour la trajectoire générée par tranchage perpendiculaire à la fibre neutre, Figure 3.17b, ne donne pas non plus satisfaction, un effondrement de la matière ayant lieu dans les zones où la distance locale inter-couches est la plus importante. Cet effondrement de matière n'a pas pu être évité, le domaine de dépôt de l'outil n'étant plus respecté, et ce même avec une loi de variation de la vitesse d'avance. En revanche, il est visible que pour ce type de trajectoire, le dépôt se passe correctement dans les zones où la distance locale inter-couches diminue. La trajectoire non plane, Figure 3.17c, est la seule qui permette la fabrication d'une pièce complète sans effondrement de matière.



**Figure 3.16 – Trajectoires à distance locale inter-couches hétérogène. $\Delta_{\text{passe}} = 5 \text{ mm}$.
a : Tranchage par niveaux de Z. b : Tranchage perpendiculaire à la fibre neutre.
c : Trajectoire non plane. d : Substrat non plan.**

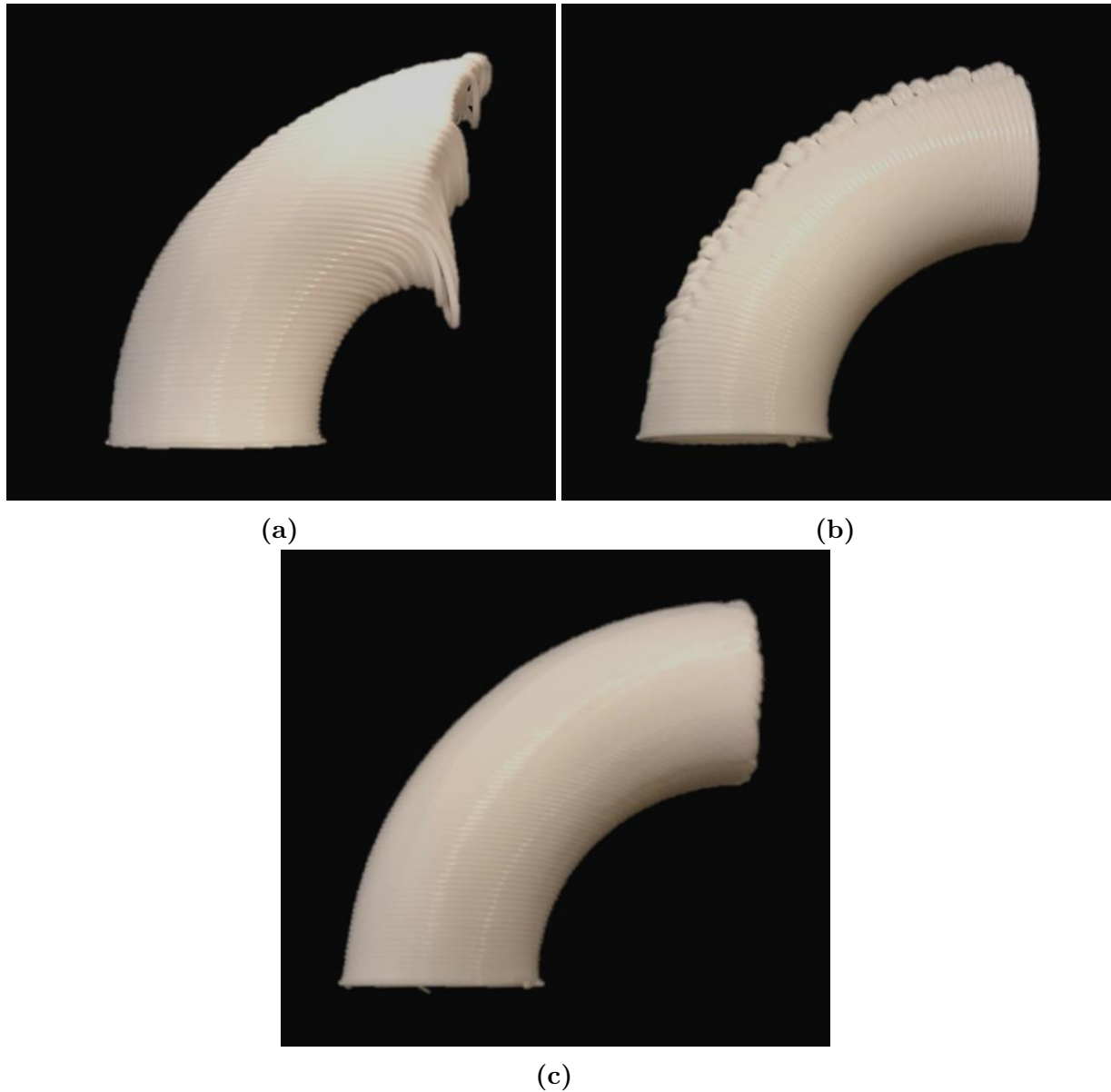


Figure 3.17 – Validation expérimentale des trajectoires à distance locale inter-couches hétérogènes.

a : Tranchage par niveaux de Z . b : Tranchage perpendiculaire à la fibre neutre.
c : Trajectoire non plane.

3.3.2 Trajectoires à distance locale inter-couches constante

Les trajectoires à distance locale inter-couches constante ne nécessitant pas de variation de hauteur de cordon, la paramétrie de dépôt utilisée est la paramétrie de dépôt nominale (Tableau 3.1 page 61). Les trajectoires générées pour le quart de tore, l'ajout d'entité torique et la tubulure quelconque sont respectivement présentées aux Figures 3.18a, 3.18b et 3.18c. Comme précédemment, les vecteurs direction de fabrication sont projetés dans le plan YZ pour l'ajout d'entité torique. La Figure 3.19 présente les résultats des essais de fabrication pour l'ajout d'entité torique à distance locale inter-couches constante.

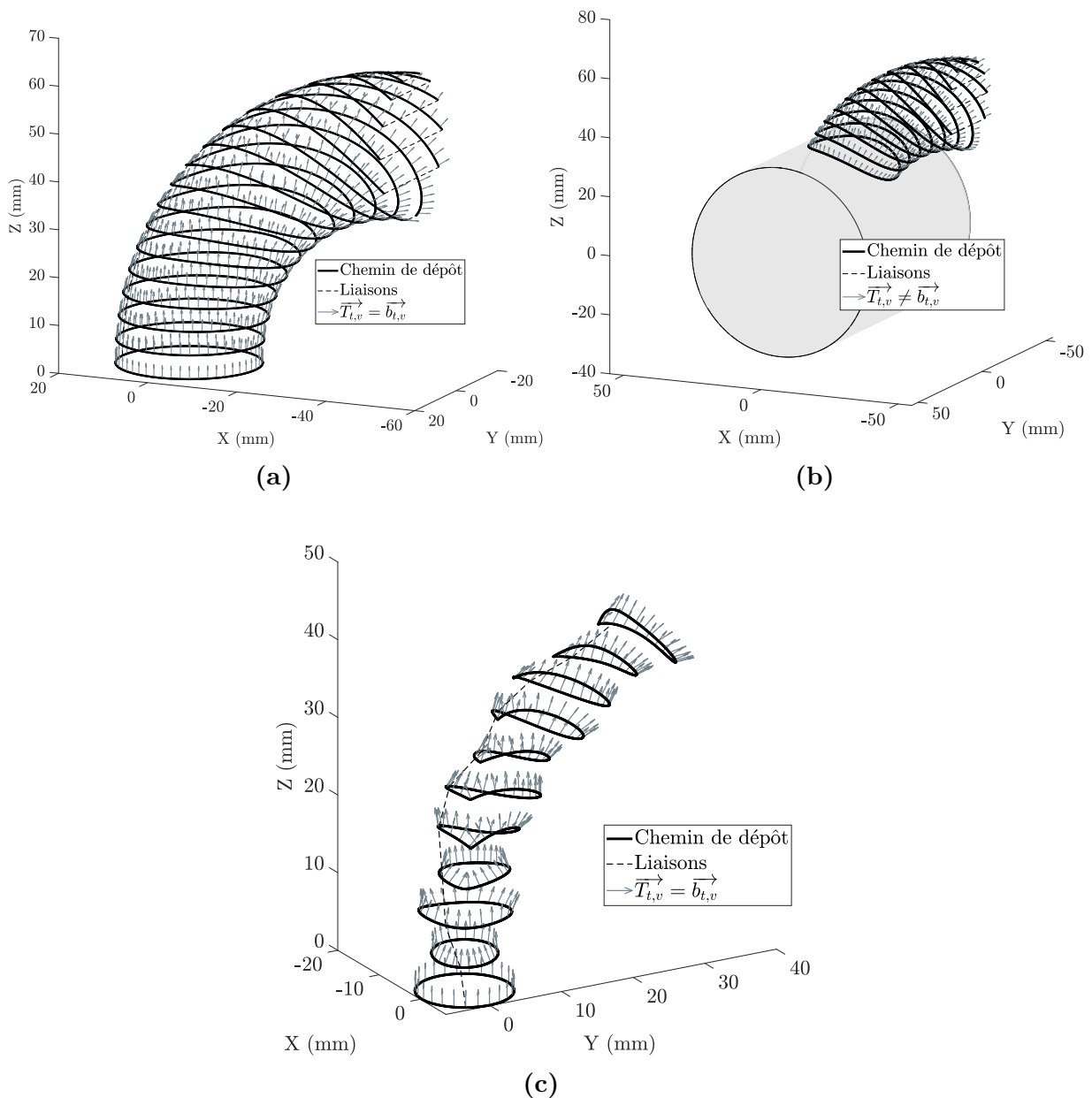


Figure 3.18 – Trajectoires à distance locale inter-couches constante. $\Delta_{\text{passe}} = 5$ mm. a : Tore. b : Substrat non plan. c : Tubulure quelconque.

Si toutes les pièces fabriquées ne présentent pas d'effondrement de matière, les zones où il y a une discontinuité en tangence du chemin de dépôt, couplé à une variation importante de l'axe outil, imposent des accélérations articulaires conséquentes au robot. Le défaut de suivi de trajectoire peut alors être augmenté et la vitesse d'avance diminuée, notamment si les capacités cinématiques/dynamiques du robot sont dépassées. De plus, cette discontinuité en tangence se situe au point de changement de couche. Cette zone de la pièce a alors tendance à avoir une paroi plus épaisse, ce qui peut alors fortement impacter le défaut de forme de la pièce. Ce défaut est d'autant plus visible dans le cas de l'ajout d'entité torique, Figure 3.19b, car amplifié par la contrainte sur les axes outils.

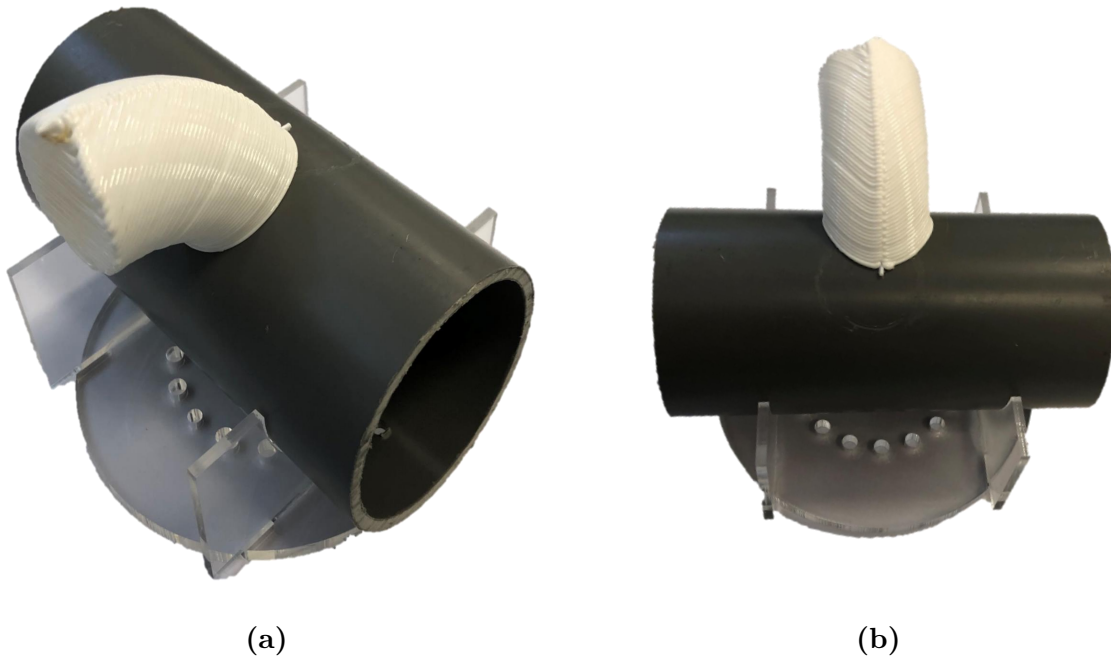


Figure 3.19 – Validation expérimentale des trajectoires à distance locale inter-couches constante.

a : Substrat non plan. b : Défauts de forme dus à la discontinuité en tangence.

3.3.3 Fabrication de pièces de révolution

Trois géométries différentes ont été sélectionnées pour la validation expérimentale de la génération de trajectoires à distance locale inter-couches constante pour des pièces de révolution : une demi-sphère creuse de rayon 45 mm, un demi-caténoïde [161] et une tuyère. Les équations utilisées pour définir la courbe iso-paramétrique permettant la génération de trajectoires sont respectivement les Équations 2.2 (page 37), 3.19 et 2.8 (page 40). Les trajectoires générées sont visibles aux Figures 3.20a, 3.20c et 3.20d.

La sphère présente un rayon de courbure positif et une surface fermée, la demi-caténoïde présente un rayon de courbure négatif avec une surface ouverte et la tuyère deux rayons de courbure, positif et négatif. Ces trois géométries ont été sélectionnées à cause de leurs difficultés d'obtention via des moyens de fabrication additive conventionnels, notamment dues à leur porte-à-faux. En plus de ses caractéristiques géométriques, l'exemple de la tuyère a été choisi car la fabrication additive DED présente un fort potentiel dans le domaine aérospatial, notamment pour ce type de pièces [150, 151].

$$A_i = 2R_s^2 - \sqrt{R_s^2 - Zg_i^2} \quad (3.19)$$

$$Zg_i \in [0; 45]$$

Afin de permettre la fabrication de la demi-sphère creuse, l'angle θ_t a été réglé de manière à ce qu'il n'y ait pas de collisions entre l'outil de dépôt et la pièce sur le sommet de la sphère, Équation 3.20 dans le cas d'une normale extérieure matière et Équation 3.21 dans le cas d'une normale intérieure matière. Comme l'outil de dépôt est fixe dans l'espace de travail du robot, l'utilisation d'angles θ_n et θ_t non nuls impose un non respect de la verticalité du vecteur \vec{b} , et donc une modification de l'influence de la gravité au point de dépôt.

$$\text{Si } \arccos(\vec{T}_{t,v} \cdot \vec{Z}_{Pièce}) \geq 50^\circ$$

$$\text{Alors } \theta_t = 0 \quad (3.20)$$

$$\text{Sinon } \theta_t = \arccos(\vec{T}_{t,v} \cdot \vec{Z}_{Pièce}) - 50^\circ$$

$$\text{Si } \arccos(\vec{T}_{t,v} \cdot \vec{Z}_{Pièce}) \geq 50^\circ$$

$$\text{Alors } \theta_t = 0 \quad (3.21)$$

$$\text{Sinon } \theta_t = 50^\circ - \arccos(\vec{T}_{t,v} \cdot \vec{Z}_{Pièce})$$

Pour chacune de ces géométries, le chemin de dépôt est transposé dans le repère robot en fixant le paramètre R_Z à une valeur constante ($R_Z = 0$). La trajectoire dans l'espace articulaire du robot pour la fabrication de la demi-sphère est visible à la Figure 3.21. Les trajectoires dans l'espace articulaire pour les autres géométries sont visibles à l'Annexe H. Pour chacune de ces trajectoires, il y a dépassement de la course de l'axe 5, menant donc à un échec de fabrication. Le positionnement de la buse dans l'espace du robot, couplé à un paramètre R_Z fixe et à la configuration articulaire du robot ne permet donc pas la fabrication de ces différentes géométries. Si l'on considère uniquement le cas de la sphère, la modification de la valeur de R_Z mène toujours à un dépassement de la course de l'axe 5, Figure 3.22. Il en va de même pour les autres géométries.

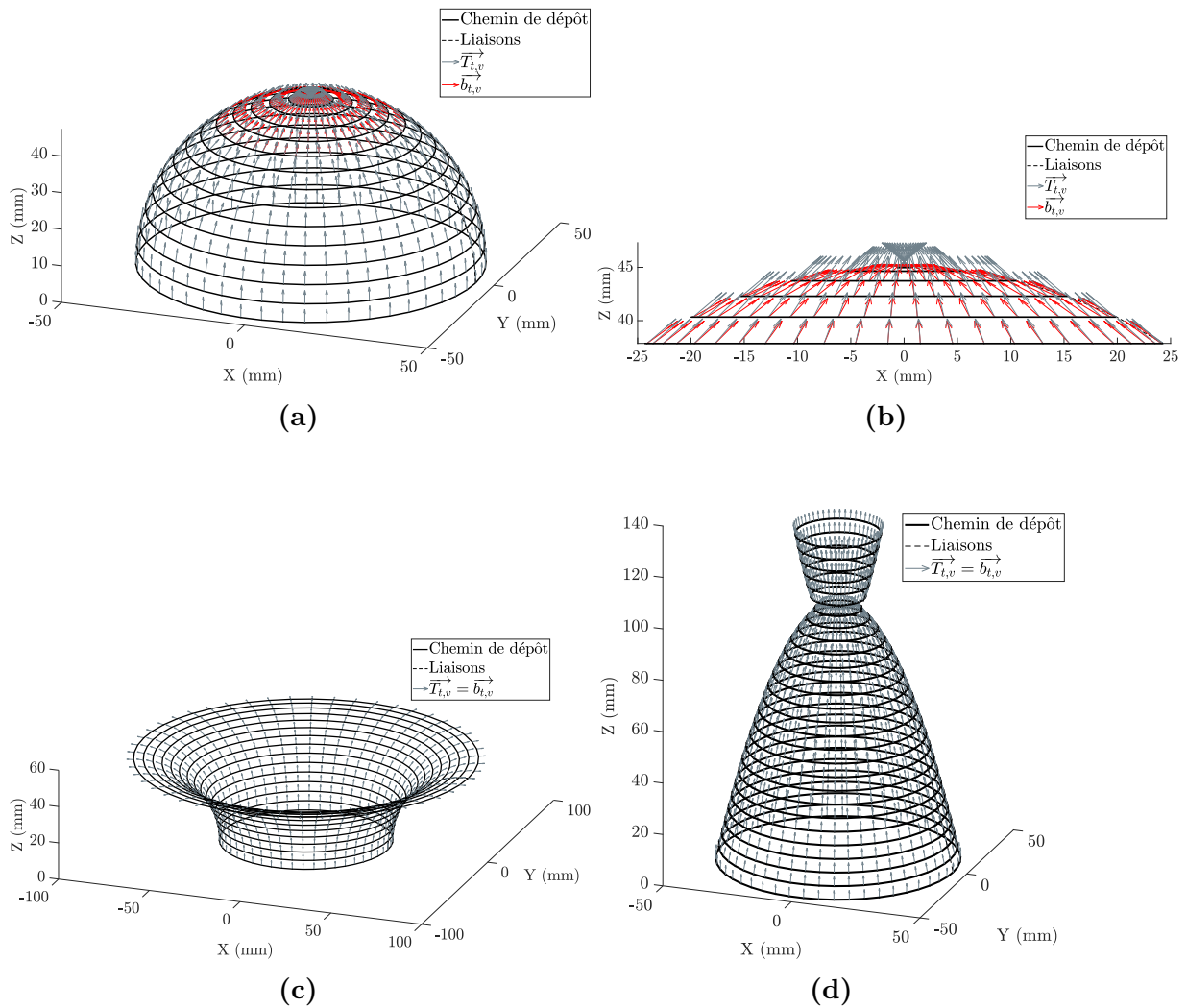


Figure 3.20 – Trajectoires de fabrication : pièces de révolution. $\Delta_{\text{passe}} = 5$ mm.
 a : Demi-sphère creuse. b : Demi-sphère creuse, zoom latéral. c : Demi-caténoïde.
 d : Tuyère.

Si la fabrication de ces géométries de révolution n'est pas possible en utilisant un paramètre R_Z constant, une optimisation de la trajectoire est cependant possible. Le chapitre suivant propose donc une méthode d'optimisation de la trajectoire couche par couche dans l'espace articulaire permettant notamment la fabrication de ces différentes géométries.

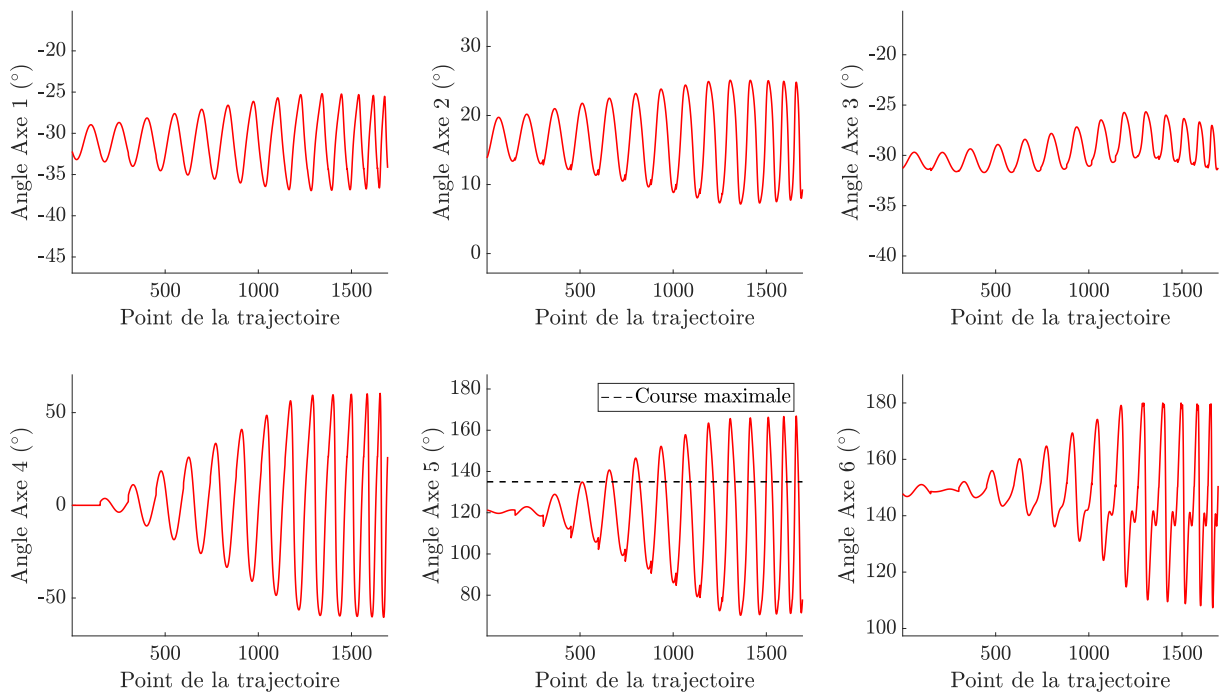


Figure 3.21 – Trajectoire articulaire : demi-sphère. $\Delta_{\text{passe}} = 5 \text{ mm}$. $R_Z = 0$.

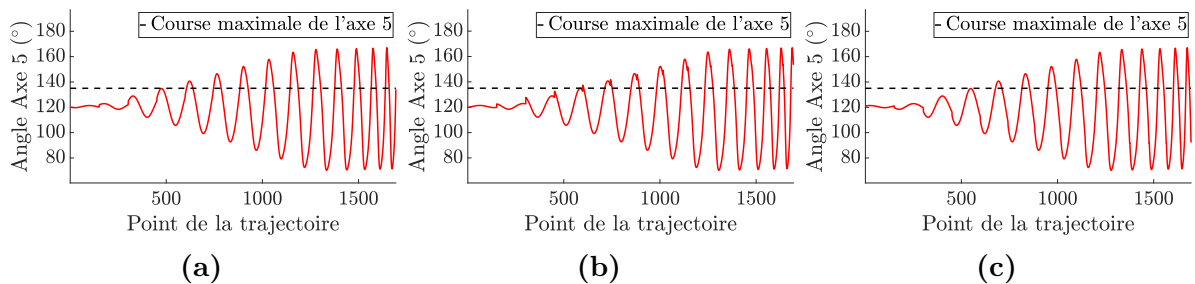


Figure 3.22 – Comportement de l'axe 5 pour différents paramètres R_Z . $\Delta_{\text{passe}} = 5 \text{ mm}$.
 a : $R_Z = 90^\circ$. b : $R_Z = 180^\circ$. c : $R_Z = 270^\circ$.

3.4 Conclusions

La cellule de fabrication additive ROBOWAM composée d'un robot 6-axes, d'un vireur 2-axes, d'un générateur de soudage CMT et d'un dispositif de dépôt de fil polymère a permis de valider les différentes trajectoires proposées au Chapitre 2. L'équipement de la cellule permet la fabrication dans une configuration "pièce portée" avec le dispositif de dépôt fixe dans l'espace ou dans une configuration "dispositif de dépôt porté" et la pièce déposée sur le vireur 2-axes. Chaque configuration nécessite d'utiliser une méthode de pilotage spécifique. La stratégie d'utilisation de cette cellule consiste à valider dans un premier temps les trajectoires via la fabrication de pièces en polymère, permettant ainsi de s'affranchir des difficultés liées au dépôt de fil métallique (gestion de la température de la pièce, paramétrie de dépôt plus complexe à mettre au point, absence de dépôt en cas de distance trop importante entre le fil et la pièce, ...). L'utilisation de fil polymère rend aussi l'observation plus aisée grâce à l'absence de rayonnement lumineux ; elle présente également les avantages d'un coût matériau moindre et d'un risque de casse en cas de collision moins élevé. En revanche, si la cellule permet la fabrication dans une configuration "dispositif de dépôt porté", cette configuration n'a pas encore été utilisée pour la production de pièces. Dans le but de valider la coordination des mouvements entre le robot et le vireur, un système de dépôt de fil polymère en configuration "dispositif de dépôt porté" pourra être développé.

Afin d'empiler plusieurs cordons, il est cependant nécessaire que le robot soit suffisamment précis. Une campagne d'essais a été menée afin de mesurer l'impact de la programmation sur la précision géométrique. Différentes trajectoires circulaires ont été réalisées, suivant les deux modes de pilotage disponibles (cartésien et articulaire), en fonction de deux vitesses d'avance différentes (sélectionnées pour correspondre aux valeurs utilisées habituellement pour la fabrication additive) et enfin en fonction de l'erreur de corde utilisée lors de la génération de trajectoires. Les résultats montrent que si la vitesse ou le mode de pilotage n'influent pas sur la précision, le défaut de positionnement de l'effecteur est dépendant de l'erreur de corde, la programmation d'une interpolation linéaire ne donnant pas un mouvement réel de l'effecteur suivant une ligne droite si la distance entre deux points consécutifs est trop importante. Afin de réduire ces écarts et au vu des différentes mesures réalisées, la préconisation est de ne pas excéder 0.01 mm d'erreur de corde pour un cercle de diamètre 600 mm, correspondant à une distance de 4.9 mm entre deux points consécutifs de la trajectoire. Dans le but d'améliorer la précision du robot, une identification des longueurs des segments le composant a été réalisée. Cette identification a été effectuée selon deux méthodes, une méthode axe par axe et une méthode par mouvements aléatoires. Si les deux méthodes améliorent la précision du robot de manière semblable (± 0.2 mm après correction), la méthode d'identification axe par axe permet, en plus des longueurs de segments, d'identifier l'impact du déplacement et de la vitesse angulaire sur la précision de chacun des axes durant la même session de mesure. Enfin, comme il est essentiel de connaître précisément la position et l'orientation du vireur par rapport au robot, ces paramètres ont aussi été déterminés durant le cycle de mesure.

La fabrication de plusieurs quarts de tore suivant les différentes stratégies proposées au Chapitre 2 a montré l'intérêt des trajectoires multi-axes non planes, seules trajectoires permettant la fabrication sans effondrement de matière. De plus, hormis pour les pièces de révolution, les trajectoires à distance locale inter-couches constante ont permis la fabrication de plusieurs pièces proposées, validant ainsi la méthode de génération de trajectoires multi-axes à distance locale inter-couches constante pour la fabrication sans supports de tubulures présentant un porte-à-faux. En revanche, il n'a pas été possible

de fabriquer les différentes géométries de révolution proposées à cause du dépassement de la course articulaire d'un axe. Comme l'utilisation de dispositifs de dépôt coaxiaux permet une rotation libre de l'outil de dépôt autour de cet axe, le suivi de trajectoire nécessite uniquement cinq axes, admettant ainsi une redondance d'un degré de liberté lors de l'utilisation d'un robot 6 axes. Le chapitre suivant propose alors une méthode d'optimisation couche par couche de la trajectoire qui exploite cette redondance.

Afin de parfaire la génération de trajectoires en lien avec la machine de fabrication utilisée, il peut être nécessaire d'utiliser, non pas une erreur de corde maximale admissible, mais une distance maximale entre deux points consécutifs du chemin de dépôt. Il pourra donc être nécessaire de mener une campagne d'essais supplémentaire afin de déterminer cette distance. De la même manière, une identification plus précise des longueurs de segments et de l'incertitude de positionnement pourra être effectuée en se basant par exemple sur les travaux de Bordron [122] ou de Wu et al. [123]. Enfin, la mise au point d'une paramétrie de dépôt pour le dépôt de fil métallique permettra d'adapter les trajectoires à la hauteur du cordon déposé. Il pourra être nécessaire d'y adjoindre une stratégie de gestion de la température de la pièce durant le dépôt pour permettre la fabrication WAAM des tubulures proposées.

Chapitre 4

Optimisation couche par couche de la trajectoire dans l'espace articulaire

Sommaire

4.1	Configuration "pièce portée"	94
4.1.1	Variable d'optimisation	94
4.1.2	Fonctions d'optimisation	95
4.1.3	Application à la demi-sphère creuse	97
4.1.4	Comparaison avec une optimisation point par point	99
4.1.5	Validation expérimentale	100
4.2	Configuration "dispositif de dépôt porté"	104
4.2.1	Minimisation du déplacement articulaire	104
4.2.2	Minimisation de l'incertitude de positionnement	108
4.3	Conclusions	112

Les essais expérimentaux présentés dans le chapitre précédent pour la fabrication des pièces de révolution proposées n'ont pu aboutir pour cause de dépassement de la course d'un axe. Même s'il est possible de modifier la configuration du robot pour effectuer la fabrication de pièces dans des conditions optimales et propres à chacune, la configuration de fabrication est souvent contrainte, notamment s'il y a un système d'inertage global (cf. Figure 1.5 page 11).

Les moyens de dépôt disponibles dans la cellule ROBOWAM étant coaxiaux, il y a une redondance articulaire liée au robot. Ce chapitre propose une méthode d'optimisation sous contraintes, couche par couche, de la trajectoire dans l'espace articulaire du robot (troisième étape de l'approche générale de fabrication proposée à la Figure 2 page 4), basée sur cette redondance. Les méthodes d'optimisation de trajectoire utilisées sont issues du domaine de la robotique industrielle et sont adaptées à la fabrication additive. L'optimisation de la trajectoire, en plus de permettre la fabrication de certaines pièces, peut aussi améliorer leur qualité en diminuant les mouvements articulaires, les accélérations et en ne dépassant pas les vitesses maximales des différents axes.

La première partie présente la méthode d'optimisation de la trajectoire sous contraintes, couche par couche, dans l'espace articulaire du robot, en configuration "pièce portée", pour des géométries de révolution. Les différentes fonctions d'optimisation utilisées sont explicitées et les trajectoires validées expérimentalement. La modification de la configuration de la cellule permet ensuite la comparaison de pièces fabriquées avec et sans optimisation de la trajectoire. La seconde partie propose des solutions d'optimisation en "configuration

dispositif de dépôt porté", basées sur le même principe que pour la configuration "pièce portée", en intégrant les spécificités de ce type de configuration.

Les notations suivantes seront utilisées :

- $\Phi(\underline{\mathbf{q}})$: Fonction objectif (scalaire)
- $\underline{\Psi}(\underline{\mathbf{q}})$: Fonction contrainte (inégalité)

4.1 Configuration "pièce portée"

Comme présenté dans la Partie 3.1.2.2, la rotation autour de l'axe de l'outil de dépôt n'a pas d'influence sur le dépôt. Il existe ainsi une infinité de combinaisons des paramètres $[R_X, R_Y, R_Z]_{Robot}$ permettant de décrire l'orientation au point M de la trajectoire de fabrication. Afin de fixer une combinaison de ces paramètres pour la fabrication, les paramètres R_X et R_Y sont déterminés en fonction de l'axe outil \vec{T} et de R_Z (Équations 3.6 et 3.7 page 66). Le paramètre R_Z sera alors utilisé comme variable d'optimisation.

L'objectif de cette partie est de proposer et d'appliquer une méthode d'optimisation sous contraintes, couche par couche, de la trajectoire dans l'espace articulaire afin de permettre la fabrication de géométries de révolution avec la configuration contrainte de la cellule ROBOWAM (cf. § 3.3).

4.1.1 Variable d'optimisation

Le principe de l'optimisation couche par couche est de traiter chaque couche de manière indépendante. Afin de considérer toute une couche, un vecteur $\underline{\mathbf{B}}_{C,n}$ de dimension $n+1$ est introduit. Pour chaque point M d'une couche C , le paramètre $R_{Z_{C,M}}$ est alors défini par une fonction polynomiale de degré n dont les coefficients sont donnés par les composantes du vecteur $\underline{\mathbf{B}}_{C,n}$, Équation 4.1. Le degré de la fonction dépend de la complexité de la forme de la couche.

$$R_{Z_{C,M}} = b_{C,n} \cdot m^n + b_{C,n-1} \cdot m^{n-1} + \dots + b_{C,0}$$

$$\underline{\mathbf{B}}_{C,n} = \begin{bmatrix} b_{C,n} \\ b_{C,n-1} \\ \dots \\ b_{C,0} \end{bmatrix} : \text{Variable d'optimisation associée à la couche } C \quad (4.1)$$

m : numéro du point M de la couche C

Dans le cas des géométries de révolution, le même type de fonction polynomiale peut être utilisée en remplaçant le paramètre m par la coordonnée cylindrique du point M , Équation 4.2.

$$R_{Z_{C,M}} = b_{C,n} \cdot \theta_{C,m}^n + b_{C,n-1} \cdot \theta_{C,m}^{n-1} + \dots + b_{C,0}$$

$$\theta_{C,m} : \text{Coordonnée cylindrique du point } M \text{ de la couche } C$$

$$\theta_{C,m} = \arctan\left(\frac{Y_{C,m}}{X_{C,m}}\right) \quad (4.2)$$

$$M = [X_{C,m}, Y_{C,m}, Z_{C,m}]_{Pièce}$$

La définition polynomiale du paramètre R_Z assure une variation continue et différentiable des paramètres R_X , R_Y et R_Z , ce qui permet de limiter les variations brutales d'orientation au sein d'une couche.

4.1.2 Fonctions d'optimisation

Sans optimisation, la trajectoire dans l'espace articulaire pour la fabrication d'une demi-sphère de rayon 45 mm conduit à un dépassement de la course de l'axe 5 (Figure 3.21 page 90), rendant impossible la fabrication de cette pièce. Il en va de même pour les autres géométries de révolution proposées.

Afin de permettre la fabrication, il est possible d'optimiser la trajectoire de manière à ce que chaque axe ne dépasse pas ses butées. En revanche, les fonctions proposées pour l'éloignement des butées articulaires (Équations 1.4, 1.5 et 1.6 page 32) impliquent que chaque axe reste au plus proche du milieu de sa course articulaire. L'utilisation de telles fonctions d'optimisation n'est pas la plus adaptée dans le cas présent. En effet, si un axe vient à se retrouver à proximité de sa butée articulaire malgré la fonction d'optimisation, son influence sur la valeur de $\Phi(\underline{\mathbf{q}})$ sera très importante. L'optimisation de la trajectoire consistera alors à faire diminuer la valeur de $\Phi(\underline{\mathbf{q}})$ en éloignant cet axe de sa butée, sans prendre en compte la trajectoire articulaire. Cela peut alors conduire à une augmentation des vitesses angulaires atteintes, des accélérations et du jerk, et donc mener à une dégradation potentielle de la qualité de la pièce. Il est donc plus judicieux de considérer une fonction d'optimisation prenant en compte la trajectoire articulaire, en gardant cependant une contrainte de manière à ce qu'aucun axe ne dépasse ses butées.

Si la notion de manipulabilité ou de dextérité est bien adaptée pour une optimisation locale de la trajectoire, il faut cependant veiller à ce que la fonction utilisée soit correctement adaptée pour l'optimisation numérique. Ainsi, si la manipulabilité est utilisée, il est nécessaire d'inverser l'Équation 1.7 (page 32) de manière à ce que la manipulabilité maximale soit atteinte lorsque $\omega_1(\underline{\mathbf{q}})$ est minimal. En revanche, l'utilisation de fonctions objectives basées sur la manipulabilité ou la dextérité n'est pas appropriée pour de l'optimisation couche par couche, celle-ci pouvant être fortement variable le long d'une couche. Dans certains cas, l'algorithme d'optimisation peut se concentrer sur un point spécifique de la trajectoire présentant la plus grande valeur de manipulabilité, au détriment des autres.

La fonction objectif sélectionnée consiste alors en une minimisation du déplacement articulaire le long d'une couche, avec une pondération $\gamma_j \geq 0$ propre à chaque axe, Équation 4.3. Cette pondération permet de contrôler la mobilité de l'axe pendant la fabrication et peut être réglée en fonction de la course de l'axe, de la résolution du codeur associé à l'axe ou autre. Dans le cas proposé, les pondérations sont égales à l'inverse de la course de chaque axe. La course de l'axe 6 étant infinie, le paramètre γ_6 est fixé à une valeur nulle.

$$\Phi(\underline{\mathbf{q}}(R_Z)) = \sum_{m=2}^{m=p_C} \sum_{j=1}^{j=6} \gamma_j \cdot (q_{m,j} - q_{m-1,j})^2$$

$$p_C : \text{nombre de points de la couche } C \tag{4.3}$$

$$\gamma_j = \frac{1}{\Delta_{q_j}}$$

Afin que les axes ne dépassent pas leur butées articulaires, une fonction contrainte d'inégalité $\underline{\Psi}(\underline{\mathbf{q}})$ est ajoutée, Équation 4.4. Cette fonction contrainte, sous forme de vecteur,

permet de discriminer chaque axe de manière indépendante, Équation 4.5, et permet surtout d'anticiper le dépassement d'une butée articulaire durant la fabrication d'une couche. De la même manière, comme l'évitement des singularités n'est pas géré par la fonction objectif, il est nécessaire de rajouter une contrainte d'inégalité qui permet d'anticiper la présence de singularités lors de la fabrication d'une couche. La fonction implémentée, Équation 4.6, est dérivée de celle proposée par Souissi et al. [145] (Équation 1.8 page 33).

$$\underline{\Psi}(\underline{\mathbf{q}}(R_Z)) = [\psi_1.. \psi_7] \quad (4.4)$$

$$\psi_j = \max_m \left(\left(\frac{q_{m,j} - q_{j,moy}}{\Delta q_j} \right)^2 - \left(\frac{1}{2} \right)^2 \right) \quad j \in \llbracket 1; 6 \rrbracket, m \in \llbracket 1; p_C \rrbracket \quad (4.5)$$

$$\psi_7 = \max_m \left(\psi_{max} - \left(\frac{\xi_{min}}{\xi_{max}} \right)_m \right) \quad m \in \llbracket 1; p_C \rrbracket \quad (4.6)$$

Afin de paramétrer correctement l'optimisation numérique de la trajectoire, la connaissance de la cellule de fabrication est essentielle, notamment la position du point de dépôt D_R , les courses angulaires des différents axes et le Modèle Géométrique Inverse (MGI) du robot. Le processus d'optimisation de la trajectoire pour une couche C est décrit à la Figure 4.1 : pour une couche considérée, le paramètre R_Z associé à chaque point de la trajectoire est calculé selon une fonction polynomiale dont les coefficients sont exprimés sous forme d'un vecteur $\underline{\mathbf{B}}_{C,n}$, utilisé comme variable d'optimisation (Équation 4.1). Les paramètres R_X et R_Y sont ensuite déterminés en fonction de \vec{T} et R_Z (Équations 3.6 et 3.7 page 66), puis la transposition de la trajectoire dans le repère robot est effectuée et les coordonnées articulaires du point M calculées. Une fois les coordonnées articulaires de tous les points de la couche C déterminées, le processus d'optimisation est utilisé pour déterminer $\underline{\mathbf{B}}_{C,n}$ de manière à minimiser le déplacement articulaire le long de la couche C . Les opérations sont répétées jusqu'à ce que les critères d'arrêt de l'optimisation soient respectés.

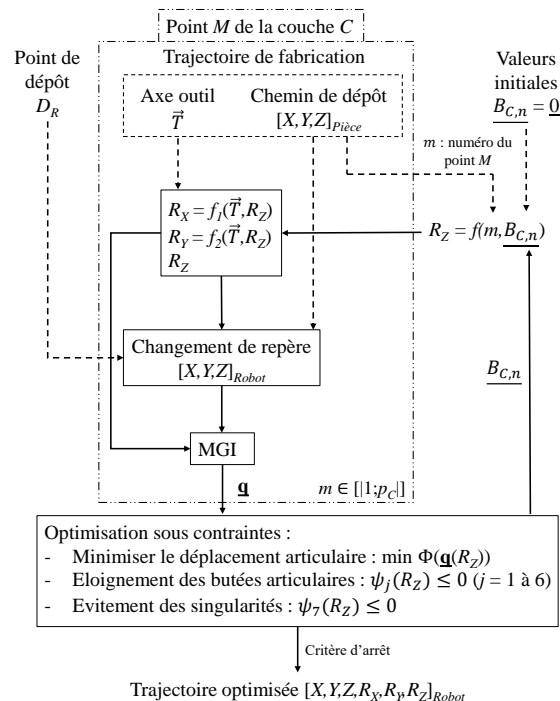


Figure 4.1 – Principe d'optimisation de la trajectoire de fabrication, couche C .

L'algorithme utilisé pour optimiser la trajectoire est le même que celui présenté à la page 48, avec des réglages différents :

- Nombre d'itérations maximal : 1000 (jamais atteint),
- Tolérance de fin sur la valeur de la fonction objectif : 1.10^{-8} ,
- Tolérance de fin sur la valeur de la variable d'optimisation : 1.10^{-8} .

4.1.3 Application à la demi-sphère creuse

La trajectoire utilisée pour la fabrication de la demi-sphère creuse est celle présentée à la Figure 3.20a page 89. Comme cette géométrie est de révolution, la seconde expression de la variable d'optimisation (Équation 4.2) est utilisée. Afin de régler la contrainte permettant l'évitement des zones de singularité, le paramètre ψ_{max} a été choisi de manière empirique égal au quart de la valeur de la dextérité calculée pour chaque point dans le cas R_Z constant. Si la contrainte est toujours respectée (cf. Figure 4.4), le paramètre ψ_{max} est volontairement réglé à une valeur faible, mais non nulle, pour que les zones de singularité soient évitées et pour que la contrainte sur la dextérité ne prenne pas le pas sur la minimisation du déplacement articulaire. Un seuil de dextérité minimale trop élevé peut aussi conduire à une contrainte impossible à respecter.

Comme le temps de calcul est directement lié au degré de la fonction polynomiale utilisée pour la définition de R_Z , il est essentiel de correctement le sélectionner dans le but d'obtenir le meilleur ratio résultats/temps de calcul. Dans le cas des géométries de révolution, comme le paramètre R_Z et les coordonnées cylindriques de la trajectoire ont le même axe d'orientation vertical, la fonction polynomiale intuitivement sélectionnée est de degré 1. Différentes optimisations ont été menées avec $n = 1$ à $n = 4$ et les trajectoires articulaires calculées sont identiques. Les courbes visibles à la Figure 4.2 sont donc superposées. Le temps de calcul dans le cas $n = 1$ est de 92 s et de 377 s dans le cas $n = 4$ (CPU Intel Core i7 @ 2.60 GHz, 16 Gb RAM).

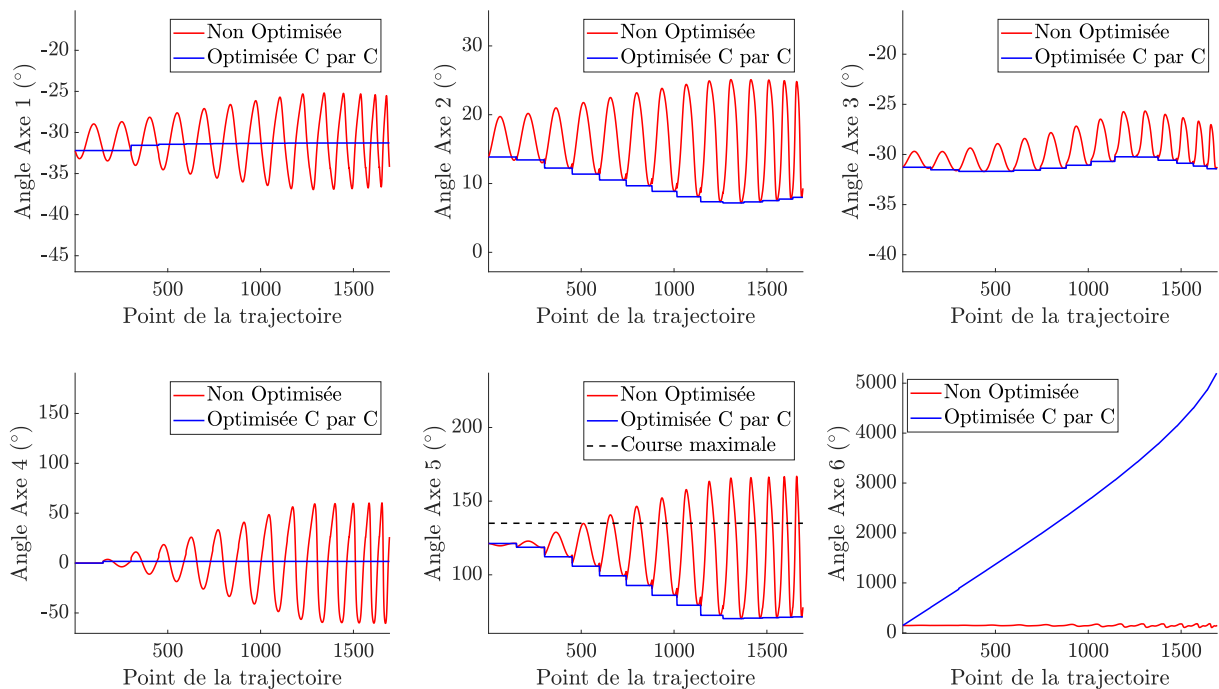


Figure 4.2 – Trajectoire articulaire optimisée couche par couche : demi-sphère.
 Trajectoire de fabrication : Figure 3.20a page 89.

La solution obtenue, positionnement des axes 1 à 5 et rotation continue de l'axe 6, paraît évidente mais est obtenue dans le cas présent de manière automatique. Cette solution permet une meilleure circularité des couches par rapport au cas non optimisé (cf. Tableau 4.1 page 103). Pendant la fabrication d'une couche, les vitesses des axes 1 à 5 sont nulles et celle de l'axe 6 est constante, Figure 4.3. De plus, la moyenne de l'indice de dextérité après optimisation est supérieure par rapport au cas non optimisé, Figure 4.4. Cela traduit une meilleure qualité de mouvement du robot, qui, couplée à la réduction des vitesses atteintes par les différents axes, permet d'obtenir un mouvement de meilleure qualité. Enfin, comme l'axe terminal du robot est le plus sollicité, l'optimisation de la trajectoire permet à priori de minimiser l'impact des erreurs de positionnement des différents axes sur le résultat final.

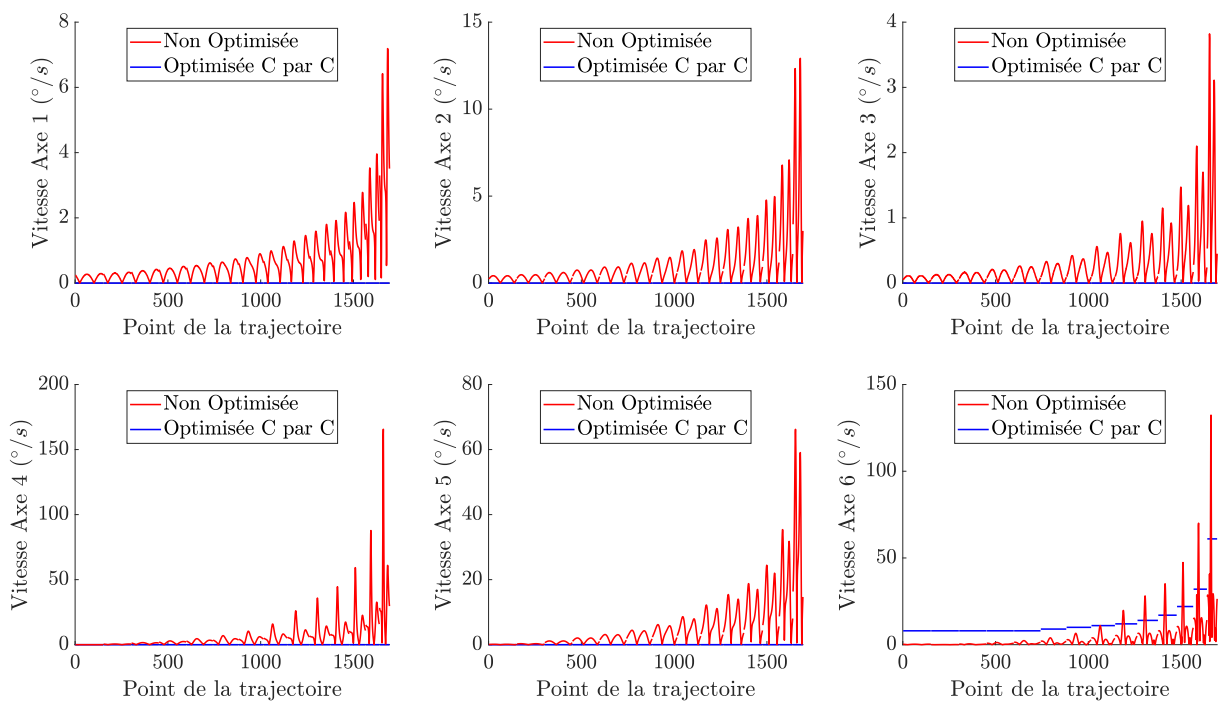


Figure 4.3 – Vitesses articulaires avant et après optimisation : demi-sphère. Trajectoire de fabrication : Figure 3.20a, TS = 36 cm/min.

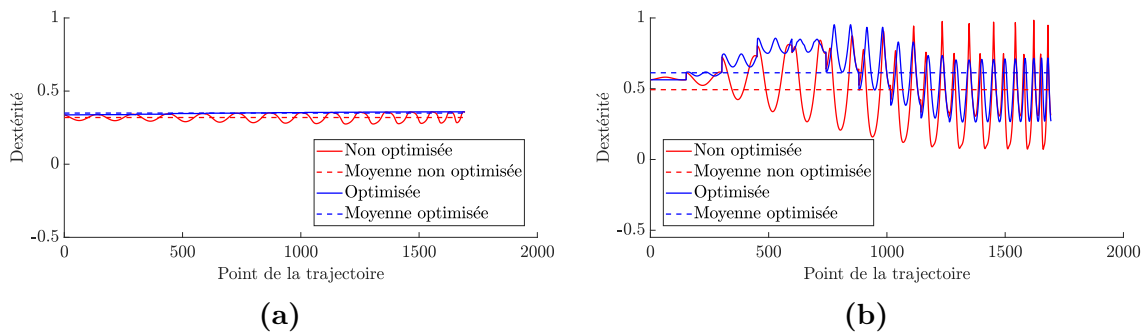


Figure 4.4 – Comparaison de l'indice de dextérité avant et après optimisation : demi-sphère. Trajectoire de fabrication : Figure 3.20a.
 a : Dextérité relative à la position. b : Dextérité relative à l'orientation.

4.1.4 Comparaison avec une optimisation point par point

L'optimisation point par point de la trajectoire s'effectue en considérant le paramètre R_Z , indépendamment en chaque point, comme étant la variable d'optimisation. En utilisant les mêmes fonctions d'optimisation que celles décrites précédemment, le résultat est présenté à la Figure 4.5. Le temps de calcul est de 307 s, soit une augmentation de 234 % par rapport à l'optimisation couche par couche.

Comme pour l'optimisation couche par couche, l'optimisation point par point permet aux différents axes de ne pas dépasser leurs courses maximales. Cependant, des variations angulaires importantes apparaissent, pouvant être problématiques, non seulement parce que la dynamique du robot peut ne pas permettre le suivi de trajectoire, mais aussi car cela peut déformer le cordon sous accélération si celui-ci n'est pas correctement solidifié. De plus, la présence de jerks importants peut affecter la durée de vie du robot sur le long terme.

Cependant, la problématique la plus importante liée à l'optimisation point par point est la non anticipation du mouvement sur une couche. Cet algorithme avance "à l'aveugle" : si, durant la fabrication d'une couche, un axe articulaire arrive proche de ses butées pour le point M_m de la trajectoire, il se peut que le paramètre R_Z calculé en respectant les contraintes pour le point M_{m+1} induise un mouvement articulaire important qui n'est pas souhaitable lors de la fabrication d'une couche.

En plus de permettre l'anticipation des mouvements articulaires du robot durant la fabrication d'une couche complète, l'optimisation couche par couche permet d'avoir une trajectoire lissée, et donc un comportement articulaire plus fluide, améliorant potentiellement la qualité des pièces fabriquées. De plus, comme chaque couche est traitée de manière indépendante, le mouvement articulaire entre deux couches n'est pas pris en compte. Cette transition, ici réglée de manière à minimiser le mouvement articulaire, peut être utilisée de manière à optimiser le processus de fabrication. Dans le cas de la fabrication additive WAAM, un temps de refroidissement peut être nécessaire après chaque couche déposée.

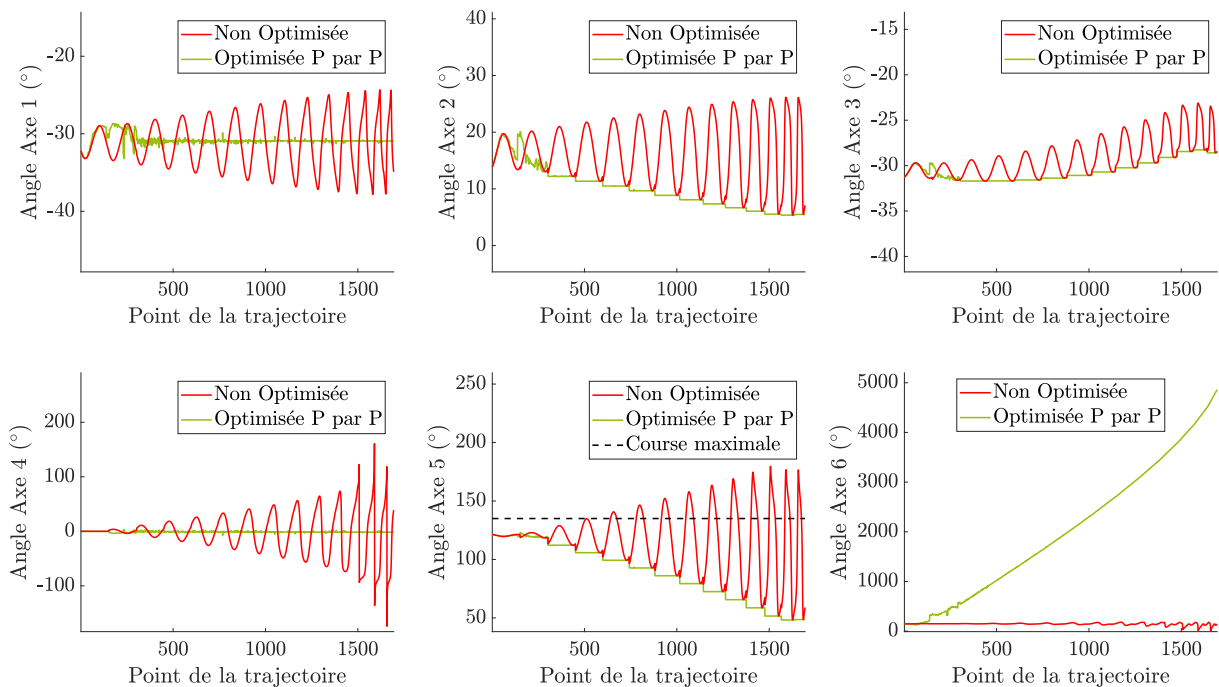


Figure 4.5 – Trajectoire articulaire optimisée point par point : demi-sphère. Trajectoire de fabrication : Figure 3.20a.

Ainsi, la transition entre deux couches peut être mise à profit durant ce refroidissement de manière à reconfigurer le robot pour travailler dans de meilleures conditions : éloignement des butées articulaires et/ou zones de singularité, remise en position de l'axe terminal si sa course n'est pas infinie... Cette transition peut aussi être utilisée dans le but de nettoyer l'outil de soudage des projections accumulées lors du dépôt, d'usiner la dernière couche déposée sous réserve de disposer d'un moyen de fabrication hybride ou encore d'améliorer la dextérité lors de la fabrication de la couche par un placement optimisé du robot au premier point de la trajectoire de la couche.

4.1.5 Validation expérimentale

Afin de valider la méthode d'optimisation présentée, les pièces proposées dans la Partie 3.3.3 ont été fabriquées en matériau polymère dans la cellule ROBOWAM avec une trajectoire ($\Delta_{passe} = 1$ mm) optimisée sous contraintes, couche par couche, dans l'espace articulaire. Ces trajectoires sont représentées à l'Annexe H. La paramétrie de dépôt, constante puisque la trajectoire est à distance locale inter-couches égale à Δ_{passe} , est celle présentée dans le Tableau 3.1 page 61 et la configuration de la cellule est la même que celle présentée page 82 ($D_R = [1045.747, -630.155, 653.167, 0, 0, 0]_{Robot}$, configuration : Épaule : Haut, Coude : Haut, Poignet : Bas). Afin d'assurer que les mouvements du robot sont conformes à la trajectoire optimisée, le pilotage est effectué en mode articulaire. Les pièces issues des essais expérimentaux sont présentées à la Figure 4.6.

Dans le but de comparer la fabrication avec et sans optimisation, le dispositif de dépôt a ensuite été déplacé dans le repère robot de manière à pouvoir fabriquer une demi-sphère sans optimisation de la trajectoire. La nouvelle position et orientation du dispositif de dépôt est $D_R = [988.057, -733.138, 1104.885, 0, 0, 0]_{Robot}$. Pour la trajectoire non optimisée, le paramètre R_Z a été fixé à une valeur nulle pour tous les points de la trajectoire. Les trajectoires de fabrication et vitesses atteintes par les différents axes sont respectivement présentées aux Figures 4.7 et 4.8.

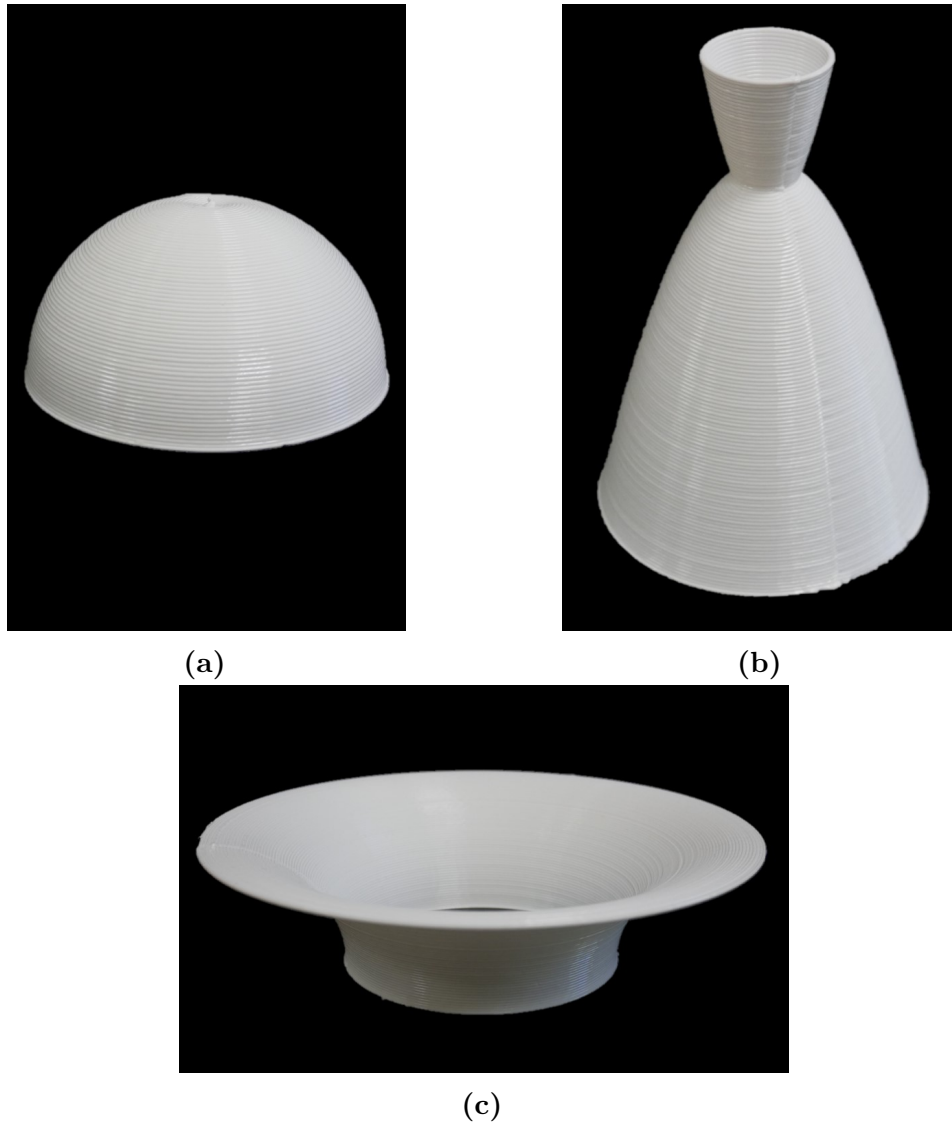


Figure 4.6 – Résultats expérimentaux : a : Demi-sphère. b : Tuyère. c : Demi-caténoïde.

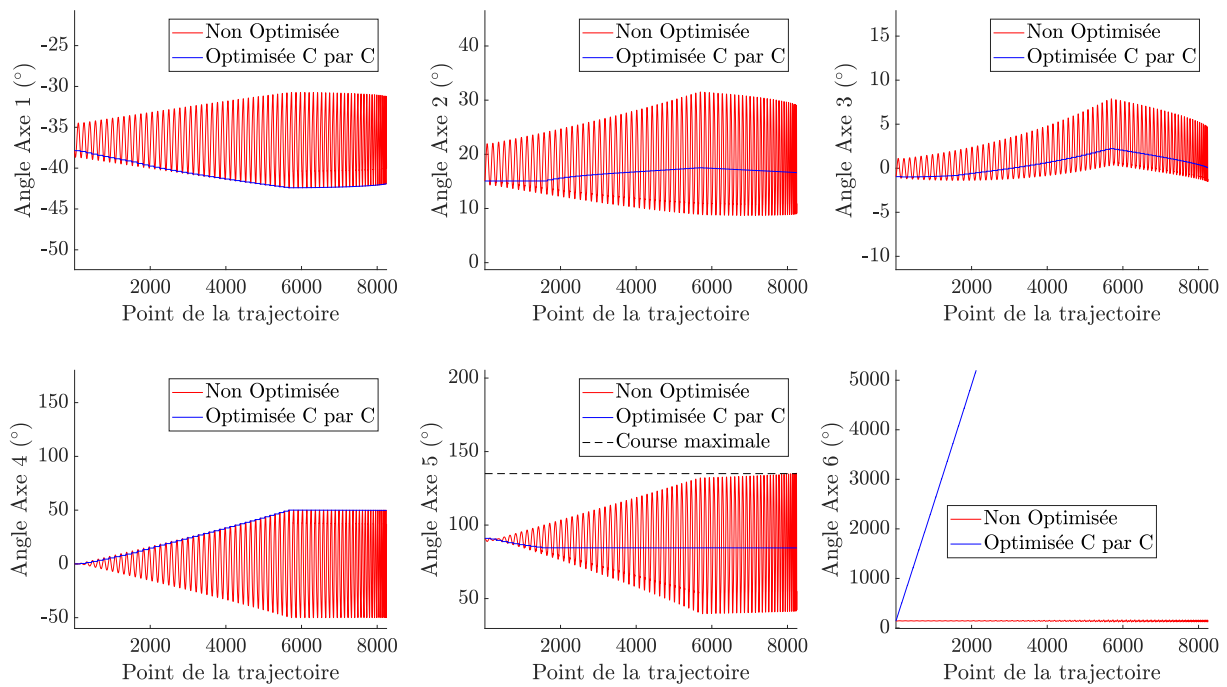


Figure 4.7 – Trajectoire articulaire optimisée couche par couche : demi-sphère.
 $\Delta_{\text{passe}} = 1 \text{ mm}$, $D_R = [988.057, -733.138, 1104.885, 0, 0, 0]_{\text{Robot}}$

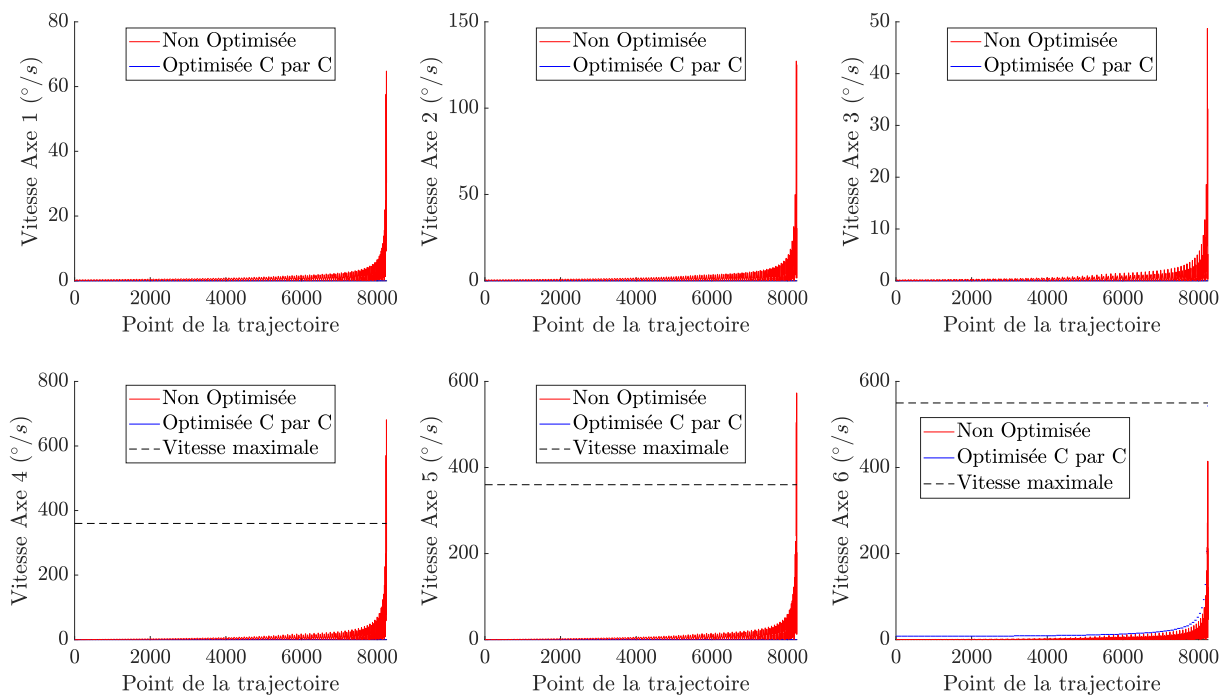


Figure 4.8 – Vitesses articulaires avant et après optimisation : demi-sphère.
 $\Delta_{\text{passe}} = 1 \text{ mm}$, $D_R = [988.057, -733.138, 1104.885, 0, 0, 0]_{\text{Robot}}$, $TS = 36 \text{ cm/min}$.

La quantification des défauts de sphéricité et de circularité de certaines couches a ensuite été effectuée via une mesure sur une Machine à Mesurer Tridimensionnelle (MMT) Zeiss CONTURA équipée du logiciel Calypso et d'un palpeur \varnothing 3 mm permettant de filtrer les défauts de forme dus à l'empilement de cordons. Le défaut de sphéricité a été mesuré selon une stratégie hélicoïdale : 10 révolutions de $Z_{Pièce} = 10$ mm à $Z_{Pièce} = 40$ mm avec un point mesuré tous les 0.5 mm. Trois défauts de circularité ont été mesurés : à la base de la géométrie ($Z_{Pièce} = 15$ mm), au milieu de la géométrie ($Z_{Pièce} = 25$ mm) et au sommet de la géométrie ($Z_{Pièce} = 35$ mm), avec un point mesuré tous les 0.5 mm. Les mesures ont été effectuées sur six demi-sphères, trois fabriquées avec une trajectoire optimisée et trois fabriquées sans. Les valeurs moyennes et écarts types des résultats sont donnés dans le Tableau 4.1. Non seulement, les demi-sphères fabriquées avec une trajectoire optimisée donnent de meilleurs résultats en termes de sphéricité et de circularité des couches, mais en plus, les défauts mesurés sont plus répétables. Ces résultats peuvent s'expliquer, en raison de l'absence d'accélération de tous les axes lors du dépôt d'une couche, mais aussi parce que la rotation continue de l'axe 6 permet de limiter les défauts dus à l'interpolateur et à l'identification des longueurs de segments robot.

Si l'optimisation de la trajectoire permet de fabriquer des pièces de révolution de meilleure qualité géométrique, elle permet aussi de fabriquer avec une paramétrie de dépôt constante, la vitesse d'avance étant limitée par les axes 4 et 5 dans le cas non optimisé, Figure 4.8. Cette constance de la paramétrie de dépôt permet notamment d'obtenir des cordons de hauteur uniforme, mais aussi des caractéristiques mécaniques homogènes au sein de la pièce (cf. Partie 1.2). De plus, si la différence de consommation énergétique n'est pas significative (- 6 % pour la trajectoire optimisée, Tableau 4.1), les axes sont moins sollicités en accélération et en jerk, permettant une durée de vie du robot potentiellement plus importante.

	Non optimisée	Optimisée	Différence
Sphéricité (mm)	0.841	0.326	-61 %
Écart type (mm)	0.149	0.019	-87 %
Circularité - base (mm)	0.422	0.226	-46 %
Écart type (mm)	0.107	0.029	-73 %
Circularité - milieu (mm)	0.513	0.227	-56 %
Écart type (mm)	0.048	0.036	-25 %
Circularité - sommet (mm)	0.77	0.319	-59 %
Écart type (mm)	0.038	0.073	+92 %
Consommation énergétique (Wh)	251	236	-6 %

Tableau 4.1 – Mesure des sphères fabriquées avec et sans optimisation de trajectoire.

4.2 Configuration "dispositif de dépôt porté"

Dans la configuration "dispositif de dépôt porté", l'outil de dépôt est déplacé par le robot dans l'espace de travail et la pièce est déposée sur le vireur 2-axes. La position du vireur est donc contrainte par la condition de gravité au niveau du point de dépôt (cf. Figure 3.7 page 69) et la position du robot est alors donnée par la trajectoire de fabrication et la position du vireur. Cependant, la rotation autour de l'axe de l'outil de dépôt reste libre et il est donc possible d'optimiser la trajectoire de fabrication au travers du paramètre R_Z .

De la même manière que présenté précédemment, la contrainte la plus importante pour la fabrication de la pièce est le respect de la course des différents axes, en plus de l'éloignement des zones de singularité. En revanche, une contrainte de non endommagement du faisceau de la torche de soudage apparaît, dont l'angle de torsion maximal recommandé est de $\pm 120^\circ$.

4.2.1 Minimisation du déplacement articulaire

Afin de minimiser le déplacement articulaire en configuration "dispositif de dépôt porté", il est possible d'appliquer la méthode proposée dans la Partie 4.1. La fonction d'optimisation est alors la même que celle de l'Équation 4.3. La fonction contrainte doit cependant être complétée par une contrainte sur la torsion maximale du faisceau de la torche de soudage, Équation 4.7. La torsion est calculée en première approximation comme étant la somme de la rotation des axes 4 et 6, Équation 4.8.

$$\underline{\Psi}(\underline{\mathbf{q}}(R_Z)) = [\psi_1 \dots \psi_8] \quad (4.7)$$

$$\psi_8 = \max_{m \in [1; p_C]} |q_{m,4} + q_{m,6}| - 120^\circ \quad (4.8)$$

Afin de vérifier l'impact de l'optimisation de la trajectoire sur la précision géométrique du robot, la trajectoire optimisée est un cercle (Plan XY, \emptyset 600 mm, $e = 0.01$ mm) centrée sur le vireur (Centre : $[920.588, 820.862, -254.408]_{Robot}$), permettant d'utiliser le même type d'analyse que celles présentées dans la Partie 3.2. Les axes outils locaux sont alors considérés sans dépinçages et verticaux.

Dans cette configuration, il est essentiel de prendre en compte les dimensions de l'outil de dépôt lors du calcul des coordonnées articulaires de la trajectoire. Les dimensions de l'outil de dépôt considérées sont celles de la torche de soudage Fronius CMT robotisée équipée d'un col de cygne court à 36° . Afin de maintenir une cohérence entre les informations renseignées dans la baie de commande robot et dans le MGI, les dimensions et orientations de l'outil sont exprimées selon la convention des angles de Roulis, Tangage et Lacet, Équation 4.9. Leur utilisation dans le MGI nécessite cependant leurs expressions selon la convention de Bryant (voir Annexe B).

$$Outil_{CMT} = [-86, 0, 406, -180^\circ, -36^\circ, 0] \quad (4.9)$$

Même si la variable d'optimisation peut être définie en fonction des coordonnées cylindriques de la trajectoire, la variable d'optimisation a été définie en fonction du numéro du point M de la trajectoire (Équation 4.1), permettant ainsi de valider l'utilisation de cette définition. Comme la forme de la fonction polynomiale de variation du paramètre R_Z n'est pas connue, n a été fixé à quatre pour permettre les formes les plus complexes. Les conditions initiales ont été déterminées en réalisant $n + 1$ optimisations successives (l'algorithme utilisé

est celui présenté dans la Partie 4.1). La variable d'optimisation considérée pour la première optimisation est de taille 1, pour la seconde de taille 2 et ainsi de suite jusqu'à l'optimisation $n + 1$. Les résultats de chaque optimisation sont utilisés pour fixer les conditions initiales de l'optimisation suivante. L'application de ce processus pour la minimisation du déplacement articulaire a montré qu'un paramètre $n = 3$ est suffisant, $b_{C,4}$ étant nul. Le vecteur $\underline{\mathbf{B}}_{\mathbf{C},n}$ obtenu est le suivant : $\underline{\mathbf{B}}_{\mathbf{C},n} = [5.7938.10^{-6}, -0.0033, 0.4343, -31.7134]$.

Le paramètre n peut aussi être déterminé de manière incrémentale selon la différence de valeur de la fonction objectif pour n et $n + 1$. Si cette différence est inférieure à un certain seuil, déterminé par l'utilisateur, alors l'optimisation s'arrête, sinon, la valeur de n est incrémentée et l'optimisation est effectuée avec comme valeurs initiales les composantes de $\underline{\mathbf{B}}_{\mathbf{C},n}$ déterminées à l'optimisation précédente.

Le comportement articulaire du robot après optimisation de la trajectoire est visible à la Figure 4.9 et la comparaison de la torsion du faisceau de la torche de soudage ainsi que les variations de R_Z à la Figure 4.10. L'optimisation de la trajectoire permet une sollicitation moindre des axes ayant les courses les plus faibles (notamment les axes 4 et 5), Figure 4.11.

Le calcul de l'incertitude théorique de positionnement I absolue, sous la forme d'une sphère d'incertitude au point de la trajectoire (Équation 4.12), permet de vérifier si la qualité de positionnement géométrique du robot peut être dégradée par l'optimisation de la trajectoire. Afin de quantifier l'incertitude de positionnement du robot, les longueurs des demi-axes de l'ellipsoïde de répétabilité associé au robot sont calculées [122]. Ces longueurs correspondent aux racines carrées des valeurs propres $\tilde{\lambda}_j$ de la matrice $\underline{\mathbf{C}}$, Équation 4.10. Afin de calculer cette matrice, les valeurs de répétabilité de chaque axe (σ_j) sont nécessaires. Ces valeurs peuvent être assimilées à la résolution angulaire des codeurs associés à chaque axe. Les codeurs étant montés en amont des réducteurs, il est donc nécessaire de prendre en compte la réduction de chaque moto-réducteur pour avoir la résolution angulaire de chaque axe, Tableau 4.2.

$$\underline{\mathbf{C}} = \underline{\mathbf{J}}(\mathbf{q}) \times \underline{\mathbf{D}} \times \underline{\mathbf{J}}^T(\mathbf{q}) \quad (4.10)$$

$$\underline{\mathbf{D}} = \text{diag}(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3, \sigma_4, \sigma_5, \sigma_6) \quad (4.11)$$

$$I = \sqrt{|\tilde{\lambda}_1| + |\tilde{\lambda}_2| + |\tilde{\lambda}_3|} \quad (4.12)$$

L'incertitude théorique de positionnement relevée après optimisation, Figure 4.12a, est plus élevée que pour une trajectoire non optimisée. Cependant, dans le cas du robot FANUC Arc Mate 120iC, les coordonnées articulaires ne peuvent être programmées qu'à 1.10^{-4} , correspondant alors à la résolution angulaire de programmation. Seule cette résolution angulaire est pertinente pour mesurer l'incertitude théorique de positionnement, l'utilisation de trajectoires optimisées nécessitant un mode de pilotage articulaire. Les incertitudes théoriques de positionnement relevées avec cette résolution pour les trajectoires optimisées et non optimisées, Figure 4.12b, sont aussi plus élevées après optimisation.

Axe	1	2	3	4	5	6
Tops par degré	193000.2	192863.1	183724.9	91180.52	99151.45	47484.99
Réduction	0.007	0.007	0.007	0.015	0.014	0.03
σ_j (10^{-8} °)	3.63	3.63	3.81	16.45	14.12	63.18

Tableau 4.2 – Résolution angulaire associée à chaque axe du robot.

Pour la trajectoire circulaire étudiée, l'optimisation permettant la minimisation du déplacement articulaire dans une configuration "dispositif de dépôt porté" dégrade la précision géométrique du robot, tout en augmentant la torsion maximale du faisceau de la torche de soudage, même si celle-ci reste en dessous des limites préconisées par le constructeur. Cependant, pour d'autres trajectoires de fabrication, l'incertitude de positionnement théorique peut être améliorée par la minimisation du mouvement articulaire.

Une campagne de mesures permettant de vérifier l'impact de cette optimisation sur la précision géométrique du robot n'a cependant pas pu être menée.

La précision géométrique théorique a été légèrement dégradée par la minimisation du mouvement articulaire. Comme la précision du robot est un facteur déterminant pour l'empilement correct des cordons, une seconde optimisation visant à minimiser l'incertitude théorique de positionnement est proposée pour estimer les gains potentiels.

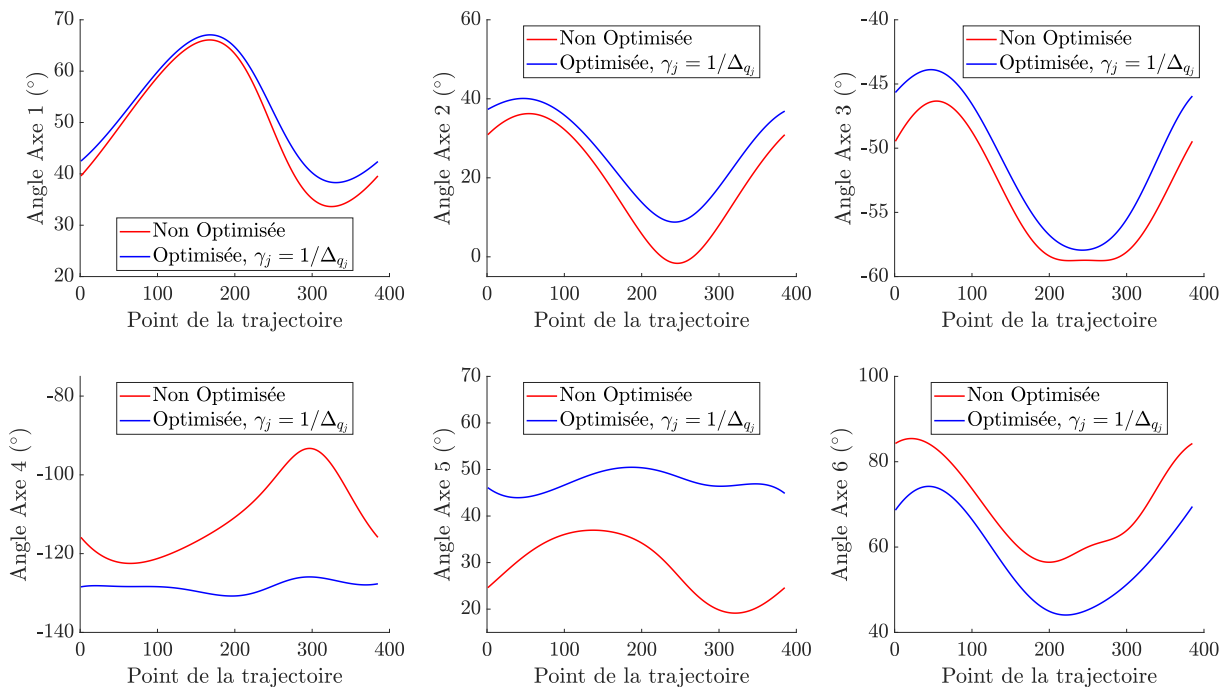


Figure 4.9 – Trajectoire articulaire optimisée : minimisation du mouvement articulaire. Cercle dans le plan XY.

Centre : $[920.588, 820.862, -254.408]_{\text{Robot}}$, \varnothing 600 mm, $e = 0.01$ mm.

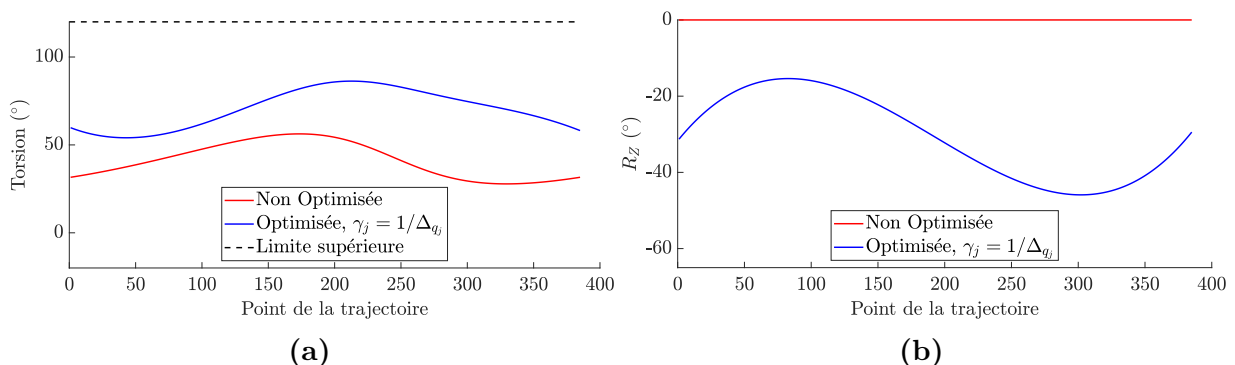


Figure 4.10 – Minimisation du mouvement articulaire.
a : Torsion du faisceau. b : Variations de R_z .

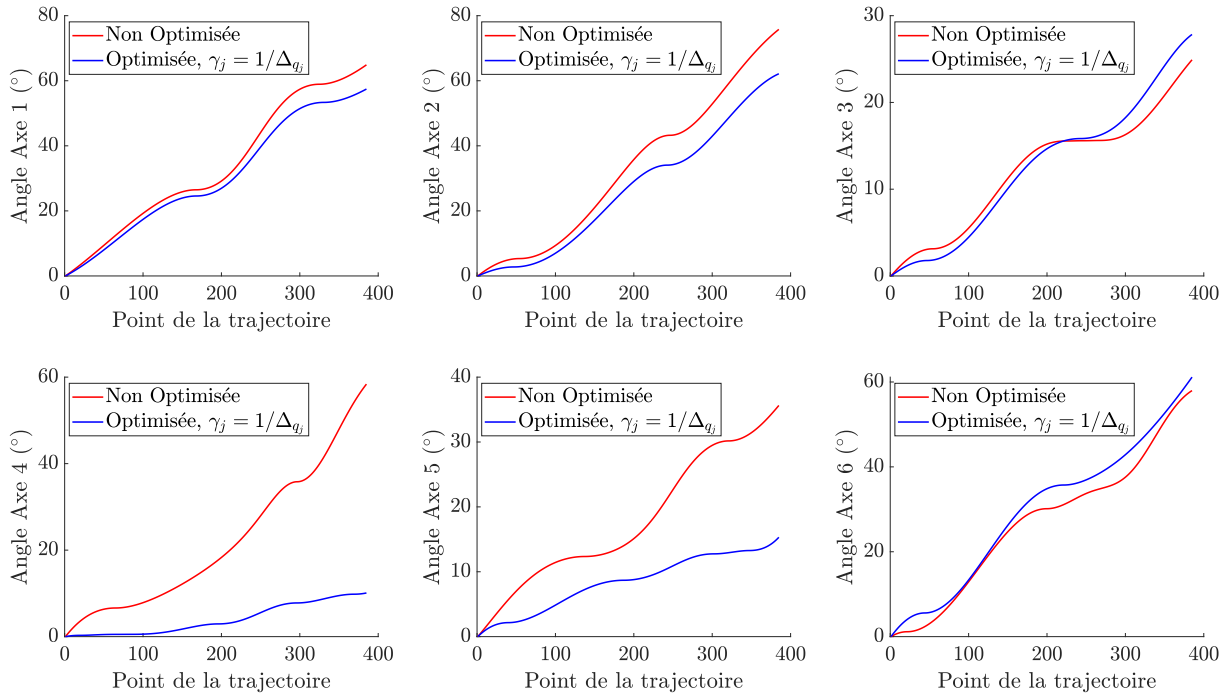


Figure 4.11 – Mouvement articulaire cumulé : minimisation du mouvement articulaire.

Cercle dans le plan XY. Centre : $[920.588, 820.862, -254.408]_{\text{Robot}}$, \varnothing 600 mm, $e = 0.01$ mm.

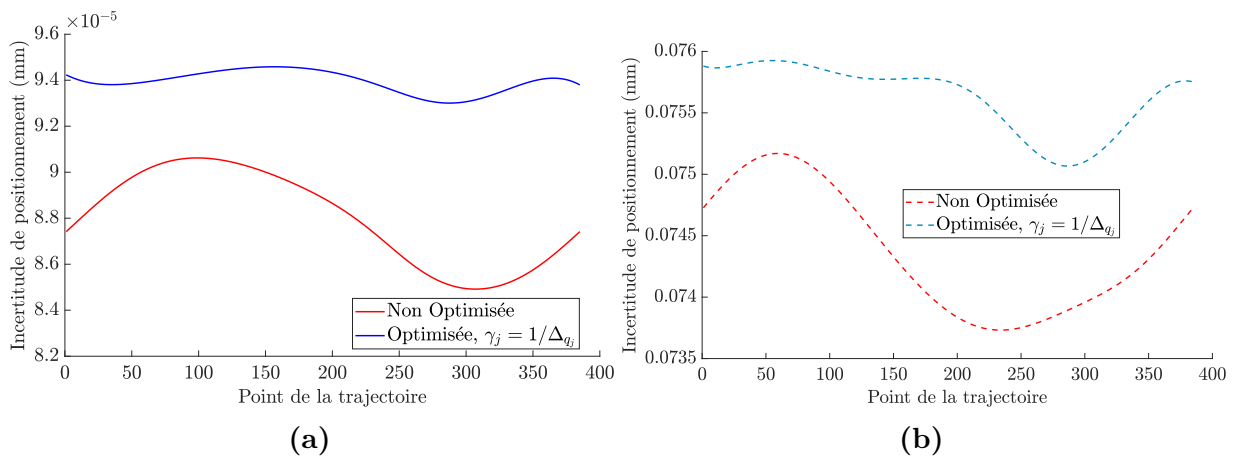


Figure 4.12 – Incertitude théorique de positionnement : minimisation du mouvement articulaire.

a : Résolution angulaire nominale. b : Résolution angulaire de programmation.

4.2.2 Minimisation de l'incertitude de positionnement

La précision géométrique du robot pouvant être problématique lors des opérations de dépôt, notamment lors de la juxtaposition de cordons, il est possible d'utiliser le processus d'optimisation couche par couche afin de diminuer l'incertitude de positionnement théorique maximale lors de la fabrication d'une couche, dans le but d'améliorer la précision géométrique du robot. Les longueurs de segments du robot ayant été identifiées (cf. § 3.2.2), seule l'incertitude de positionnement I liée à la résolution angulaire des axes du robot a été considérée pour l'optimisation. La fonction d'optimisation à utiliser est alors celle décrite à l'Équation 4.13 et la fonction contrainte est celle décrite à l'Équation 4.7.

$$\Phi(\mathbf{q}_m) = \sum_{m=1}^{m=p_C} I_m^2 \quad (4.13)$$

Deux optimisations différentes ont été réalisées en considérant la résolution angulaire nominale et la résolution angulaire de programmation. De la même manière que pour l'optimisation visant à minimiser le déplacement articulaire, le paramètre n a été fixé à quatre, mais seul un paramètre $n = 3$ suffit, et ce pour les deux résolutions angulaires considérées. Les vecteurs d'optimisation obtenus sont respectivement $\mathbf{B}_{C,n} = [1.548 \cdot 10^{-6}, -0.001, 0.336, 11.133]$ et $\mathbf{B}_{C,n} = [7.297 \cdot 10^{-6}, -0.004, 0.598, -0.507]$. Afin que l'arrondi numérique utilisé par la fonction informatique ne fausse pas les résultats, l'optimisation a été menée en considérant une résolution angulaire $\tilde{\sigma}_j$ pour chaque axe telle que $\tilde{\sigma}_j = \sigma_j \cdot 10^6$, exprimant ainsi l'incertitude de positionnement en nanomètres pour les calculs. L'incertitude de positionnement est cependant exprimée en millimètres dans les différentes figures.

Le comportement articulaire du robot après optimisation de la trajectoire est visible à la Figure 4.13, la comparaison de la torsion du faisceau de la torche de soudage ainsi que les variations de R_Z à la Figure 4.14 et le cumul angulaire à la Figure 4.15. L'optimisation de la trajectoire permet une diminution de l'incertitude de positionnement dans les deux cas considérés, Figure 4.16, tout en ayant une torsion maximale du faisceau de la torche de soudage inférieure à 120° . En revanche, si les mouvements articulaires sont plus importants après optimisation lors de la considération de la résolution angulaire nominale, ils sont similaires au cas non optimisé lors de la considération de la résolution angulaire de programmation.

Comme pour l'optimisation précédente, la mesure expérimentale de l'impact de la minimisation de l'incertitude de positionnement sur la précision géométrique du robot n'a pas pu être effectuée. Cependant, au vu des résultats théoriques, optimiser l'incertitude de positionnement en utilisant la résolution angulaire nominale n'a pas de sens. Non seulement les gains théoriques sont très faibles par rapport à la précision du robot relevée expérimentalement (Tableau 3.8 page 81), mais la programmation des coordonnées articulaires ne pouvant s'effectuer qu'à $1 \cdot 10^{-4}$ près, les gains potentiels sont ceux liés à l'optimisation utilisant l'incertitude angulaire de programmation. Pour la trajectoire proposée, le gain théorique alors obtenu est de l'ordre du dixième de micromètre (incertitude de positionnement moyenne d'environ 0.0742 mm après optimisation contre 0.0744 mm pour une trajectoire non optimisée, soit -0.18 %).

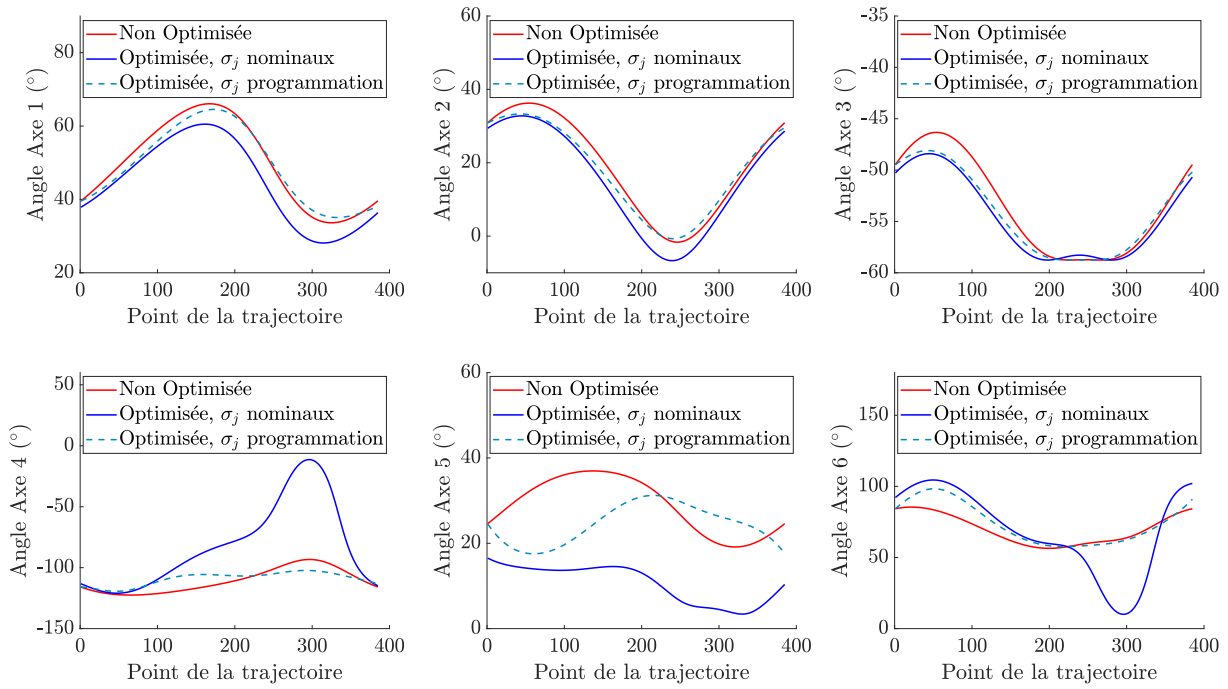


Figure 4.13 – Trajectoire articulaire optimisée : incertitude de positionnement.
Cercle dans le plan XY. Centre : $[920.588, 820.862, -254.408]_{\text{Robot}}$, \varnothing 600 mm, $e = 0.01$ mm.

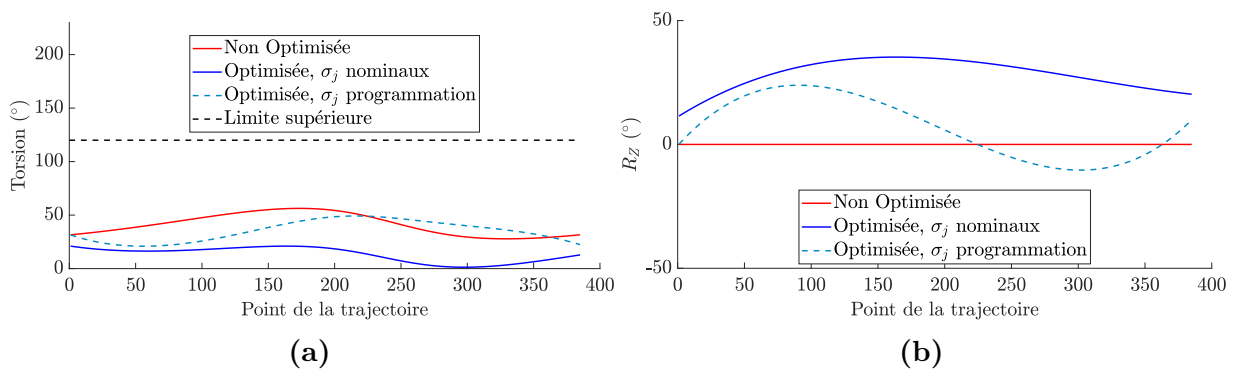


Figure 4.14 – Minimisation de l'incertitude de positionnement.
a : Torsion du faisceau. b : Variations de R_z .

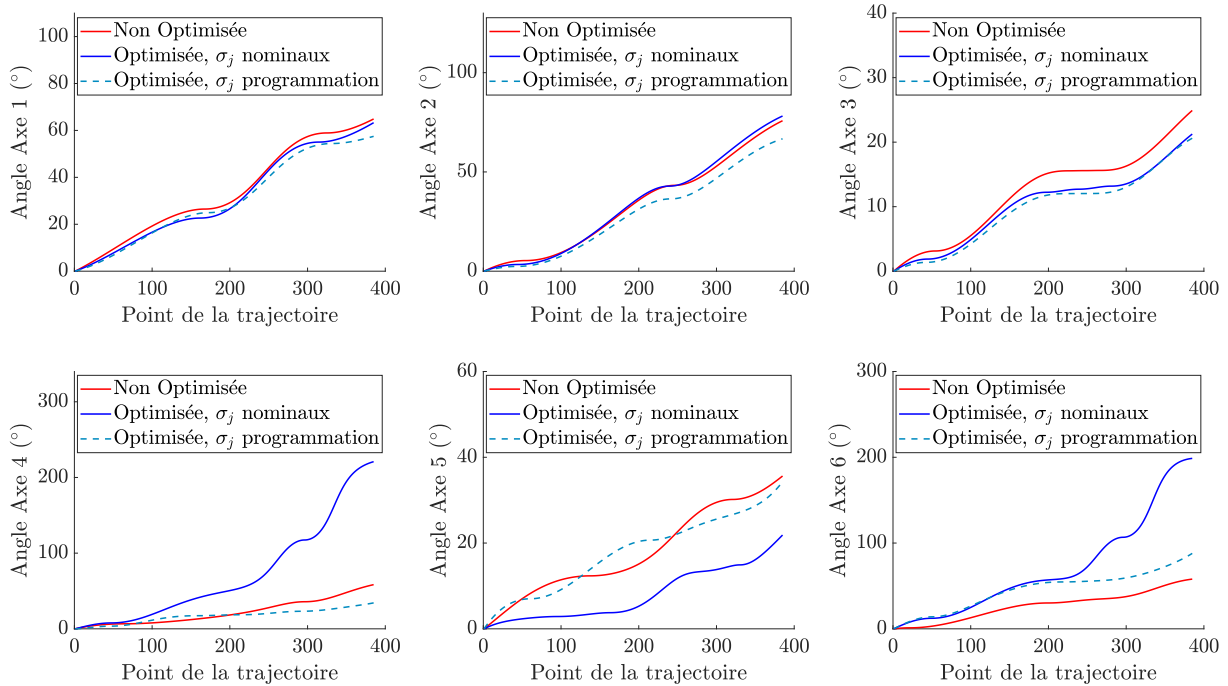


Figure 4.15 – Mouvement articulaire cumulé : minimisation de l’incertitude de positionnement. Cercle dans le plan XY.

Centre : $[920.588, 820.862, -254.408]_{\text{Robot}}$, \varnothing 600 mm, $e = 0.01$ mm.

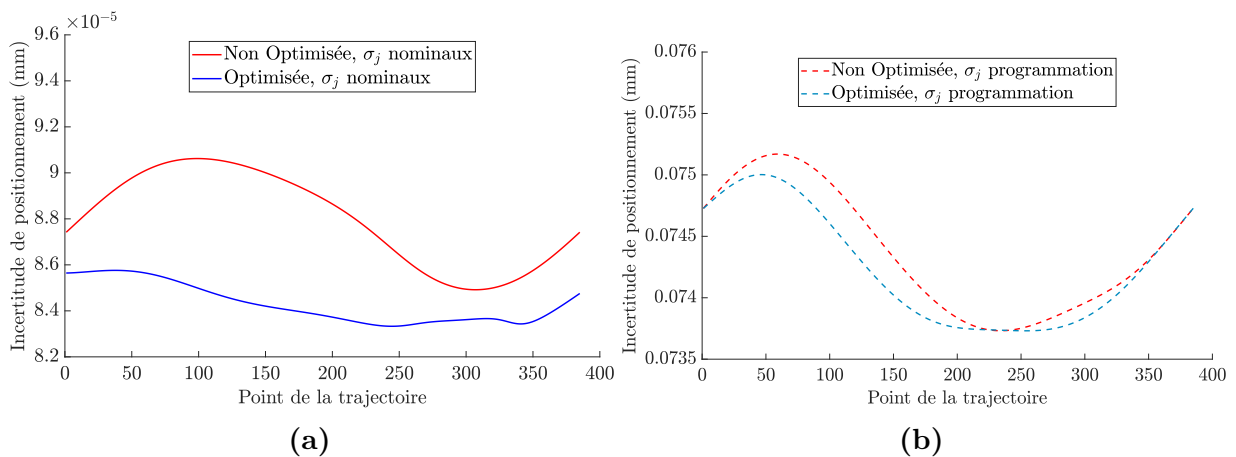


Figure 4.16 – Incertitude théorique de positionnement.
a : Résolution angulaire nominale. b : Résolution angulaire de programmation.

S'il est possible de diminuer l'incertitude théorique de positionnement du robot afin d'avoir une erreur géométrique de suivi de trajectoire plus faible, la diminution de l'incertitude théorique de positionnement est à mettre en relation avec l'incertitude sur les longueurs de segments du robot et le défaut de montage de l'outil. De plus, contrairement à l'optimisation visant à minimiser le mouvement articulaire, la trajectoire obtenue après minimisation de l'incertitude de positionnement est moins lisse et les vitesses articulaires atteintes supérieures en moyenne à celles atteintes lors de la minimisation du mouvement articulaire ($\gamma_j = 1/\Delta_{q_j}$) pour la trajectoire circulaire proposée parcourue à une vitesse d'avance de 72 cm/min, Figure 4.17.

Enfin, l'incertitude moyenne de positionnement le long de la trajectoire optimisée pour minimiser le déplacement articulaire est d'environ 0.0744 mm soit 0.2 μm de plus que la trajectoire optimisée pour minimiser l'incertitude de positionnement. Comme les vitesses articulaires atteintes sont aussi plus faibles, l'optimisation de la trajectoire visant à minimiser le déplacement articulaire sera aussi à privilégier lors de la fabrication en configuration "dispositif de dépôt porté". En revanche, pour d'autres applications nécessitant une grande précision et sans contraintes externes telles que la présence d'un faisceau de torche, la diminution de l'incertitude de positionnement pourra être bénéfique à la qualité des pièces fabriquées.

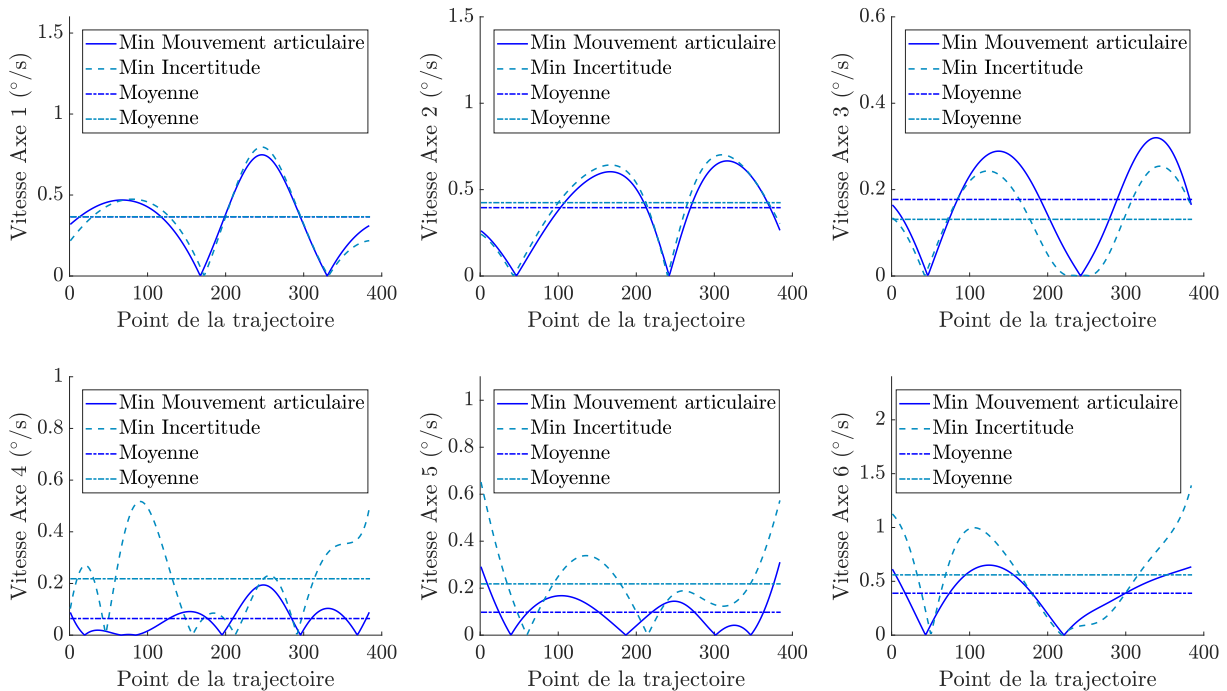


Figure 4.17 – Vitesses articulaires suivant l'optimisation de la trajectoire : minimisation du mouvement articulaire ($\gamma_j = 1/\Delta_{q_j}$) et minimisation de l'incertitude de positionnement (résolution de programmation). TS= 72 cm/min

4.3 Conclusions

Les dispositifs de dépôt coaxiaux utilisés avec des moyens robotisés 6-axes ou 8-axes offrent la possibilité d'exploiter une redondance. Cette redondance, caractérisée par la rotation libre autour de l'axe de l'outil de dépôt, permet d'optimiser la trajectoire via le paramètre R_Z . La méthode proposée consiste en une optimisation sous contraintes, couche par couche, dans l'espace articulaire du robot. Cette optimisation, basée sur la connaissance de la cellule de fabrication (position du point de dépôt, courses des axes et MGI du robot), utilise une variable d'optimisation sous forme de vecteur pour décrire le comportement du paramètre R_Z au travers d'une fonction polynomiale de degré n , dont le degré dépend de la complexité de la forme de la couche.

Pour une même géométrie, la définition polynomiale du paramètre R_Z permet une trajectoire lissée par rapport à une optimisation point par point tout réduisant le temps de calcul. De plus, l'anticipation induite par la prise en compte de toute la couche lors de l'optimisation couche par couche conduit à une réduction significative des mouvements du robot tout en maintenant les axes éloignés de leurs butées ainsi que l'évitement des zones de singularité. Le traitement séparé de chaque couche permet aussi d'introduire d'autres opérations de fabrication, telles que l'usinage de la dernière couche déposée ou une reconfiguration articulaire du robot pour travailler dans de meilleures conditions. La trajectoire de transition peut alors être optimisée de manière à ce qu'au premier point de la couche suivante, les axes se trouvent le plus proche possible du milieu de leurs butées articulaires, que la dextérité soit maximale ou encore que l'incertitude théorique de positionnement soit minimale, dans le but final d'optimiser la trajectoire complète de fabrication.

Afin de valider la méthode décrite, les trajectoires de fabrication des pièces de révolution proposées dans la Partie 3.3.3 qui n'ont pas pu être fabriquées dans la configuration robot sélectionnée pour cause de dépassement des butées articulaires, ont été optimisées. Seules les trajectoires optimisées ont permis la fabrication de ces pièces alors que les fabrications par les trajectoires non optimisées ont nécessité la modification de la configuration de la cellule ROBOWAM (déplacement de l'outil de dépôt vers une position plus élevée). La mesure et la comparaison des demi-sphères fabriquées avec et sans optimisation de la trajectoire ont révélé que les pièces fabriquées avec une trajectoire optimisée présentent une meilleure qualité géométrique (sphéricité et circularité), avec des résultats moins dispersés. De plus, les trajectoires optimisées induisent un comportement articulaire des axes du robot avec moins d'accélération et de jerks, permettant ainsi une durée de vie accrue. En revanche, l'application de cette méthode d'optimisation de la trajectoire pour des pièces plus complexes, telles que les tubulures présentées dans le Chapitre 2, nécessitera un changement potentiel de définition de la variable d'optimisation, la définition polynomiale n'étant pas forcément bien adaptée à toutes les applications.

Les résultats obtenus dans la Partie 4.1 ont fait l'objet d'une publication dans le journal *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing* [162].

Dans le cas du dépôt de fil métallique en configuration "dispositif de dépôt porté", le faisceau de la torche de soudage contraint d'autant plus la configuration du robot. Les données du constructeur préconisant une torsion maximale de $\pm 120^\circ$, l'algorithme d'optimisation utilisé pour optimiser la trajectoire en configuration "pièce portée" a été appliqué en ajoutant une contrainte de torsion maximale. La trajectoire considérée pour l'optimisation est un cercle de diamètre 600 mm, permettant une analyse aisée lors d'une mesure de précision géométrique avec un Laser Tracker (cf. § 3.2). Une optimisation visant à minimiser l'incertitude de positionnement a aussi été réalisée en fonction des

résolutions angulaires nominales et de programmation des axes du robot. En revanche, seuls les résultats obtenus avec la résolution de programmation sont exploitables, le mode de pilotage étant nécessairement articulaire pour une trajectoire optimisée. Les résultats théoriques obtenus ont permis de valider la minimisation de l'incertitude de positionnement. Cependant, les bénéfices offerts par ce type d'optimisation sont modestes par rapport à une trajectoire minimisant le mouvement articulaire, les incertitudes moyennes de positionnement étant très proches et les vitesses articulaires moyennes plus élevées pour certains axes lors de la minimisation de l'incertitude de positionnement. Les différentes optimisations réalisées ont aussi permis de montrer la validité de la définition de la variable d'optimisation en fonction du numéro du point de la trajectoire.

La méthode d'optimisation proposée pour la minimisation de l'incertitude de positionnement est basée sur la connaissance des longueurs de segments du robot ainsi que des dimensions de l'outil de dépôt. Afin de minimiser les défauts liés aux dimensions de l'outil, il peut être nécessaire de les identifier en considérant l'outil comme un segment du robot et en appliquant les méthodes d'identification de longueurs de segments, permettant aussi la prise en compte des défauts de montage de l'outil en bout de robot.

Cependant, l'apport de l'optimisation de trajectoire en configuration "dispositif de dépôt porté" devra être validé par une mesure expérimentale et une comparaison de la précision géométrique du robot avant et après optimisation. L'incertitude de positionnement du robot devra aussi être mise en relation avec l'incertitude dimensionnelle du cordon déposé lors de la fabrication, permettant alors de privilégier un type d'optimisation de trajectoire.

Enfin, la fabrication de différentes pièces avec et sans optimisation devra être effectuée afin de déterminer le gain qualitatif potentiellement offert par les méthodes proposées d'optimisation couche par couche de trajectoire en configuration "dispositif de dépôt porté".

Conclusion générale et perspectives

L'apparition des procédés de dépôt sous énergie concentrée (*Directed Energy Deposition*, DED) ouvre la fabrication additive à de nouveaux acteurs en permettant la fabrication additive de pièces métalliques de grandes dimensions, notamment bien adaptées pour l'industrie navale, aéronautique ou aérospatiale. Afin de garantir la fabrication, la génération de trajectoires, en lien avec le procédé de dépôt et la machine utilisée, est un élément clé. Les contributions principales de cette thèse sont la proposition et la validation expérimentale d'une méthode de génération de trajectoires à distance locale inter-couches constante permettant la fabrication de géométries présentant un porte-à-faux important sans matériau support, et d'une méthode d'optimisation couche par couche de la trajectoire. Les travaux proposés se sont particulièrement focalisés sur la fabrication de tubulures paramétrées par dépôt de fil robotisé et ont confirmé les gains qualitatifs qu'il est possible d'obtenir en améliorant le processus de génération et d'optimisation de trajectoire.

Le Chapitre 1 a dressé un état de l'art des technologies de dépôt DED, des méthodes de génération de trajectoires dédiées à cette technologie, permettant la fabrication sans supports, ainsi que des méthodes d'optimisation de trajectoire. Cet état de l'art a permis dans un premier temps de justifier le dépôt de fil robotisé à l'arc comme étant la technologie de fabrication additive métallique la plus pertinente pour la réalisation de l'étude, notamment compte tenu de son coût réduit, mais aussi des risques sanitaires faibles.

La nécessité de disposer de trajectoires à distance locale inter-couches constante a ensuite été mise en évidence via une étude des conditions de dépôt pour la fabrication additive WAAM. L'état de l'art s'est poursuivi par une étude des méthodes de génération de trajectoires pour la fabrication additive DED, mettant en évidence le peu de travaux dédiés à la génération de trajectoires à distance locale inter-couches constante.

Le manque de précision géométrique des moyens robotisés a également été mis en relief et différentes solutions explorées pour l'améliorer ont été présentées. De plus, l'utilisation majoritaire de dispositifs de dépôt coaxiaux pour la fabrication DED, couplés à l'utilisation de robots 6-axes ou plus, offre la possibilité d'exploiter une redondance, qui a par conséquent été mise à profit pour optimiser la trajectoire de fabrication. Étant donné la quasi-absence de travaux sur ce sujet dans le domaine de la fabrication additive, l'étude s'est penchée sur les méthodes d'optimisation de trajectoires basées sur une redondance articulaire et utilisées dans le domaine de la robotique industrielle.

A partir du constat effectué suite à l'état de l'art, différents travaux ont été réalisés dans le but de proposer de nouvelles méthodes de génération de trajectoires pour la fabrication additive ainsi que des méthodes d'optimisation de cette trajectoire, basées sur une redondance articulaire. Les principales conclusions associées ainsi que les perspectives générales de recherche sont listées ci-après.

Le Chapitre 2, dédié à la génération de trajectoires permettant la fabrication additive, sans utilisation de supports, de tubulures paramétrées ayant un porte-à-faux important, a

présenté, dans un premier temps, les méthodes de génération de trajectoires classiques et les cartographies des distances locales inter-couches associées. Le constat d'une variation importante de cette distance a conduit à proposer dans un premier temps une méthode analytique de génération de chemins de dépôt permettant une variation de cette distance uniquement à la baisse pour des tubulures toriques. La méthode proposée a été appliquée pour la fabrication à partir de substrats plans et non plans.

A partir de cette première proposition, la méthode analytique a laissé place à une méthode numérique permettant d'obtenir une distance locale inter-couches constante pour des tubulures toriques. Une généralisation aux tubulures quelconques définies par des courbes guides paramétrées et pouvant présenter des variations de rayon de profil a finalement été proposée.

Afin de compléter le chemin de dépôt pour obtenir la trajectoire de fabrication, une génération, analytique ou numérique, d'axes outil locaux a été proposée. La méthode analytique se base sur les équations nécessaires à la génération du chemin de dépôt tandis que la méthode numérique peut être appliquée à partir de la seule connaissance des points de ce dernier, pouvant alors être généré par d'autres moyens (logiciels de FAO par exemple).

Afin de vérifier que les méthodes de génération de trajectoires proposées permettent la fabrication de pièces, le Chapitre 3 a été dédié à leur fabrication expérimentale. Dans un premier temps, la cellule de fabrication additive ROBOWAM de l'Université de Toulon, intégrée durant la thèse, a été présentée avec le détail du choix du matériel, du mode de pilotage ainsi que sa stratégie d'emploi.

Les méthodes d'amélioration de la précision géométrique du robot présentées dans l'état de l'art ont ensuite été appliquées de manière à identifier les longueurs de segments du robot ainsi que l'impact du mode de programmation. L'amélioration de la précision du robot a été validée par différentes mesures de suivi de trajectoire au Laser Tracker lors de la réalisation de trajectoires circulaires de grandes dimensions.

La fabrication de différentes pièces grâce aux trajectoires détaillées dans le Chapitre 2 avec un moyen de fabrication en configuration "pièce portée" a montré la pertinence de l'utilisation de trajectoires multi-axes et notamment des trajectoires à distance locale inter-couches constante, permettant alors la fabrication, sans matériau support et sans effondrement de la matière, de tubulures présentant un porte-à-faux important. Comme la rotation autour de l'axe de l'outil de dépôt est laissée libre, elle a été fixée de manière arbitraire. En revanche, la configuration de la cellule étant contrainte, le paramètre de rotation fixe n'a pas permis la fabrication des géométries de révolution proposées pour cause de dépassement de la course d'un axe.

Afin de fabriquer les géométries de révolution proposées, le Chapitre 4 a été dédié à l'optimisation de la trajectoire basée sur la rotation autour de l'axe de l'outil de dépôt, laissée libre par l'utilisation de dispositifs coaxiaux. Le principe d'optimisation proposé repose sur un traitement de chaque couche de manière indépendante, via une définition polynomiale de la variable d'optimisation et la connaissance du moyen de fabrication. L'optimisation couche par couche, sous contraintes, permet notamment d'anticiper les zones de singularité et/ou le dépassement des butées articulaires qui pourraient subvenir au cours du dépôt d'une couche. L'ensemble des géométries de révolution proposées ont pu être fabriquées uniquement avec une trajectoire optimisée. De plus, dans le cas où il a été possible de fabriquer au moyen d'une trajectoire non optimisée, après reconfiguration de la cellule de fabrication, la comparaison des défauts de forme relevés sur des demi-sphères a montré que celles fabriquées avec une trajectoire optimisée couche par couche sont de meilleure qualité géométrique avec des résultats plus répétables.

L'application des méthodes d'optimisation dans une configuration "dispositif de dépôt porté", configuration privilégiée pour la fabrication de pièces métalliques, a ensuite été effectuée. Cela a permis de réduire le mouvement articulaire lors de l'exécution d'une trajectoire circulaire au dessus du vireur 2-axes avec une torche de soudage montée en bout de robot. Une méthode d'optimisation visant à diminuer l'incertitude maximale de positionnement théorique lors de la fabrication d'une couche a aussi été proposée, cependant limitée par la résolution angulaire de programmation permise par le robot. La hausse des vitesses moyennes de certains axes articulaires et la faible différence de l'incertitude moyenne de positionnement avec la trajectoire minimisant le déplacement articulaire ont alors contrebalancé l'apport de la minimisation de l'incertitude de positionnement pour la trajectoire circulaire proposée. En revanche, il n'a pas été possible de valider l'apport de l'optimisation de trajectoire en configuration "dispositif de dépôt porté" par une mesure de précision géométrique ou par la fabrication d'une pièce.

En conclusion, les méthodes de génération de trajectoires multi-axes à distance locale inter-couches constante permettent la fabrication sans supports de tubulures à parois minces présentant un porte-à-faux et pouvant présenter une variation de rayon de section. L'uniformité de cette distance permet en outre de fabriquer des pièces avec une paramétrie de dépôt constante.

Différentes mesures réalisées ont permis de donner des préconisations de programmation pour la fabrication additive robotisée et l'identification des longueurs de segments du robot a permis d'en améliorer la précision géométrique.

Enfin, la proposition d'une méthode d'optimisation couche par couche de la trajectoire dans l'espace articulaire a permis la fabrication de pièces dans une configuration robot contrainte. La meilleure qualité géométrique des pièces produites avec une trajectoire optimisée, comparée à celles produites sans, a montré l'apport qualitatif de la méthode d'optimisation couche par couche proposée.

Cependant, si la fabrication de démonstrateurs en matériau polymère a mis en évidence la pertinence d'utilisation de trajectoires multi-axes à distance locale inter-couches constante, la demande industrielle concerne les matériaux métalliques. Il est donc essentiel de transposer ces travaux à la fabrication de pièces métalliques. Cette transposition passera par le développement de paramétries de dépôt adaptées ainsi que de stratégies de gestion de la température de la pièce durant les différentes phases de fabrication. Cette gestion pourra se faire potentiellement par la trajectoire, sur la base d'une modélisation thermique du dépôt [54, 163].

Afin d'améliorer la qualité des pièces fabriquées avec des trajectoires multi-axes à distance locale inter-couches constante, une diminution de l'angle au niveau des discontinuités en tangence, ou une suppression de celles-ci par un lissage local, peuvent être essentielles. Cette modification pourra impacter localement la constance de la distance locale inter-couches, et devra être effectuée en accord avec les capacités du dispositif de dépôt à faire varier la hauteur du cordon déposé, mais aussi en fonction des variations acceptables pour maintenir une épaisseur de paroi et une qualité métallurgique les plus homogènes possibles.

L'optimisation couche par couche de la trajectoire pourra aussi être adaptée à des géométries plus complexes, avec une potentielle nouvelle définition de la variable d'optimisation, couplée ou non à un traitement local des points problématiques de la trajectoire, une fois réalisée une première optimisation tenant compte de toute la couche. De plus, la cinématique et la dynamique du robot pourront être prises en compte lors de l'optimisation couche par couche de la trajectoire afin de préserver au maximum une vitesse

d'avance constante le long de la trajectoire ainsi qu'une précision géométrique compatible avec les opérations de fabrication additive [164]. Ces méthodes d'optimisation pourront alors s'appuyer sur des travaux réalisés pour de l'usinage robotisé [146] ou de l'usinage 5-axes [108].

D'autres travaux concernant l'usinage 5-axes pourront également être transposés pour optimiser la trajectoire avec un dépinçage évolutif de l'axe outil [165], alors contraint par un domaine de dépôt admissible déterminé en fonction de la paramétrie de dépôt. Des algorithmes pourront aussi être utilisés pour effectuer de l'évitement d'obstacles durant le dépôt [159, 166].

Enfin, les contrôleurs de robots n'étant pas conçus pour effectuer de la fabrication additive (taille de programme réduite, certaines fonctions d'interpolations absentes, ressource informatique limitée), l'utilisation de commandes numériques dédiées à l'usinage et adaptées à la fabrication additive pourra être envisagée. Cette implantation pourra passer par des modèles industriels, ou par des modèles de type "CN ouverte" permettant une meilleure maîtrise des algorithmes de contrôle, et donc de la phase complète de dépôt.

Le but est, à terme, de contrôler tous les chaînons du processus complet de fabrication additive d'une pièce :

- Conception optimisée pour la fabrication additive,
- Ordonnancement des opérations de dépôt,
- Génération de trajectoires à distance locale inter-couches constante,
- Optimisation couche par couche de la trajectoire dans l'espace articulaire,
- Dépôt de matière avec gestion de la température de dépôt.

Références bibliographiques

- [1] M. K. Thompson, G. Moroni, T. Vaneker, G. Fadel, R. I. Campbell, I. Gibson, A. Bernard, J. Schulz, P. Graf, B. Ahuja, F. Martina, Design for Additive Manufacturing : Trends, opportunities, considerations, and constraints, *CIRP Annals* 65 (2) (2016) 737–760. [doi:10.1016/j.cirp.2016.05.004](https://doi.org/10.1016/j.cirp.2016.05.004).
- [2] P. Marin, A. Di-Donato, Fabrication additive, in : ANF CNRS Ecole Technologique "Procédés de Fabrication Additive : Règles et Méthodes", Carqueiranne (France), (2017).
- [3] M. Orquéra, Conception pour la fabrication additive : Approche méthodologique pour les systèmes mécaniques multicorps, Ph.D. thesis, Université de Toulon (2019).
- [4] M. Cotteleer, J. Joyce, 3D opportunity : Additive manufacturing paths to performance, innovation, and growth, *Deloitte Review* 14 (2014) 5–19.
- [5] S. W. Williams, F. Martina, A. C. Addison, J. Ding, G. Pardal, P. Colegrove, Wire + arc additive manufacturing, *Materials Science and Technology* 32 (7) (2016) 641–647. [doi:10.1179/1743284715Y.0000000073](https://doi.org/10.1179/1743284715Y.0000000073).
- [6] P. Urhal, A. Weightman, C. Diver, P. Bartolo, Robot assisted additive manufacturing : A review, *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing* 59 (2019) 335–345. [doi:10.1016/j.rcim.2019.05.005](https://doi.org/10.1016/j.rcim.2019.05.005).
- [7] E. Atzeni, A. Salmi, Economics of additive manufacturing for end-usable metal parts, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 62 (9-12) (2012) 1147–1155. [doi:10.1007/s00170-011-3878-1](https://doi.org/10.1007/s00170-011-3878-1).
- [8] D. S. Thomas, S. W. Gilbert, Costs and cost effectiveness of additive manufacturing, Tech. Rep. NIST SP 1176, National Institute of Standards and Technology (2014). [doi:10.6028/NIST.SP.1176](https://doi.org/10.6028/NIST.SP.1176).
- [9] C. R. Cunningham, S. Wikshå land, F. Xu, N. Kemakolam, A. Shokrani, V. Dhokia, S. T. Newman, Cost modelling and sensitivity analysis of wire and arc additive manufacturing, *Procedia Manufacturing* 11 (2017) 650–657. [doi:10.1016/j.promfg.2017.07.163](https://doi.org/10.1016/j.promfg.2017.07.163).
- [10] A.-K. Reichler, R. Gerbers, P. Falkenberg, E. Türk, F. Dietrich, T. Vietor, K. Dröder, Incremental Manufacturing : Model-based part design and process planning for Hybrid Manufacturing of multi-material parts, *Procedia CIRP* 79 (2019) 107–112. [doi:10.1016/j.procir.2019.02.020](https://doi.org/10.1016/j.procir.2019.02.020).
- [11] J.-C. André, Historique de l'impression 3D, in : ANF CNRS, Carqueiranne (France), (2017).
- [12] X. Zhao, Y. Pan, C. Zhou, Y. Chen, C. C. Wang, An integrated CNC accumulation system for automatic building-around-inserts, *Journal of Manufacturing Processes* 15 (4) (2013) 432–443. [doi:10.1016/j.jmapro.2013.05.009](https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2013.05.009).
- [13] V. T. Le, H. Paris, G. Mandil, The development of a strategy for direct part reuse using additive and subtractive manufacturing technologies, *Additive Manufacturing* 22 (2018) 687–699. [doi:10.1016/j.addma.2018.06.026](https://doi.org/10.1016/j.addma.2018.06.026).

- [14] S. Touzé, M. Rauch, J.-Y. Hascoët, Segmentation method for automated repair with an additive manufacturing process, in : Conférence MUGV, Bordeaux (France), (2018).
- [15] T. Tolio, A. Bernard, M. Colledani, S. Kara, G. Seliger, J. Dufflou, O. Battaia, S. Takata, Design, management and control of demanufacturing and remanufacturing systems, *CIRP Annals* 66 (2) (2017) 585–609. doi:[10.1016/j.cirp.2017.05.001](https://doi.org/10.1016/j.cirp.2017.05.001).
- [16] S. T. Newman, Z. Zhu, V. Dhokia, A. Shokrani, Process planning for additive and subtractive manufacturing technologies, *CIRP Annals* 64 (1) (2015) 467–470. doi:[10.1016/j.cirp.2015.04.109](https://doi.org/10.1016/j.cirp.2015.04.109).
- [17] K. Dröder, J. K. Heyn, R. Gerbers, B. Wonenberg, F. Dietrich, Partial additive manufacturing : Experiments and prospects with regard to large series production, *Procedia CIRP* 55 (2016) 122–127. doi:[10.1016/j.procir.2016.09.008](https://doi.org/10.1016/j.procir.2016.09.008).
- [18] S. K. Joosten, Printing a stainless steel bridge : An exploration of structural properties of stainless steel additive manufactures for civil engineering purposes, Thesis, Faculty of Civil Engineering and Geosciences Delft University of Technology the Netherlands (2015).
- [19] W. E. Frazier, Metal additive manufacturing : A review, *Journal of Materials Engineering and Performance* 23 (6) (2014) 1917–1928. doi:[10.1007/s11665-014-0958-z](https://doi.org/10.1007/s11665-014-0958-z).
- [20] K. Hofer, A. Haelsig, P. Mayr, Arc-based additive manufacturing of steel components—comparison of wire- and powder-based variants, *Welding in the World* 62 (2) (2018) 243–247. doi:[10.1007/s40194-017-0527-9](https://doi.org/10.1007/s40194-017-0527-9).
- [21] P. A. Colegrove, A. R. McAndrew, J. Ding, F. Martina, P. Kurzynski, S. Williams, System architectures for large scale wire + arc additive manufacture, in : 10th International Conference on Trends in Welding Research, Tokyo (Japan), (2016).
- [22] S. M. Thompson, L. Bian, N. Shamsaei, A. Yadollahi, An overview of Direct Laser Deposition for additive manufacturing ; Part I : Transport phenomena, modeling and diagnostics, *Additive Manufacturing* 8 (2015) 36–62. doi:[10.1016/j.addma.2015.07.001](https://doi.org/10.1016/j.addma.2015.07.001).
- [23] B. Vayre, Conception pour la fabrication additive, application à la technologie EBM, Ph.D. thesis, Université de Grenoble (2014).
- [24] F. Le Bourhis, O. Kerbrat, L. Dembinski, J.-Y. Hascoët, P. Mognol, Predictive model for environmental assessment in additive manufacturing process, *Procedia CIRP* 15 (2014) 26–31. doi:[10.1016/j.procir.2014.06.031](https://doi.org/10.1016/j.procir.2014.06.031).
- [25] S. Suryakumar, K. Karunakaran, A. Bernard, U. Chandrasekhar, N. Raghavender, D. Sharma, Weld bead modeling and process optimization in hybrid layered manufacturing, *Computer-Aided Design* 43 (4) (2011) 331–344. doi:[10.1016/j.cad.2011.01.006](https://doi.org/10.1016/j.cad.2011.01.006).
- [26] H. Lockett, J. Ding, S. Williams, F. Martina, Design for Wire + Arc Additive Manufacture : Design rules and build orientation selection, *Journal of Engineering Design* 28 (7-9) (2017) 568–598. doi:[10.1080/09544828.2017.1365826](https://doi.org/10.1080/09544828.2017.1365826).
- [27] F. Li, S. Chen, J. Shi, H. Tian, Y. Zhao, Evaluation and optimization of a hybrid manufacturing process combining wire arc additive manufacturing with milling for the fabrication of stiffened panels, *Applied Sciences* 7 (12) (2017) 1233. doi:[10.3390/app7121233](https://doi.org/10.3390/app7121233).
- [28] Y. Ding, J. Warton, R. Kovacevic, Development of sensing and control system for robotized laser-based direct metal addition system, *Additive Manufacturing* 10 (2016) 24–35. doi:[10.1016/j.addma.2016.01.002](https://doi.org/10.1016/j.addma.2016.01.002).

- [29] O. Khatim, Contribution à la compréhension et à la maîtrise du procédé d'atomisation de jets métalliques liquides, Ph.D. thesis, Université de Technologie de Belfort-Montbéliard (2011).
- [30] DMG MORI, Fabrication hybride : Procédé de buse de pulvérisation, <https://fr.dmgmori.com/produits/machines/additive-manufacturing/procede-de-buse-de-pulverisation>.
- [31] W. U. H. Syed, A. J. Pinkerton, L. Li, A comparative study of wire feeding and powder feeding in direct diode laser deposition for rapid prototyping, *Applied Surface Science* 247 (1-4) (2005) 268–276. doi:10.1016/j.apsusc.2005.01.138.
- [32] A. G. Demir, Micro laser metal wire deposition for additive manufacturing of thin-walled structures, *Optics and Lasers in Engineering* 100 (2018) 9–17. doi:10.1016/j.optlaseng.2017.07.003.
- [33] W. Wu, J. Xue, Z. Zhang, X. Ren, B. Xie, Process optimization on multilayer morphology during 316L double-wire CMT+P deposition process, *Metals* 9 (12) (2019) 1334. doi:10.3390/met9121334.
- [34] Y. K. Bandari, S. W. Williams, J. Ding, F. Martina, Additive manufacture of large structures : Robotic or CNC systems, in : Proceedings of the 26th International Solid Freeform Fabrication Symposium, Austin (TX, USA), (2015).
- [35] J. D. Spencer, P. M. Dickens, 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* 212 (3) (1998) 175–182. doi:10.1243/0954405981515590.
- [36] D. Ding, Z. Pan, D. Cuiuri, H. Li, Wire-feed additive manufacturing of metal components : Technologies, developments and future interests, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 81 (1-4) (2015) 465–481. doi:10.1007/s00170-015-7077-3.
- [37] E. Soderstrom, P. Mendez, Humping mechanisms present in high speed welding, *Science and Technology of Welding and Joining* 11 (5) (2006) 572–579. doi:10.1179/174329306X120787.
- [38] D. Ding, Z. Pan, D. Cuiuri, H. Li, A tool-path generation strategy for wire and arc additive manufacturing, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 73 (1-4) (2014) 173–183. doi:10.1007/s00170-014-5808-5.
- [39] J.-Y. Hascoët, J. Parrot, P. Mognol, E. Willmann, Induction heating in a wire additive manufacturing approach, *Welding in the World* 62 (2) (2018) 249–257. doi:10.1007/s40194-017-0533-y.
- [40] A. Sova, S. Grigoriev, A. Okunkova, I. Smurov, Potential of cold gas dynamic spray as additive manufacturing technology, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 69 (9) (2013) 2269–2278. doi:10.1007/s00170-013-5166-8.
- [41] X. Wang, F. Feng, M. A. Klecka, M. D. Mordasky, J. K. Garofano, T. El-Wardany, A. Nardi, V. K. Champagne, Characterization and modeling of the bonding process in cold spray additive manufacturing, *Additive Manufacturing* 8 (2015) 149–162. doi:10.1016/j.addma.2015.03.006.
- [42] F. Raletz, G. Ezo'o, S. Germain, M. Vardelle, G. Mariaux, Optimisation de la distance de tir en projection cold spray, *Mécanique & Industries* 12 (6) (2011) 533–537. doi:10.1051/meca/2011142.
- [43] L. Ren, T. Sparks, J. Ruan, F. Liou, Integrated process planning for a multiaxis hybrid manufacturing system, *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 132 (2) (2010) 021006. doi:10.1115/1.4001122.

- [44] J. Ruan, K. Eiamsa-ard, F. Liou, Automatic process planning and toolpath generation of a multi-axis hybrid manufacturing system, *Journal of Manufacturing Processes* 7 (1) (2005) 57–68. doi:10.1016/S1526-6125(05)70082-7.
- [45] D. Kanakanala, Multi axis slicing for rapid prototyping, Ph.D. thesis, Missouri University of Science and Technology (2010).
- [46] D. Coupek, J. Friedrich, D. Battran, O. Riedel, Reduction of support structures and building time by optimized path planning algorithms in multi-axis additive manufacturing, *Procedia CIRP* 67 (2018) 221–226. doi:10.1016/j.procir.2017.12.203.
- [47] Y. Ding, R. Dwivedi, R. Kovacevic, Process planning for 8-axis robotized laser-based direct metal deposition system : A case on building revolved part, *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing* 44 (2017) 67–76. doi:10.1016/j.rcim.2016.08.008.
- [48] D. S. Ertay, A. Yuen, Y. Altintas, Synchronized material deposition rate control with path velocity on fused filament fabrication machines, *Additive Manufacturing* 19 (2018) 205–213. doi:10.1016/j.addma.2017.05.011.
- [49] R. J. Urbanic, R. W. Hedrick, C. G. Burford, A process planning framework and virtual representation for bead-based additive manufacturing processes, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 90 (1-4) (2017) 361–376. doi:10.1007/s00170-016-9392-8.
- [50] X. Xu, G. Mi, Y. Luo, P. Jiang, X. Shao, C. Wang, Morphologies, microstructures, and mechanical properties of samples produced using laser metal deposition with 316 L stainless steel wire, *Optics and Lasers in Engineering* 94 (2017) 1–11. doi:10.1016/j.optlaseng.2017.02.008.
- [51] M. Liberini, A. Astarita, G. Campatelli, A. Scippa, F. Montevecchi, G. Venturini, M. Durante, L. Boccarusso, F. M. C. Minutolo, A. Squillace, Selection of optimal process parameters for wire arc additive manufacturing, *Procedia CIRP* 62 (2017) 470–474. doi:10.1016/j.procir.2016.06.124.
- [52] B. Wu, Z. Pan, D. Ding, D. Cuiuri, H. Li, J. Xu, J. Norrish, A review of the wire arc additive manufacturing of metals : Properties, defects and quality improvement, *Journal of Manufacturing Processes* 35 (2018) 127–139. doi:10.1016/j.jmapro.2018.08.001.
- [53] J. Xiong, R. Li, Y. Lei, H. Chen, Heat propagation of circular thin-walled parts fabricated in additive manufacturing using gas metal arc welding, *Journal of Materials Processing Technology* 251 (2018) 12–19. doi:10.1016/j.jmatprotec.2017.08.007.
- [54] A. Chergui, F. Villeneuve, F. Vignat, N. Béraud, Simulation thermique du procédé Wire Arc Additive Manufacturing, in : *Colloque national S-mart*, Les Karellis (France), (2019).
- [55] J. Yu, X. Lin, L. Ma, J. Wang, X. Fu, J. Chen, W. Huang, Influence of laser deposition patterns on part distortion, interior quality and mechanical properties by laser solid forming (LSF), *Materials Science and Engineering : A* 528 (3) (2011) 1094–1104. doi:10.1016/j.msea.2010.09.078.
- [56] V. Ocelík, M. Eekma, I. Hemmati, J. De Hosson, Elimination of start/stop defects in laser cladding, *Surface and Coatings Technology* 206 (8-9) (2012) 2403–2409. doi:10.1016/j.surfcoat.2011.10.040.

- [57] O. Yilmaz, A. A. Ugla, Development of a cold wire-feed additive layer manufacturing system using shaped metal deposition method, *Journal of Mechanical Science and Technology* 31 (4) (2017) 1611–1620. doi:10.1007/s12206-017-0308-9.
- [58] S. Selvi, A. Vishvakshnan, E. Rajasekar, Cold metal transfer (CMT) technology - An overview, *Defence Technology* 14 (1) (2018) 28–44. doi:10.1016/j.dt.2017.08.002.
- [59] P. S. Almeida, S. Williams, Innovative process model of Ti–6Al–4V additive layer manufacturing using cold metal transfer (CMT), in : *Proceedings of the Twenty-First Annual International Solid Freeform Fabrication Symposium*, Austin (TX, USA), (2010).
- [60] E. Kepplinger, COLD METAL TRANSFER. La technologie (2017).
- [61] A. Adebayo, J. Mehnen, X. Tonnellier, Limiting travel speed in additive layer manufacturing, in : *9th International Conference on Trends in Welding Research*, Chicago (Illinois, USA), (2012).
- [62] C. Cunningham, J. Flynn, A. Shokrani, V. Dhokia, S. Newman, Invited review article : Strategies and processes for high quality wire arc additive manufacturing, *Additive Manufacturing* 22 (2018) 672–686. doi:10.1016/j.addma.2018.06.020.
- [63] C. Hacquard, F. Deschaux-Beaume, F. Soulie, Production et caractérisation d'échantillons en acier 316L par le procédé de fabrication additive arc-fils, in : *24ème Congrès Français de Mécanique*, Brest (France), (2019).
- [64] B. Baufeld, O. V. der Biest, R. Gault, Additive manufacturing of Ti–6Al–4V components by shaped metal deposition : Microstructure and mechanical properties, *Materials & Design* 31 (2010) S106–S111. doi:10.1016/j.matdes.2009.11.032.
- [65] E. Brandl, V. Michailov, B. Viehweger, C. Leyens, Deposition of Ti–6Al–4V using laser and wire, part I : Microstructural properties of single beads, *Surface and Coatings Technology* 206 (6) (2011) 1120–1129. doi:10.1016/j.surfcoat.2011.07.095.
- [66] P. A. Colegrove, H. E. Coules, J. Fairman, F. Martina, T. Kashoob, H. Mamash, L. D. Cozzolino, Microstructure and residual stress improvement in wire and arc additively manufactured parts through high-pressure rolling, *Journal of Materials Processing Technology* 213 (10) (2013) 1782–1791. doi:10.1016/j.jmatprotec.2013.04.012.
- [67] J. Y. Bai, C. L. Fan, S. b. Lin, C. L. Yang, B. L. Dong, Effects of thermal cycles on microstructure evolution of 2219-Al during GTA-additive manufacturing, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 87 (9-12) (2016) 2615–2623. doi:10.1007/s00170-016-8633-1.
- [68] N. Shamsaei, A. Yadollahi, L. Bian, S. M. Thompson, An overview of Direct Laser Deposition for additive manufacturing; Part II : Mechanical behavior, process parameter optimization and control, *Additive Manufacturing* 8 (2015) 12–35. doi:10.1016/j.addma.2015.07.002.
- [69] J. Xiong, G. Zhang, H. Gao, L. Wu, Modeling of bead section profile and overlapping beads with experimental validation for robotic GMAW-based rapid manufacturing, *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing* 29 (2) (2013) 417–423. doi:10.1016/j.rcim.2012.09.011.
- [70] S. Mecocci, G. Pardal, A. Eder, L. Quintino, Software development for prediction of the weld bead in CMT and pulsed-MAG processes, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 64 (1-4) (2013) 171–178. doi:10.1007/s00170-012-3990-x.

- [71] D. Ding, Z. Pan, D. Cuiuri, H. Li, S. van Duin, N. Larkin, Bead modelling and implementation of adaptive MAT path in wire and arc additive manufacturing, *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing* 39 (2016) 32–42. doi:10.1016/j.rcim.2015.12.004.
- [72] J. Xiong, G. Zhang, J. Hu, 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* 25 (1) (2014) 157–163. doi:10.1007/s10845-012-0682-1.
- [73] P. Kazanas, P. Deherkar, P. Almeida, H. Lockett, 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* 226 (6) (2012) 1042–1051. doi:10.1177/0954405412437126.
- [74] Y. Li, J. Xiong, Z. Yin, Molten pool stability of thin-wall parts in robotic GMA-based additive manufacturing with various position depositions, *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing* 56 (2019) 1–11. doi:10.1016/j.rcim.2018.08.002.
- [75] T. C. Nguyen, D. C. Weckman, D. A. Johnson, H. W. Kerr, The humping phenomenon during high speed gas metal arc welding, *Science and Technology of Welding and Joining* 10 (4) (2005) 447–459. doi:10.1179/174329305X44134.
- [76] L. Yuan, Z. Pan, D. Ding, F. He, S. van Duin, H. Li, W. Li, Investigation of humping phenomenon for the multi-directional robotic wire and arc additive manufacturing, *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing* 63 (2020) 101916. doi:10.1016/j.rcim.2019.101916.
- [77] D. Ding, C. Shen, Z. Pan, D. Cuiuri, H. Li, N. Larkin, S. van Duin, Towards an automated robotic arc-welding-based additive manufacturing system from CAD to finished part, *Computer-Aided Design* 73 (2016) 66–75. doi:10.1016/j.cad.2015.12.003.
- [78] D. Clark, M. Bache, M. Whittaker, Shaped metal deposition of a nickel alloy for aero engine applications, *Journal of Materials Processing Technology* 203 (1-3) (2008) 439–448. doi:10.1016/j.jmatprotec.2007.10.051.
- [79] L. Galantucci, F. Lavecchia, G. Percoco, Experimental study aiming to enhance the surface finish of fused deposition modeled parts, *CIRP Annals* 58 (1) (2009) 189–192. doi:10.1016/j.cirp.2009.03.071.
- [80] S. Singamneni, A. Roychoudhury, O. Diegel, B. Huang, Modeling and evaluation of curved layer fused deposition, *Journal of Materials Processing Technology* 212 (1) (2012) 27–35. doi:10.1016/j.jmatprotec.2011.08.001.
- [81] F. Wulle, D. Coupek, F. Schäßner, A. Verl, F. Oberhofer, T. Maier, Workpiece and machine design in additive manufacturing for multi-axis fused deposition modeling, *Procedia CIRP* 60 (2017) 229–234. doi:10.1016/j.procir.2017.01.046.
- [82] W. Ma, W.-C. But, P. He, NURBS-based adaptive slicing for efficient rapid prototyping, *Computer-Aided Design* 36 (13) (2004) 1309–1325. doi:10.1016/j.cad.2004.02.001.
- [83] E. Sabourin, S. A. Houser, J. Helge Bøhn, Adaptive slicing using stepwise uniform refinement, *Rapid Prototyping Journal* 2 (4) (1996) 20–26. doi:10.1108/13552549610153370.
- [84] P. M. Pandey, N. V. Reddy, S. G. Dhande, Real time adaptive slicing for fused deposition modelling, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 43 (1) (2003) 61–71. doi:10.1016/S0890-6955(02)00164-5.

- [85] D. Ding, Z. Pan, D. Cuiuri, H. Li, N. Larkin, S. van Duin, Automatic multi-direction slicing algorithms for wire based additive manufacturing, *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing* 37 (2016) 139–150. doi:10.1016/j.rcim.2015.09.002.
- [86] R. J. Allen, R. S. Trask, An experimental demonstration of effective Curved Layer Fused Filament Fabrication utilising a parallel deposition robot, *Additive Manufacturing* 8 (2015) 78–87. doi:10.1016/j.addma.2015.09.001.
- [87] D. Chakraborty, B. Aneesh Reddy, A. Roy Choudhury, Extruder path generation for curved layer fused deposition modeling, *Computer-Aided Design* 40 (2) (2008) 235–243. doi:10.1016/j.cad.2007.10.014.
- [88] D. Ding, Z. Pan, D. Cuiuri, H. Li, S. van Duin, Advanced design for additive manufacturing : 3D slicing and 2D path planning, in : I. V. Shishkovsky (Ed.), *New Trends in 3D Printing*, InTech, (2016), pp. 3–23. doi:10.5772/63042.
- [89] S. Bendjebba, S. Lavernhe, C. Mehdi-Souzani, N. Anwer, Caractérisation multi-niveaux de l’entité d’usinage de forme complexe, in : *Colloque national S-mart*, Les Karellis (France), (2019).
- [90] J. Ruan, L. Tang, F. W. Liou, R. G. Landers, Direct three-dimensional layer metal deposition, *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 132 (6) (2010) 064502. doi:10.1115/1.4002624.
- [91] G. Zhao, G. Ma, W. Xiao, Y. Tian, Feature-based five-axis path planning method for robotic additive manufacturing, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B : Journal of Engineering Manufacture* 233 (5) (2019) 1412–1424. doi:10.1177/0954405417752508.
- [92] W. Xiangping, Z. Haiou, W. Guilan, W. Lingpeng, Adaptive slicing for multi-axis hybrid plasma deposition and milling, in : *Proceedings of the 2014 Annual International Solid Freeform Fabrication Symposium*, Austin (Texas, USA), (2014).
- [93] Y. Murtezaoglu, D. Plakhotnik, M. Stautner, T. Vaneker, F. J. A. M. van Houten, Geometry-based process planning for multi-axis support-free additive manufacturing, *Procedia CIRP* 78 (2018) 73–78. doi:10.1016/j.procir.2018.08.175.
- [94] J. Zhang, Adaptive slicing for a multi-axis laser aided manufacturing process, *Journal of Mechanical Design* 126 (2) (2004) 254. doi:10.1115/1.1649966.
- [95] L. Ren, T. Sparks, J. Ruan, F. Liou, Process planning strategies for solid freeform fabrication of metal parts, *Journal of Manufacturing Systems* 27 (4) (2008) 158–165. doi:10.1016/j.jmsy.2009.02.002.
- [96] V. Querard, Réalisation de pièces aéronautiques de grandes dimensions par fabrication additive WAAM, Ph.D. thesis, *École Centrale de Nantes* (2019).
- [97] J. Flores, I. Garmendia, J. Pujana, Toolpath generation for the manufacture of metallic components by means of the laser metal deposition technique, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 101 (5-8) (2019) 2111–2120. doi:10.1007/s00170-018-3124-1.
- [98] C. Dai, C. C. L. Wang, C. Wu, S. Lefebvre, G. Fang, Y.-J. Liu, Support-free volume printing by multi-axis motion, *ACM Transactions on Graphics* 37 (4) (2018) 1–14. doi:10.1145/3197517.3201342.
- [99] Y. Jin, J. Du, Y. He, G. Fu, Modeling and process planning for curved layer fused deposition, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 91 (1) (2017) 273–285. doi:10.1007/s00170-016-9743-5.
- [100] D. Zhao, W. Guo, Mixed-layer adaptive slicing for robotic Additive Manufacturing (AM) based on decomposing and regrouping, *Journal of Intelligent Manufacturing* 313 (2020) 985–1002. doi:10.1007/s10845-019-01490-z.

- [101] D. Yili, Y. Shengfu, S. Yusheng, H. Tianying, Z. Lichao, Wire and arc additive manufacture of high-building multi-directional pipe joint, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 96 (5-8) (2018) 2389–2396. [doi:10.1007/s00170-018-1742-2](https://doi.org/10.1007/s00170-018-1742-2).
- [102] G. Zhao, G. Ma, J. Feng, W. Xiao, Nonplanar slicing and path generation methods for robotic additive manufacturing, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 96 (9-12) (2018) 3149–3159. [doi:10.1007/s00170-018-1772-9](https://doi.org/10.1007/s00170-018-1772-9).
- [103] H. Shen, H. Diao, S. Yue, J. Fu, Fused deposition modeling five-axis additive manufacturing : Machine design, fundamental printing methods and critical process characteristics, *Rapid Prototyping Journal* 24 (3) (2018) 548–561. [doi:10.1108/RPJ-05-2017-0096](https://doi.org/10.1108/RPJ-05-2017-0096).
- [104] M. L. Jensen, R. Mahshid, G. D’Angelo, J. U. Walther, M. K. Kiewning, J. Spangenberg, H. N. r. Hansen, D. B. Pedersen, Toolpath strategies for 5 dof and 6 dof extrusion-based additive manufacturing, *Applied Sciences* 9 (19) (2019) 4168. [doi:10.3390/app9194168](https://doi.org/10.3390/app9194168).
- [105] L. Yuan, Z. Pan, D. Ding, Z. Yu, S. van Duin, H. Li, W. Li, J. Norrish, Fabrication of metallic parts with overhanging structures using the robotic wire arc additive manufacturing, in : *Journal of Manufacturing Processes*, (2020). [doi:10.1016/j.jmapro.2020.03.018](https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2020.03.018).
- [106] S. Campocasso, M. Chalvin, A. K. Reichler, R. Gerbers, K. Dröder, V. Hugel, F. Dietrich, A framework for future CAM software dedicated to additive manufacturing by multi-axis deposition, *Procedia CIRP* 78 (2018) 79–84. [doi:10.1016/j.procir.2018.08.314](https://doi.org/10.1016/j.procir.2018.08.314).
- [107] Q. Tang, S. Yin, Y. Zhang, J. Wu, A tool vector control for laser additive manufacturing in five-axis configuration, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 98 (5-8) (2018) 1671–1684. [doi:10.1007/s00170-018-2177-5](https://doi.org/10.1007/s00170-018-2177-5).
- [108] X. Beudaert, P. Y. Pechard, C. Tournier, 5-Axis Flank Milling Tool Path Smoothing Based on Kinematical Behaviour Analysis, *Advanced Materials Research* 223 (2011) 691–700. [doi:10.4028/www.scientific.net/AMR.223.691](https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.223.691).
- [109] D. Plakhotnik, L. Glasmacher, T. Vaneker, Y. Smetanin, M. Stautner, Y. Murtezaoglu, F. van Houten, CAM planning for multi-axis laser additive manufacturing considering collisions, *CIRP Annals* 68 (2019) 447–450. [doi:10.1016/j.cirp.2019.04.007](https://doi.org/10.1016/j.cirp.2019.04.007).
- [110] W. U. H. Syed, A. J. Pinkerton, L. Li, Combining wire and coaxial powder feeding in laser direct metal deposition for rapid prototyping, *Applied Surface Science* 252 (13) (2006) 4803–4808. [doi:10.1016/j.apsusc.2005.08.118](https://doi.org/10.1016/j.apsusc.2005.08.118).
- [111] S. Donadello, M. Motta, A. G. Demir, B. Previtali, Monitoring of laser metal deposition height by means of coaxial laser triangulation, *Optics and Lasers in Engineering* 112 (2019) 136–144. [doi:10.1016/j.optlaseng.2018.09.012](https://doi.org/10.1016/j.optlaseng.2018.09.012).
- [112] C. Dai, S. Lefebvre, K.-M. Yu, J. M. P. Geraedts, C. C. L. Wang, Planning jerk-optimized trajectory with discrete time constraints for redundant robots, *IEEE Transactions on Automation Science and Engineering* 0 (2020) 1–14. [doi:10.1109/TASE.2020.2974771](https://doi.org/10.1109/TASE.2020.2974771).
- [113] P. Maurine, J.-F. Quinet, *L’étalonnage des robots manipulateurs industriels*, Hermes (2013).
- [114] G. Pritschow, C. Eppler, T. Garber, Influence of the dynamic stiffness on the accuracy of PKM, in : *Parallel Kinematics Seminar ; Development Methods and Application Experience of Parallel Kinematics*, Chemnitz (Germany), (2002), pp. 313–333.

- [115] Y. Guo, S. Yin, Y. Ren, J. Zhu, S. Yang, S. Ye, A multilevel calibration technique for an industrial robot with parallelogram mechanism, *Precision Engineering* 40 (2015) 261–272. doi:10.1016/j.precisioneng.2015.01.001.
- [116] C. Möller, H. C. Schmidt, P. Koch, C. Böhlmann, S.-M. Kothe, J. Wollnack, W. Hintze, Machining of large scaled CFRP-Parts with mobile CNC-based robotic system in aerospace industry, *Procedia Manufacturing* 14 (2017) 17–29. doi:10.1016/j.promfg.2017.11.003.
- [117] J. G. Tapia, Modélisation et identification géométrique de robots utilisés pour des opérations d’usinage, Ph.D. thesis, Université Blaise Pascal - Clermont-Ferrand II (2016).
- [118] C. Dumas, S. Caro, S. Garnier, B. Furet, Joint stiffness identification of six-revolute industrial serial robots, *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing* 27 (4) (2011) 881–888. doi:10.1016/j.rcim.2011.02.003.
- [119] Y. Wu, A. Klimchik, S. Caro, C. Boutolleau, B. Furet, A. Pashkevich, Experimental study on geometric and elastostatic calibration of industrial robot for milling application, in : 2014 IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics, IEEE, Besançon (France), (2014), pp. 1689–1696. doi:10.1109/AIM.2014.6878327.
- [120] R. plc, Renishaw : Principes des tests Ballbar, http://www.renishaw.fr/fr/principes-des-tests-ballbar-6818.
- [121] Radian - Intelligent laser tracker - Automated Precision (API).
- [122] M. Bordron, Modélisation et calibration pour une numérisation robotisée, Ph.D. thesis, Université Paris-Saclay (2019).
- [123] Y. Wu, A. Klimchik, S. Caro, B. Furet, A. Pashkevich, Geometric calibration of industrial robots using enhanced partial pose measurements and design of experiments, *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing* 35 (2015) 151–168. doi:10.1016/j.rcim.2015.03.007.
- [124] B. W. Mooring, Z. S. Roth, M. R. Driels, *Fundamentals of Manipulator Calibration*, New York (USA), (1991).
- [125] X. Baguenard, M. Dao, L. Jaulin, W. Khalil, Méthodes ensemblistes pour l’étalonnage géométrique, *Journal Européen des Systèmes Automatisés* 37 (9) (2003) 1059–1074. doi:10.3166/jesa.37.1059-1074.
- [126] J. Gutiérrez, H. Chanal, S. Durieux, E. Duc, Adaptation of the geometric model of a 6 dof serial robot to the task space, in : S. Zeghloul, L. Romdhane, M. A. Laribi (Eds.), *Computational Kinematics*, Vol. 50, Springer International Publishing, Cham, (2018), pp. 569–576. doi:10.1007/978-3-319-60867-9_65.
- [127] A. Olabi, M. Damak, R. Bearee, O. Gibaru, S. Leleu, Improving the accuracy of industrial robots by offline compensation of joints errors, in : 2012 IEEE International Conference on Industrial Technology, IEEE, Athens (Greece), (2012), pp. 492–497. doi:10.1109/ICIT.2012.6209986.
- [128] A. G. Dharmawan, S. Padmanathan, Y. Xiong, I. F. Ituarte, S. Foong, G. S. Soh, Maximizing robot manipulator’s functional redundancy via sequential informed optimization, in : 2018 3rd International Conference on Advanced Robotics and Mechatronics (ICARM), (2018), pp. 334–339. doi:10.1109/ICARM.2018.8610834.
- [129] J. Gao, Optimal motion planning in redundant robotic systems for automated composite lay-up process, Ph.D. thesis, Ecole Centrale de Nantes (2018).

- [130] L. B. Gueta, J. Cheng, R. Chiba, T. Arai, T. Ueyama, J. Ota, Multiple-goal task realization utilizing redundant degrees of freedom of task and tool attachment optimization, in : 2011 IEEE International Conference on Robotics and Automation, IEEE, Shanghai (China), (2011), pp. 1714–1719. [doi:10.1109/ICRA.2011.5980546](https://doi.org/10.1109/ICRA.2011.5980546).
- [131] F. Chaumette, T. Marchand, A redundancy-based iterative approach for avoiding joint limits : Application to visual servoing, *IEEE Transactions on Robotics and Automation* 17 (5) (2001) 719–730. [doi:10.1109/70.964671](https://doi.org/10.1109/70.964671).
- [132] R. Menasri, A. Nakib, B. Daachi, H. Oulhadj, P. Siarry, A trajectory planning of redundant manipulators based on bilevel optimization, *Applied Mathematics and Computation* 250 (2015) 934–947. [doi:10.1016/j.amc.2014.10.101](https://doi.org/10.1016/j.amc.2014.10.101).
- [133] A. P. Pashkevich, A. B. Dolgui, O. A. Chumakov, Multiobjective optimization of robot motion for laser cutting applications, *International Journal of Computer Integrated Manufacturing* 17 (2) (2004) 171–183. [doi:10.1080/0951192031000078202](https://doi.org/10.1080/0951192031000078202).
- [134] V. K. Mehta, B. Dasgupta, A general approach for optimal kinematic design of 6-DOF parallel manipulators, *Sadhana* 36 (6) (2011) 977–994. [doi:10.1007/s12046-011-0057-x](https://doi.org/10.1007/s12046-011-0057-x).
- [135] A. Dolgui, A. Pashkevich, Manipulator motion planning for high-speed robotic laser cutting, *International Journal of Production Research* 47 (20) (2009) 5691–5715. [doi:10.1080/00207540802070967](https://doi.org/10.1080/00207540802070967).
- [136] B. Gonul, O. F. Sapmaz, L. T. Tunc, Improved stable conditions in robotic milling by kinematic redundancy, *Procedia CIRP* 82 (2019) 485–490. [doi:10.1016/j.procir.2019.04.334](https://doi.org/10.1016/j.procir.2019.04.334).
- [137] D. Busson, R. Bearee, A. Olabi, Résolution de redondance pour la pleine exploitation de la capacité d’effort - Application au perçage, in : Conférence MUGV, Bordeaux (France), (2018).
- [138] P. Debout, H. Chanal, E. Duc, Tool path smoothing of a redundant machine : Application to Automated Fiber Placement, *Computer-Aided Design* 43 (2) (2011) 122–132. [doi:10.1016/j.cad.2010.09.011](https://doi.org/10.1016/j.cad.2010.09.011).
- [139] A. Liegeois, Automatic supervisory control of the configuration and behaviour of multibody mechanisms, *IEEE Transactions on systems, man and cybernetics* 7 (12) (1977) 868–871.
- [140] A. Fournier, Génération de mouvements en robotique, applications des inverses généralisées et des pseudo-inverses, Ph.D. thesis, USTL, Montpellier (1980).
- [141] C. A. Klein, Use of redundancy in the design of robotic system, robotics research, in : *The Second International Symposium*, Mit Press, (1985), pp. 207–214.
- [142] T. Yoshikawa, Manipulability of robotic mechanisms, *The International Journal of Robotics Research* 4 (2) (1985) 3–9. [doi:10.1177/027836498500400201](https://doi.org/10.1177/027836498500400201).
- [143] W. Khalil, E. Dombre, Modélisation, identification et commande des robots, Hermès science publ. (1999).
- [144] S. Zargarbashi, W. Khan, J. Angeles, The Jacobian condition number as a dexterity index in 6R machining robots, *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing* 28 (6) (2012) 694–699. [doi:10.1016/j.rcim.2012.04.004](https://doi.org/10.1016/j.rcim.2012.04.004).
- [145] M. Souissi, V. Hugel, S. Garbaya, J. Nassour, Minimized-torque-oriented design of parallel modular mechanism for humanoid waist, in : J. Lenarčič, J.-P. Merlet (Eds.), *Advances in Robot Kinematics 2016*, Vol. 4, Springer International Publishing, Cham, (2018), pp. 171–180. [doi:10.1007/978-3-319-56802-7_18](https://doi.org/10.1007/978-3-319-56802-7_18).

- [146] A. Olabi, R. Béarée, O. Gibaru, M. Damak, Feedrate planning for machining with industrial six-axis robots, *Control Engineering Practice* 18 (5) (2010) 471–482. doi:10.1016/j.conengprac.2010.01.004.
- [147] X. Beudaert, S. Lavernhe, C. Tournier, Feedrate interpolation with axis jerk constraints on 5-axis NURBS and G1 tool path, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 57 (2012) 73–82. doi:10.1016/j.ijmachtools.2012.02.005.
- [148] A. Queguineur, G. Rückert, F. Cortial, J. Y. Hascoët, Evaluation of wire arc additive manufacturing for large-sized components in naval applications, *Welding in the World* 62 (2) (2018) 259–266. doi:10.1007/s40194-017-0536-8.
- [149] A. Addison, J. Ding, F. Martina, H. Lockett, S. Williams, X. Zhang, Manufacture of complex titanium parts using Wire+ Arc Additive Manufacture, in : *International Titanium Association*, Birmingham (UK), (2015).
- [150] C. Dordlofva, A. Lindwall, P. Törlind, Opportunities and challenges for additive manufacturing in space applications, in : *Proceedings of NordDesign 2016*, Trondheim (Norway), (2016), pp. 401–410.
- [151] P. R. P. Gradl, Additive manufacturing development and hot-fire testing of liquid rocket channel wall nozzles using blown powder directed energy deposition inconel 625 and jbk-75 alloys, in : *55th AIAA/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference 2019*, Indianapolis (IN, United States), (2019).
- [152] R. Ferréol, J. Mandonnet, *Encyclopédie des formes mathématiques remarquables*, <https://www.mathcurve.com/> (2005).
- [153] L. Boccaletto, Maîtrise du décollement de tuyère. Analyse du comportement d’une tuyère de type TOC et définition d’un nouveau concept : Le BOCCAJET, Ph.D. thesis, Université Aix-Marseille 1 (2011).
- [154] J. S. Panchagnula, S. Simhambhatla, Manufacture of complex thin-walled metallic objects using weld-deposition based additive manufacturing, *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing* 49 (2018) 194–203. doi:10.1016/j.rcim.2017.06.003.
- [155] M. Chalvin, S. Campocasso, T. Baizeau, V. Hugel, Automatic multi-axis path planning for thinwall tubing through robotized wire deposition, *Procedia CIRP* 79 (2019) 89–94. doi:10.1016/j.procir.2019.02.017.
- [156] M. Chalvin, S. Campocasso, V. Hugel, T. Baizeau, Génération de trajectoire pour l’ajout d’entités par fabrication additive robotisée multi-axes, in : *16ème Colloque national S-mart*, Les Karellis (France), (2019).
- [157] B. Bayle, *Introduction à la robotique*, Université Louis Pasteur de Strasbourg, (2005).
- [158] H. J. Woltring, Representation and calculation of 3-D joint movement, *Human Movement Science* 10 (5) (1991) 603–616. doi:10.1016/0167-9457(91)90048-3.
- [159] P. M. Bhatt, R. K. Malhan, P. Rajendran, S. K. Gupta, Building free-form thin shell parts using supportless extrusion-based additive manufacturing, *Additive Manufacturing* 32 (2020) 101003. doi:10.1016/j.addma.2019.101003.
- [160] W. Khalil, J. Kleinfinger, A new geometric notation for open and closed-loop robots, in : *Proceedings. 1986 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, Vol. 3, Institute of Electrical and Electronics Engineers, San Francisco, CA, USA, 1986, pp. 1174–1179. doi:10.1109/ROBOT.1986.1087552.
- [161] Caténoïde, <https://www.mathcurve.com/surfaces/catenoid/catenoid.shtml>.

- [162] M. Chalvin, S. Campocasso, V. Hugel, T. Baizeau, Layer-by-layer generation of optimized joint trajectory for multi-axis robotized additive manufacturing of parts of revolution, *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing* 65 (2020) 101960. [doi:10.1016/j.rcim.2020.101960](https://doi.org/10.1016/j.rcim.2020.101960).
- [163] J. Xiong, Y. Lei, 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* 126 (2017) 43–52. [doi:10.1016/j.applthermaleng.2017.07.168](https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2017.07.168).
- [164] F. Xie, L. Chen, Z. Li, K. Tang, Path smoothing and feed rate planning for robotic curved layer additive manufacturing, *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing* 65 (2020) 101967. [doi:10.1016/j.rcim.2020.101967](https://doi.org/10.1016/j.rcim.2020.101967).
- [165] C. Castagnetti, Amélioration du comportement cinématique des machines par l’optimisation des trajets d’usinage 5 axes, Ph.D. thesis, Université Blaise Pascal - Clermont-Ferrand II (2008).
- [166] V. Lacharnay, Modélisation mécanique intégrant des champs répulsifs pour la génération de trajectoires 5 axes hors collision, Ph.D. thesis, École normale supérieure de Cachan (2014).
- [167] R. S. Hartenberg, J. Denavit, A Kinematic Notation for Lower Pair Mechanisms Based on Matrices, (1955).

Annexes

Sommaire

A	Caractéristiques du robot FANUC ArcMate 120 <i>iC</i>	II
B	Passage de la convention de Bryant à la convention Roulis, Tangage, Lacet et vice-versa	IV
C	Modèles géométriques du robot FANUC ArcMate 120<i>iC</i> . .	VI
C.1	Modèle géométrique direct	VI
C.2	Modèle géométrique inverse	VII
D	Plan de l’outil de mesure	XII
E	Influence de la programmation sur la précision géométrique : plan d’essais complet et résultats	XIII
F	Protocole de mesure : repère robot	XV
G	Protocole de mesure : identification des longueurs de segments axe par axe	XVI
H	Trajectoires optimisées couche par couche dans l’espace articulaire : demi-sphère, demi-caténoïde et tuyère	XVII

A Caractéristiques du robot FANUC ArcMate 120

iC

Axes		Répétabilité (mm)	Masse unité mécanique (kg)	Rayon [°]						Vitesse de mouvement [°/s]						J4 Moment/Inertie (Nm/kgm ²)	J5 Moment/Inertie (Nm/kgm ²)	J6 Moment/Inertie (Nm/kgm ²)
				J1	J2	J3	J4	J5	J6	J1	J2	J3	J4	J5	J6			
6		± 0.03*	250	370	260	458	400	280(360)	540(900)	195	175	180	360	360	550	7.7/0.24	7.7/0.24	0.22/0.0027

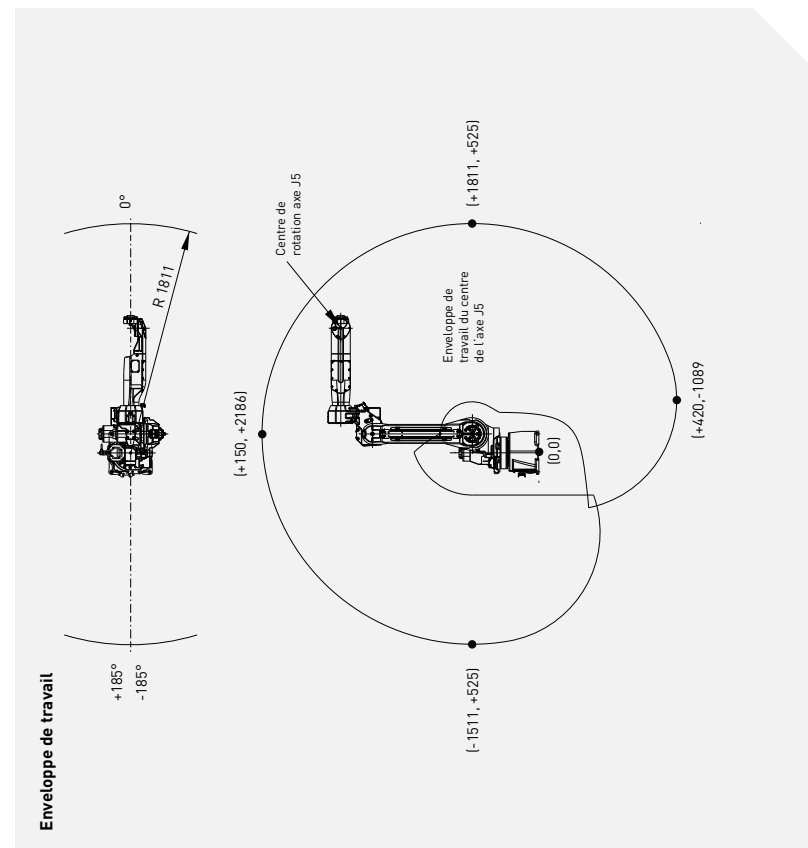
ARC Mate 120iC (Poignet creux)



Charge admissible au poignet: **20 kg**

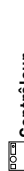


Rayon: **1811 mm**



Robot

Empreinte au sol [mm]	ARC Mate 120iC
Fixation au sol	343 x 343
Fixation à l'envers	•
Fixation au mur ou en angle	•



Contrôleur

Armoire Open Air	R30iB
Armoire Mate	-
Armoire Taille A	o
Armoire Taille B	•
iPendant Touch	o

Raccordements électriques

Tension 50/60Hz triphasée [V]	380-575
Tension 50/60Hz monophasée [V]	
Consommation d'énergie moyenne [kW]	1

Services intégrés

Signaux entrée/sortie intégrés sur l'axe 3 [prise EE]	8/8
Alimentation d'air intégrée	1

Environnement

Niveau sonore [dB]	< 70
Température ambiante [° C]	0-45

Protection

Indice de protection / en option	IP54 / IP55
Poignet et bras J3 standard / en option	IP54

• Standard o Sur demande - Non disponible () avec option matériel ou logiciel *Basé sur i509283

Axe	Course (°)	Vitesse maximale (°/s)
1	± 170	195
2	-100/ + 160	175
3	-185/ + 273	180
4	± 200	360
5	$\pm 135^1$	360
6	$\pm \infty$	550

Tableau A.1 – Caractéristiques des axes du robot FANUC ArcMate 120 *iC*.

1. La course de l'axe 5 a été modifiée de manière à éviter les collisions entre le substrat et le robot en configuration "pièce portée".

B Passage de la convention de Bryant à la convention Roulis, Tangage, Lacet et vice-versa

La convention de Bryant donne les paramètres d'orientation R_X, R_Y, R_Z tels que ce soient les rotations autour de $\overrightarrow{X_{Robot}}, \overrightarrow{Y'_{Robot}}$ et $\overrightarrow{Z''_{Robot}}$ (Matrice de rotation $\underline{\underline{\mathbf{A}_{Bryant}}}$, Équation B.1). La convention des angles de Roulis, Tangage et Lacet donne les paramètres d'orientation w, p, r tels que ce soient les rotations autour de $\overrightarrow{Z_{Robot}}, \overrightarrow{Y'_{Robot}}$ ¹ et $\overrightarrow{X''_{Robot}}$ (Matrice de rotation $\underline{\underline{\mathbf{A}_{wpr}}}$, Équation B.2) [157]. Comme l'orientation est identique, il y a égalité entre les deux matrices, Équation B.3. Pour effectuer le passage d'une convention à l'autre, il suffit alors d'identifier les paramètres R_X, R_Y, R_Z en fonction de w, p, r et vice versa. Le passage de la convention de Roulis, Tangage, Lacet vers la convention de Bryant est explicité à l'Équation B.4 et le passage de la convention de Bryant vers la convention Roulis, Tangage, Lacet à l'Équation B.5. Dans l'Équation B.3, $\cos \theta$ et $\sin \theta$ seront respectivement notés $C\theta$ et $S\theta$ pour faciliter la lecture.

$$\begin{aligned}
 \underline{\underline{\mathbf{A}_{Bryant}}} &= \underline{\underline{\mathbf{M}_{R_X}}} \times \underline{\underline{\mathbf{M}_{R_Y}}} \times \underline{\underline{\mathbf{M}_{R_Z}}} \\
 \underline{\underline{\mathbf{M}_{R_X}}} &= \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos R_X & -\sin R_X \\ 0 & \sin R_X & \cos R_X \end{pmatrix} \\
 \underline{\underline{\mathbf{M}_{R_Y}}} &= \begin{pmatrix} \cos R_Y & 0 & \sin R_Y \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin R_Y & 0 & \cos R_Y \end{pmatrix} \\
 \underline{\underline{\mathbf{M}_{R_Z}}} &= \begin{pmatrix} \cos R_Z & -\sin R_Z & 0 \\ \sin R_Z & \cos R_Z & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}
 \end{aligned} \tag{B.1}$$

$$\begin{aligned}
 \underline{\underline{\mathbf{A}_{wpr}}} &= \underline{\underline{\mathbf{M}_w}} \times \underline{\underline{\mathbf{M}_p}} \times \underline{\underline{\mathbf{M}_r}} \\
 \underline{\underline{\mathbf{M}_w}} &= \begin{pmatrix} \cos w & -\sin w & 0 \\ \sin w & \cos w & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \\
 \underline{\underline{\mathbf{M}_p}} &= \begin{pmatrix} \cos p & 0 & \sin p \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin p & 0 & \cos p \end{pmatrix} \\
 \underline{\underline{\mathbf{M}_r}} &= \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos r & -\sin r \\ 0 & \sin r & \cos r \end{pmatrix}
 \end{aligned} \tag{B.2}$$

1. Le vecteur $\overrightarrow{Y'_{Robot}}$ n'est pas le même que celui utilisé dans la convention de Bryant.

$$\begin{aligned}
\underline{\mathbf{A}}_{\mathbf{wpr}} &= \underline{\mathbf{A}}_{\mathbf{Bryant}} \\
\Leftrightarrow & \\
\begin{pmatrix} Cw.Cp & Cw.Sp.Sr - Sw.Cr & Cw.Sp.Cr + Sw.Sr \\ Sw.Cp & Sw.Sp.Sr + Cw.Cr & Sw.Sp.Cr - Cw.Sr \\ -Sp & Cp.Sr & Cp.Cr \end{pmatrix} &= \tag{B.3} \\
\begin{pmatrix} CR_Y.CR_Z & -CR_Y.SR_Z & SR_Y \\ CR_X.SR_Z + SR_X.SR_Y.CR_Z & CR_X.CR_Z - SR_X.SR_Y.SR_Z & -SR_X.CR_Y \\ SR_X.SR_Z - CR_X.SR_Y.CR_Z & SR_X.CR_Z + CR_X.SR_Y.SR_Z & CR_X.CR_Y \end{pmatrix} &
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
R_Y &= \text{atan2} \left(\underline{\mathbf{A}}_{\mathbf{wpr}}(1, 3), \sqrt{\underline{\mathbf{A}}_{\mathbf{wpr}}(1, 1)^2 + \underline{\mathbf{A}}_{\mathbf{wpr}}(1, 2)^2} \right) \\
\text{Si } R_Y &= \pi/2 \\
R_X + R_Z &= \text{atan2} \left(\underline{\mathbf{A}}_{\mathbf{wpr}}(2, 1), \underline{\mathbf{A}}_{\mathbf{wpr}}(2, 2) \right) \\
\text{ou} & \\
R_X + R_Z &= \text{atan2} \left(\underline{\mathbf{A}}_{\mathbf{wpr}}(3, 3), -\underline{\mathbf{A}}_{\mathbf{wpr}}(3, 1) \right) \tag{B.4} \\
\text{Sinon} & \\
R_X &= \text{atan2} \left(-\underline{\mathbf{A}}_{\mathbf{wpr}}(2, 3), \underline{\mathbf{A}}_{\mathbf{wpr}}(3, 3) \right) \\
R_Z &= \text{atan2} \left(-\underline{\mathbf{A}}_{\mathbf{wpr}}(1, 2), \underline{\mathbf{A}}_{\mathbf{wpr}}(1, 1) \right)
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
p &= \text{atan2} \left(-\underline{\mathbf{A}}_{\mathbf{Bryant}}(3, 1), \sqrt{\underline{\mathbf{A}}_{\mathbf{Bryant}}(3, 2)^2 + \underline{\mathbf{A}}_{\mathbf{Bryant}}(3, 3)^2} \right) \\
\text{Si } p &= \pi/2 \\
w - r &= \text{atan2} \left(\underline{\mathbf{A}}_{\mathbf{Bryant}}(2, 3), \underline{\mathbf{A}}_{\mathbf{Bryant}}(2, 2) \right) \\
\text{ou} & \\
r - w &= \text{atan2} \left(\underline{\mathbf{A}}_{\mathbf{Bryant}}(1, 2), -\underline{\mathbf{A}}_{\mathbf{Bryant}}(1, 3) \right) \tag{B.5} \\
\text{Sinon} & \\
w &= \text{atan2} \left(-\underline{\mathbf{A}}_{\mathbf{Bryant}}(2, 1), \underline{\mathbf{A}}_{\mathbf{Bryant}}(1, 1) \right) \\
r &= \text{atan2} \left(-\underline{\mathbf{A}}_{\mathbf{Bryant}}(3, 2), \underline{\mathbf{A}}_{\mathbf{Bryant}}(3, 3) \right)
\end{aligned}$$

Dans les cas où $R_Y = \pi/2$ et $p = \pi/2$, il est possible de choisir, respectivement, n'importe quel jeu de paramètres R_X , R_Z et w , r tant que l'égalité est respectée.

C Modèles géométriques du robot FANUC ArcMate 120iC

C.1 Modèle géométrique direct

C.1.1 Robot

Le Modèle Géométrique Direct (MGD) du robot FANUC Arc Mate 120iC est basé sur la méthode de Denavit-Hartenberg [167]. Le paramétrage du robot est celui présenté dans le Tableau 3.3 page 76. Chaque axe j du robot est associé à une matrice de transformation $\underline{\underline{\mathbf{M}}}_{j-1}^j$, Équation C.1.

$$\begin{aligned}
 \underline{\underline{\mathbf{M}}}_0^1 &= \begin{pmatrix} \cos q_1 & -\sin q_1 & 0 & d_2 \cdot \cos q_1 \\ \sin q_1 & \cos q_1 & 0 & d_2 \cdot \sin q_1 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \\
 \underline{\underline{\mathbf{M}}}_1^2 &= \begin{pmatrix} \cos q_2 & 0 & \sin q_2 & -d_3 \cdot \sin q_2 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ -\sin q_2 & 0 & \cos q_2 & d_3 \cdot \cos q_2 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \\
 \underline{\underline{\mathbf{M}}}_2^3 &= \begin{pmatrix} \cos q_3 & 0 & \sin q_3 & -d_4 \cdot \cos q_3 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ -\sin q_3 & 0 & \cos q_3 & d_4 \cdot \sin q_3 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \\
 \underline{\underline{\mathbf{M}}}_3^4 &= \begin{pmatrix} \cos q_4 & \sin q_4 & 0 & 0 \\ -\sin q_4 & \cos q_4 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & r_4 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \\
 \underline{\underline{\mathbf{M}}}_4^5 &= \begin{pmatrix} \cos q_5 & 0 & -\sin q_5 & -r_6 \cdot \sin q_5 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ \sin q_5 & 0 & \cos q_5 & r_6 \cdot \cos q_5 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \\
 \underline{\underline{\mathbf{M}}}_5^6 &= \begin{pmatrix} \cos q_6 & \sin q_6 & 0 & 0 \\ -\sin q_6 & \cos q_6 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}
 \end{aligned} \tag{C.1}$$

La matrice du modèle géométrique direct est alors obtenue par multiplication des différentes matrices associées aux axes, Équation C.2.

$$\underline{\underline{\mathbf{M}}}_{\text{MGDr}} = \underline{\underline{\mathbf{M}}}_0^1 \times \underline{\underline{\mathbf{M}}}_1^2 \times \underline{\underline{\mathbf{M}}}_2^3 \times \underline{\underline{\mathbf{M}}}_3^4 \times \underline{\underline{\mathbf{M}}}_4^5 \times \underline{\underline{\mathbf{M}}}_5^6 \tag{C.2}$$

La position (Équation C.3) et l'orientation (Équation C.4) du point piloté du robot (sans effecteur) sont alors extraits de la matrice $\underline{\underline{\mathbf{M}}}_{\text{MGDr}}$. Le calcul des paramètres d'orientation se fait selon la convention choisie. Dans le cas présent, la convention choisie est celle de Bryant, il y a donc égalité entre les matrices $\underline{\underline{\mathbf{M}}}_{\text{MGDr}}$ et $\underline{\underline{\mathbf{A}}}_{\text{Bryant}}$ (Équation B.1), hormis pour la dernière colonne.

$$[X \ Y \ Z \ 1]^T = \underline{\underline{\mathbf{M}}}_{\text{MGDr}} \times [0 \ 0 \ 0 \ 1]^T \tag{C.3}$$

$$\begin{aligned}
R_Y &= \text{atan2} \left(\underline{\underline{\mathbf{M}_{\text{MGDr}}}}(1, 3), \sqrt{\underline{\underline{\mathbf{M}_{\text{MGDr}}}}(1, 1)^2 + \underline{\underline{\mathbf{M}_{\text{MGDr}}}}(1, 2)^2} \right) \\
\text{Si } R_Y &= \pi/2 \\
R_X + R_Z &= \text{atan2} \left(\underline{\underline{\mathbf{M}_{\text{MGDr}}}}(2, 1), \underline{\underline{\mathbf{M}_{\text{MGDr}}}}(2, 2) \right) \\
\text{ou} & \\
R_X + R_Z &= \text{atan2} \left(\underline{\underline{\mathbf{M}_{\text{MGDr}}}}(3, 3), -\underline{\underline{\mathbf{M}_{\text{MGDr}}}}(3, 1) \right) \\
\text{Sinon} & \\
R_X &= \text{atan2} \left(-\underline{\underline{\mathbf{M}_{\text{MGDr}}}}(2, 3), \underline{\underline{\mathbf{M}_{\text{MGDr}}}}(3, 3) \right) \\
R_Z &= \text{atan2} \left(-\underline{\underline{\mathbf{M}_{\text{MGDr}}}}(1, 2), \underline{\underline{\mathbf{M}_{\text{MGDr}}}}(1, 1) \right)
\end{aligned} \tag{C.4}$$

C.1.2 Vireur

Comme pour le robot, chaque axe du vireur est associé à une matrice de transformation, Équation C.5. La matrice du modèle géométrique direct est calculée à l'Équation C.6 et la position et l'orientation au point piloté peuvent être calculés de la même manière que précédemment avec les Équations C.3 et C.4.

$$\begin{aligned}
\underline{\underline{\mathbf{M}_0^7}} &= \begin{pmatrix} \cos q_7 & 0 & \sin q_7 & 150 \cdot \sin q_7 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ -\sin q_7 & 0 & \cos q_7 & 150 \cdot \cos q_7 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \\
\underline{\underline{\mathbf{M}_0^7}} &= \begin{pmatrix} \cos q_8 & -\sin q_8 & 0 & 0 \\ \sin q_8 & \cos q_8 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}
\end{aligned} \tag{C.5}$$

$$\underline{\underline{\mathbf{M}_{\text{MGDv}}}} = \underline{\underline{\mathbf{M}_0^7}} \times \underline{\underline{\mathbf{M}_7^8}} \tag{C.6}$$

C.2 Modèle géométrique inverse

Le Modèle Géométrique Inverse (MGI) permet de déterminer les coordonnées articulaires du robot en fonction de la position et de l'orientation désirées au point de la trajectoire. La position et l'orientation au point piloté (C6, Figure 3.12) sont notées $[X, Y, Z]$ pour la position et $[R_X, R_Y, R_Z]$ pour l'orientation.

Dans le cas du robot FANUC Arc Mate 120iC, les axes terminaux sont concourants, c'est à dire que les trois axes terminaux sont de type rotoïde, $d_5 = r_5 = d_6 = 0$ mm et $\sin \alpha_5 \neq 0$, $\sin \alpha_6 \neq 0$ (robot non redondant).

La détermination du Modèle Géométrique Inverse (MGI) du robot est basée sur la méthode de Paul [143]. Cette méthode permet de décomposer le calcul du MGI en deux problèmes distincts : un problème de position, permettant de déterminer les trois premières coordonnées articulaires et un problème d'orientation, permettant de déterminer les trois dernières. Afin d'atteindre la position et l'orientation souhaitée, huit configurations articulaires sont possibles, Figure C.1. Il est donc essentiel de figer la configuration articulaire lors du calcul des coordonnées q_j .

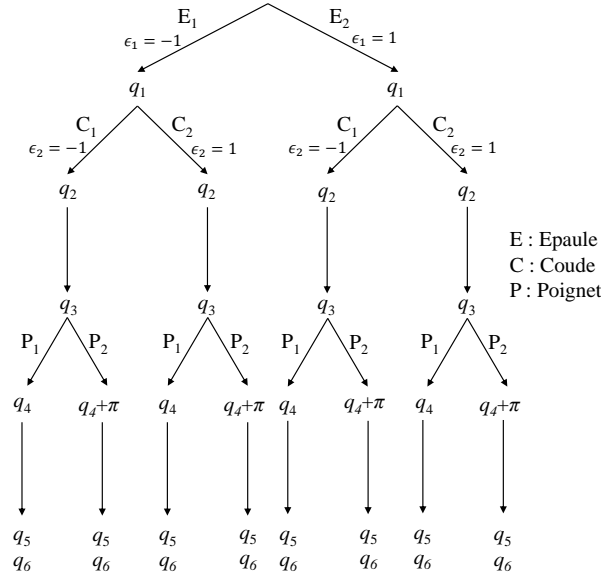


Figure C.1 – Configurations articulaires d'un robot 6-axes.

C.2.1 Problème de position

Le problème de position se base sur les coordonnées cartésiennes de la position du point C5 (Figure 3.12 page 75), dépendant uniquement des trois premières coordonnées articulaires, Équation C.7. Or, le point piloté étant le point C6, de coordonnées $[X, Y, Z]$, il est nécessaire de calculer les coordonnées $[X_5, Y_5, Z_5]$ de C5, Équation C.8.

$$\begin{bmatrix} X_5 \\ Y_5 \\ Z_5 \\ 1 \end{bmatrix} = \underline{\underline{\mathbf{M}_0^1}} \times \underline{\underline{\mathbf{M}_1^2}} \times \underline{\underline{\mathbf{M}_2^3}} \times \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} \quad (\text{C.7})$$

$$\begin{bmatrix} X_5 \\ Y_5 \\ Z_5 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} X \\ Y \\ Z \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -r_6 \cdot \sin R_Y \\ r_6 \cdot \cos R_Y \cdot \sin R_X \\ -r_6 \cdot \cos R_X \cdot \cos R_Y \end{bmatrix} \quad (\text{C.8})$$

Une fois les coordonnées de C5 calculées, l'application de la méthode de Paul consiste à multiplier successivement l'Équation C.7 par $\underline{\underline{\mathbf{M}_j^{j-1}}}$ pour $j \in \llbracket 1; 3 \rrbracket$.

Calcul de q_1

Le calcul de la coordonnée q_1 s'effectue en multipliant l'Équation C.7 par $\underline{\underline{\mathbf{M}_1^0}}$, Équations C.9 et C.10.

$$\underline{\underline{\mathbf{M}_1^0}} \times \begin{bmatrix} X_5 \\ Y_5 \\ Z_5 \\ 1 \end{bmatrix} = \underline{\underline{\mathbf{M}_1^2}} \times \underline{\underline{\mathbf{M}_2^3}} \times \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} \quad (\text{C.9})$$

$$\begin{bmatrix} Y_5 \cdot \sin q_1 + X_5 \cdot \cos q_1 - d_2 \\ Y_5 \cdot \cos q_1 - X_5 \cdot \sin q_1 \\ Z_5 \\ 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -d_3 \cdot \sin q_2 - d_4 \cdot \cos (q_2 - q_3) \\ 0 \\ d_3 \cdot \cos q_2 - d_4 \cdot \sin (q_2 - q_3) \\ 1 \end{bmatrix} \quad (\text{C.10})$$

La seconde ligne de l'Équation C.10 permet de déterminer q_1 , Équation C.11.

$$\begin{array}{ll} \text{Si } \varepsilon_1 = 1 & \text{Si } \varepsilon_1 = -1 \\ \boxed{q_1 = \text{atan2}(Y_5, X_5)} & \boxed{q_1 = \text{atan2}(Y_5, X_5) + \pi} \end{array} \quad (\text{C.11})$$

Calcul de q_2

Le calcul de la coordonnée q_2 s'effectue en multipliant l'Équation C.9 par $\underline{\underline{\mathbf{M}_2^1}}$, Équations C.12 et C.13.

$$\underline{\underline{\mathbf{M}_2^1}} \times \underline{\underline{\mathbf{M}_1^0}} \times \begin{bmatrix} X_5 \\ Y_5 \\ Z_5 \\ 1 \end{bmatrix} = \underline{\underline{\mathbf{M}_2^3}} \times \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} \quad (\text{C.12})$$

$$\begin{bmatrix} X_5 \cdot \cos q_1 \cdot \cos q_2 - d_2 \cdot \cos q_2 - Z_5 \cdot \sin q_2 + Y_5 \cdot \cos q_2 \cdot \sin q_1 \\ Y_5 \cdot \cos q_1 - X_5 \cdot \sin q_1 \\ Z_5 \cdot \cos q_2 - d_2 \cdot \sin q_2 - d_3 + X_5 \cdot \cos q_1 \cdot \sin q_2 + Y_5 \cdot \sin q_1 \cdot \sin q_2 \\ 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -d_4 \cdot \cos q_3 \\ 0 \\ d_4 \cdot \sin q_3 \\ 1 \end{bmatrix} \quad (\text{C.13})$$

La somme de la première et de la troisième ligne, chacune élevée au carré donne l'Équation C.14.

$$\begin{aligned} A \cdot \cos q_2 + B \cdot \sin q_2 &= C \\ \text{avec} \\ A &= -2 \cdot d_3 \cdot Z_5 \\ B &= 2 \cdot d_2 \cdot d_3 - \frac{2 \cdot d_3 \cdot X_5}{\sqrt{Y_5^2/X_5^2 + 1}} - \frac{2 \cdot d_3 \cdot Y_5^2}{X_5 \cdot \sqrt{Y_5^2/X_5^2 + 1}} \\ C &= Y_5^2 + Z_5^2 + d_2^2 + d_3^2 - d_4^2 - r_4^2 + X_5 \cdot Y_5 \cdot \sin(2 \cdot q_1) + \\ &\quad \frac{X_5^2 - Y_5^2}{\sqrt{Y_5^2/X_5^2 + 1}} - \frac{2 \cdot d_2 \cdot X_5}{\sqrt{Y_5^2/X_5^2 + 1}} - \frac{2 \cdot d_2 \cdot Y_5^2}{X_5 \cdot \sqrt{Y_5^2/X_5^2 + 1}} \end{aligned} \quad (\text{C.14})$$

À partir de l'Équation C.14, la coordonnée articulaire q_2 est calculée à l'Équation C.15.

$$\boxed{q_2 = \text{atan2}(S2, C2)}$$

avec

$$\begin{aligned} S2 &= \frac{A \cdot C - \varepsilon_2 \cdot B \cdot \sqrt{A^2 + B^2 - C^2}}{A^2 + B^2} \\ C2 &= \frac{B \cdot C + \varepsilon_2 \cdot A \cdot \sqrt{A^2 + B^2 - C^2}}{A^2 + B^2} \end{aligned} \quad (\text{C.15})$$

Le paramètre ε_2 permet de changer de configuration articulaire (cf. Figure C.1). En revanche, si $A^2 + B^2 = 0$ ou $C^2 > A^2 + B^2$, le calcul de la coordonnée q_2 ne peut avoir lieu. Ces conditions peuvent signifier un dépassement de l'enveloppe de travail du robot, ou une singularité.

Calcul de q_3

Le calcul de la coordonnée q_3 découle directement de l'Équation C.13 et du calcul de la coordonnée q_2 :

$$\boxed{q_3 = \text{atan2}(S3, C3)}$$

avec

$$\begin{aligned} S3 &= \frac{Z_5 \cdot \cos q_2 - d_2 \cdot \sin q_2 - d_3 + X_5 \cdot \cos q_1 \cdot \sin q_2 + Y_5 \cdot \sin q_1 \cdot \sin q_2}{d_4} \\ C3 &= \frac{X_5 \cdot \cos q_1 \cdot \cos q_2 - d_2 \cdot \cos q_2 - Z_5 \cdot \sin q_2 + Y_5 \cdot \cos q_2 \cdot \sin q_1}{-d_4} \end{aligned} \quad (\text{C.16})$$

En revanche, l'interaction entre les axes 2 et 3 des robots FANUC impose d'utiliser une autre coordonnée articulaire, \tilde{q}_3 pour le contrôle de l'axe 3, Équation C.17.

$$\tilde{q}_3 = q_3 - q_2 - 90^\circ \quad (\text{C.17})$$

Une fois le problème de position résolu, il est possible de résoudre le problème d'orientation.

C.2.2 Problème d'orientation

Afin de traiter le problème d'orientation, les différentes matrices utilisées jusqu'à présent seront séparées en deux parties. Seule la partie rotation (lignes 1 à 3 et colonnes 1 à 3) sera utilisée. Les matrices utilisées seront indicées de la manière suivante :

$${}^r\underline{\underline{\mathbf{M}}} = \begin{pmatrix} M_{11} & M_{12} & M_{13} \\ M_{21} & M_{22} & M_{23} \\ M_{31} & M_{32} & M_{33} \end{pmatrix}$$

Le problème d'orientation se base sur l'égalité décrite à l'Équation C.18. Si la convention de Bryant est utilisée, il en est de même pour toutes les autres conventions.

$${}^r\underline{\underline{\mathbf{M}}}_{\text{MGDr}} = {}^r\underline{\underline{\mathbf{M}}}_0^1 \times {}^r\underline{\underline{\mathbf{M}}}_1^2 \times {}^r\underline{\underline{\mathbf{M}}}_2^3 \times {}^r\underline{\underline{\mathbf{M}}}_3^4 \times {}^r\underline{\underline{\mathbf{M}}}_4^5 \times {}^r\underline{\underline{\mathbf{M}}}_5^6 = {}^r\underline{\underline{\mathbf{A}}}_{\text{Bryant}} \quad (\text{C.18})$$

Calcul de q_4

Comme q_1, q_2, q_3, R_X, R_Y et R_Z sont connus, il est possible de multiplier l'Équation C.18 par ${}^r\underline{\underline{\mathbf{M}}}_3^0$ de manière à obtenir l'égalité suivante :

$${}^r\underline{\underline{\mathbf{M}}}_3^4 \times {}^r\underline{\underline{\mathbf{M}}}_4^5 \times {}^r\underline{\underline{\mathbf{M}}}_5^6 = \begin{pmatrix} \dots & \dots & -\cos q_4 \cdot \sin q_5 \\ \dots & \dots & -\sin q_4 \cdot \sin q_5 \\ \dots & \dots & \dots \end{pmatrix} = {}^r\underline{\underline{\mathbf{M}}}_3^2 \times {}^r\underline{\underline{\mathbf{M}}}_2^1 \times {}^r\underline{\underline{\mathbf{M}}}_1^0 \times {}^r\underline{\underline{\mathbf{A}}}_{\text{Bryant}} \quad (\text{C.19})$$

En notant $\underline{\underline{\mathbf{M}}}_4 = {}^r\underline{\underline{\mathbf{M}}}_3^2 \times {}^r\underline{\underline{\mathbf{M}}}_2^1 \times {}^r\underline{\underline{\mathbf{M}}}_1^0 \times {}^r\underline{\underline{\mathbf{A}}}_{\text{Bryant}}$, la coordonnée articulaire q_4 est calculée à l'Équation C.20.

Si $\varepsilon_4 = 1$

$$\boxed{q_4 = \text{atan2}(\underline{\underline{\mathbf{M}}}_4(2, 3), \underline{\underline{\mathbf{M}}}_4(1, 3))}$$

Si $\varepsilon_4 = -1$

$$\boxed{q_4 = \text{atan2}(\underline{\underline{\mathbf{M}}}_4(2, 3), \underline{\underline{\mathbf{M}}}_4(1, 3)) + \pi}$$

(C.20)

Calcul de q_5

La coordonnée articulaire q_5 est calculée à l'Équation C.22 à partir de l'Équation C.21.

$${}^r\underline{\mathbf{M}}_4^5 \times {}^r\underline{\mathbf{M}}_5^6 = \begin{pmatrix} \dots & \dots & -\sin q_5 \\ \sin q_6 & \cos q_6 & \dots \\ \dots & \dots & -\cos q_5 \end{pmatrix} = {}^r\underline{\mathbf{M}}_4^3 \times {}^r\underline{\mathbf{M}}_3^2 \times {}^r\underline{\mathbf{M}}_2^1 \times {}^r\underline{\mathbf{M}}_1^0 \times {}^r\underline{\mathbf{A}}_{\text{Bryant}} \quad (\text{C.21})$$

$$\boxed{q_5 = \text{atan2}(\underline{\mathbf{M}}_5(1, 3), \underline{\mathbf{M}}_5(3, 3))}$$

(C.22)

avec

$$\underline{\mathbf{M}}_5 = {}^r\underline{\mathbf{M}}_4^3 \times {}^r\underline{\mathbf{M}}_3^2 \times {}^r\underline{\mathbf{M}}_2^1 \times {}^r\underline{\mathbf{M}}_1^0 \times {}^r\underline{\mathbf{A}}_{\text{Bryant}}$$

Calcul de q_6

La coordonnée articulaire q_6 est directement calculée à partir de l'Équation C.21 :

$$\boxed{q_6 = \text{atan2}(\underline{\mathbf{M}}_5(2, 1), \underline{\mathbf{M}}_5(2, 2))}$$

(C.23)

C.2.3 Spécificité du Vireur 2-axes

Le vireur ne possédant que 2-axes articulaires, son seul rôle est d'orienter la pièce fixée sur celui-ci. Il est alors aisé de calculer ses coordonnées articulaires q_7 et q_8 à partir des paramètres d'orientation, déterminés à partir des coordonnées du vecteur \vec{b} , Équations C.24 et C.25.

$$\boxed{q_7 = \text{atan2}\left(\sqrt{R_X^2 + R_Y^2}, R_Z\right)}$$

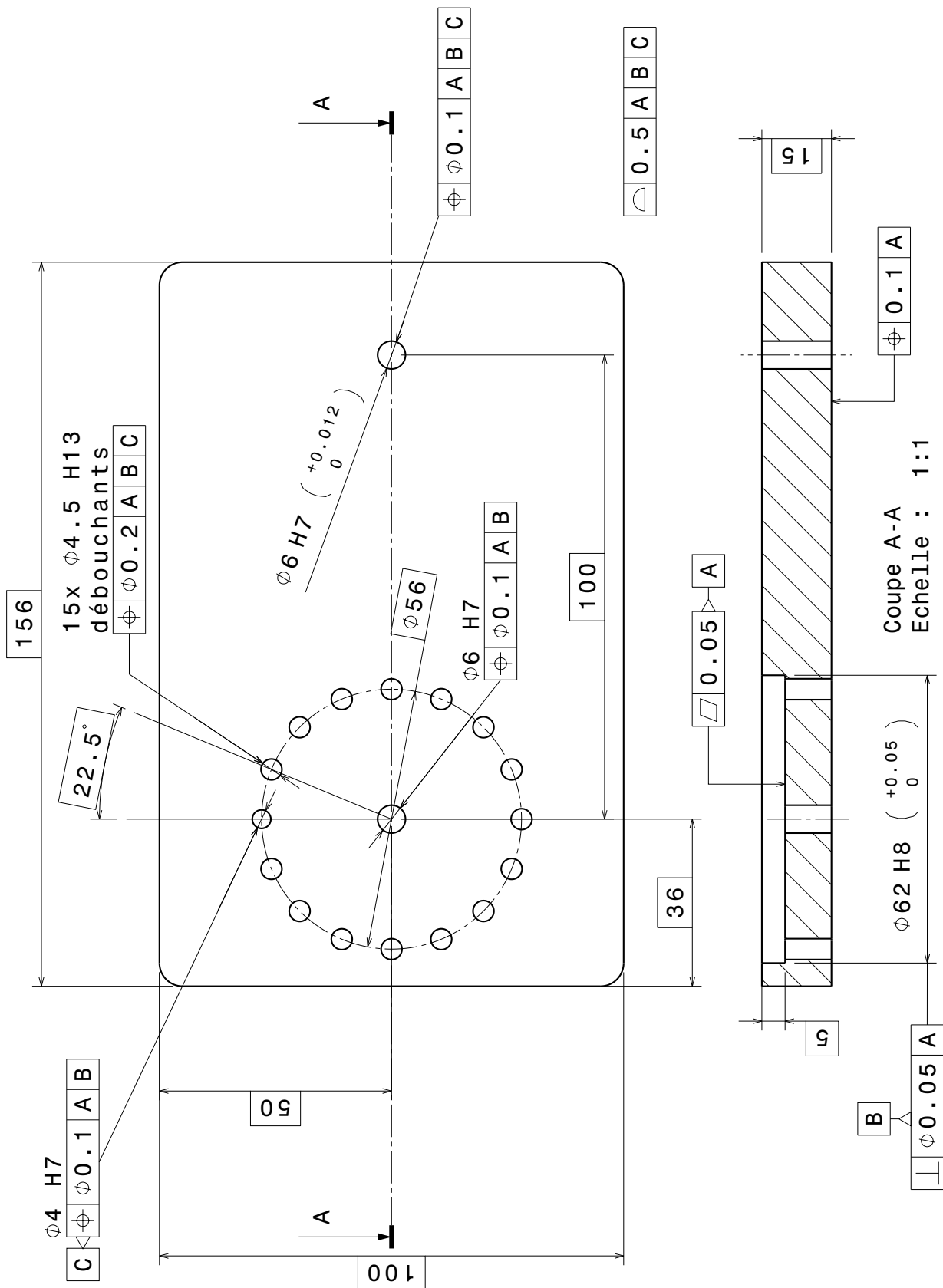
(C.24)

$$\boxed{q_8 = \text{atan2}(R_Y, -R_X)}$$

(C.25)

En revanche, lors de la fabrication d'une pièce fixée sur le vireur avec l'outil de dépôt porté par le robot, si le vireur permet de garantir l'orientation désirée au point de dépôt, celui-ci se déplacera dans le repère du robot en fonction de l'orientation désirée. Il convient donc de recalculer la position et l'orientation de ce point via l'utilisation du MGD du vireur, puis de calculer les coordonnées articulaires du robot en fonction de ces nouvelles données.

D Plan de l'outil de mesure



E Influence de la programmation sur la précision géométrique : plan d'essais complet et résultats

Mesure	Mode de pilotage	Erreur de corde	Vitesse d'avance	Résultats graphiques
1	Cartésien	0.5 mm	36 cm/min	Figure E.1a
2			72 cm/min	Figure E.1b
3		0.1 mm	36 cm/min	Figure E.1c
4			72 cm/min	Figure E.1d
5		0.01 mm	36 cm/min	Figure E.1e
6			72 cm/min	Figure E.1f
7	Articulaire	0.5 mm	36 cm/min	Figure E.1g
8			72 cm/min	Figure E.1h
9		0.1 mm	36 cm/min	Figure E.1i
10			72 cm/min	Figure E.1j
11		0.01 mm	36 cm/min	Figure E.1k
12			72 cm/min	Figure E.1l

Tableau E.1 – Plan d'essais complet pour la caractérisation de la précision géométrique en fonction de la programmation du robot.

La Figure E.1 montre les résultats graphiques associés au Tableau E.1 pour une seule des trois mesures réalisées.

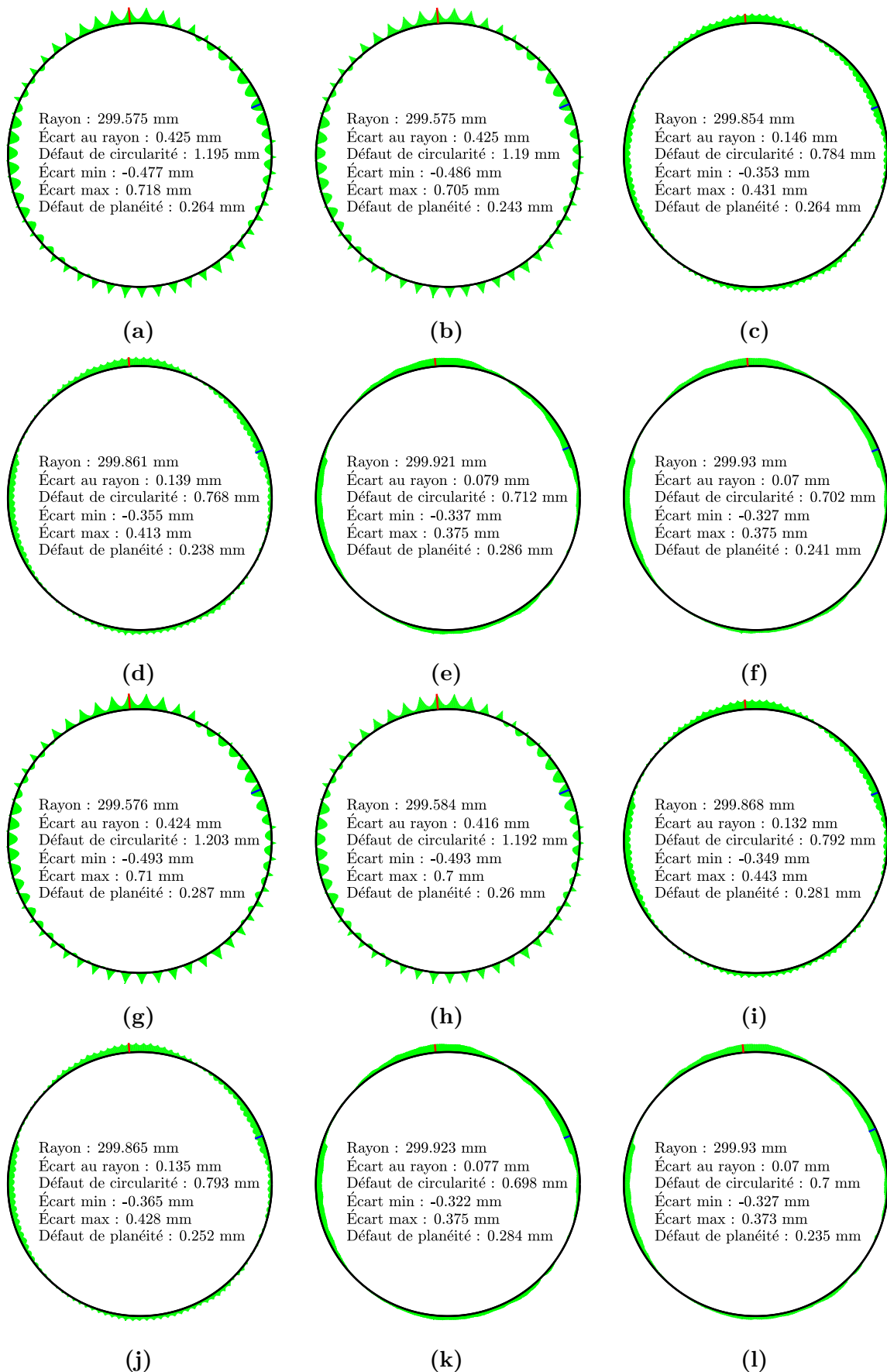


Figure E.1 – Résultats graphiques du plan d’essais complet pour la caractérisation de la précision géométrique en fonction de la programmation du robot (Tableau E.1).

F Protocole de mesure : repère robot

Le protocole de mesure utilisé pour identifier le repère du robot est le suivant :

- Identification de l'axe $\overrightarrow{X_{Robot}}$:
 - 7 points de mesure espacés de 100 mm dont le point milieu est situé en face du Laser Tracker (pour que la cible reste visible en toute circonstances),
 - 15 répétitions,
- Identification de l'axe $\overrightarrow{Y_{Robot}}$:
 - 7 points de mesure espacés de 100 mm dont le point milieu est situé en face du Laser Tracker (pour que la cible reste visible en toute circonstances),
 - 15 répétitions,
- Identification de l'axe $\overrightarrow{Z_{Robot}}$:
 - 7 points de mesure espacés de 100 mm dont le point milieu est situé en face du Laser Tracker (pour que la cible reste visible en toute circonstances),
 - 15 répétitions,
- Pour chaque axe mesuré, création d'une droite des moindres carrés (une droite pour chaque série de 15×7 mesures),
- Best-fit d'un repère orthonormé direct sur les droites identifiées.

G Protocole de mesure : identification des longueurs de segments axe par axe

Le protocole de mesure a pour but d'identifier les longueurs de segments de chaque axe du robot mais aussi de vérifier le positionnement angulaire de chaque axe en fonction de la vitesse et du déplacement angulaire.

Les vitesses de rotation sélectionnées (Tableau G.1) pour effectuer les mesures l'ont été en fonction des vitesses maximales atteintes pour la fabrication de certaines pièces et de manière à ne pas centrifuger le cible de mesure, celle-ci étant aimantée sur son support. Les déplacements angulaires (Tableau G.2) ont été choisis de manière à maximiser l'amplitude du mouvement tout en ayant la cible visible par le Laser Tracker en toute circonstance.

Chaque déplacement angulaire a été mesuré pour chaque vitesse proposée, ce qui représente un plan d'essais comprenant 144 mesures. Chaque plan d'essais a été répété quatre fois. Afin de mesurer le déplacement angulaire, chaque axe est remis dans sa position d'origine avec un rattrapage du jeu.

Axe	Vitesses programmées (°/s)				Vitesses programmées (% Vitesse max)			
	1	1.95	18.20	34.45	48.75	1.00	9.33	17.67
2	1.75	25.08	48.42	70.00	1.00	14.33	27.67	40.00
3	1.80	16.80	31.80	45.00	1.00	9.33	17.67	25.00
4	3.60	93.60	183.60	270.00	1.00	26.00	51.00	75.00
5	3.60	123.60	243.60	360.00	1.00	34.33	67.67	100.00
6	5.50	188.83	372.17	550.00	1.00	34.33	67.67	100.00

Tableau G.1 – Vitesses angulaires mesurées pour chaque axe.

Axe	Angle (°)					
	1	-60	-37	-14	9	32
2	-15	-6	3	12	21	30
3	-40	-30	-20	-10	0	10
4	-100	-60	-20	20	60	100
5	-100	-65	-30	5	40	75
6	0	72	144	216	288	360

Tableau G.2 – Déplacements angulaires mesurés pour chaque axe.

Une fois les différentes mesures effectuées, un cercle des moindres carrés est calculé pour chaque axe, permettant d'en connaître son rayon, son centre et le plan dans lequel il se situe. Les centres de chaque cercle correspondent aux points C_i (Figure 3.12 page 75). La transposition des cercles des moindres carrés dans le repère robot permet ensuite d'identifier les longueurs de segments.

H Trajectoires optimisées couche par couche dans l'espace articulaire : demi-sphère, demi-caténoïde et tuyère

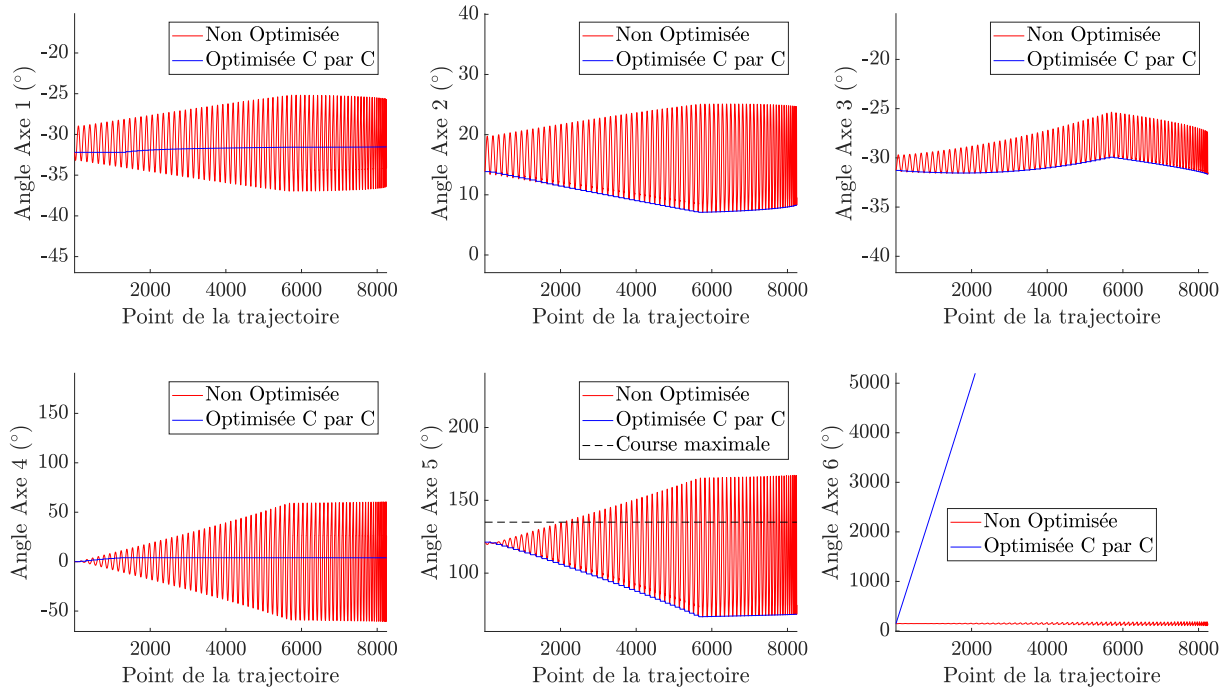


Figure H.1 – Trajectoire articulaire optimisée couche par couche : Demi-sphère.
 $\Delta_{\text{passe}} = 1 \text{ mm}$.

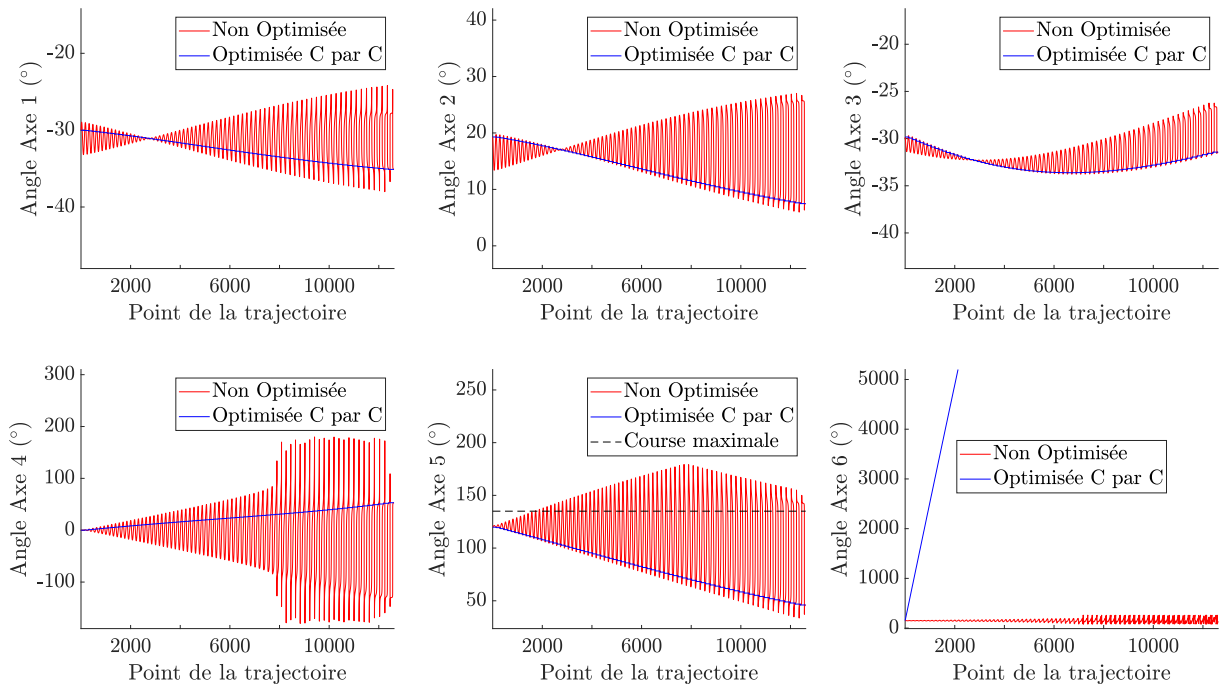


Figure H.2 – Trajectoire articulaire optimisée couche par couche : Demi-caténoïde.
 $\Delta_{\text{passe}} = 1 \text{ mm}$.

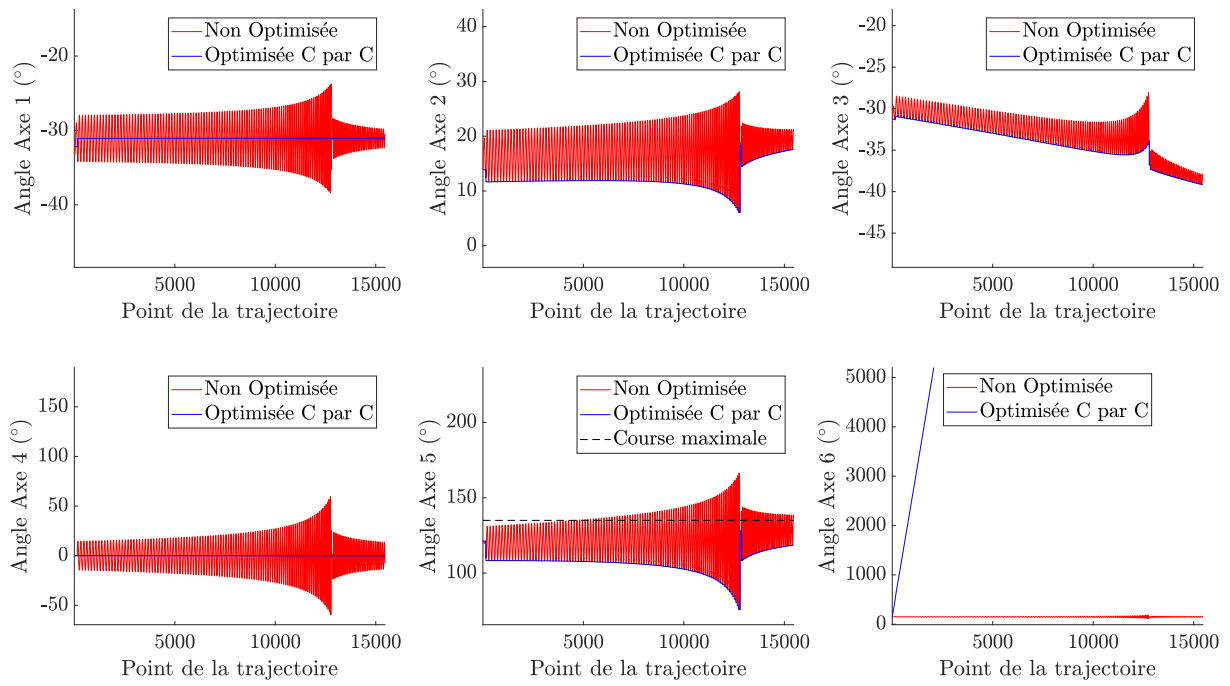


Figure H.3 – Trajectoire articulaire optimisée couche par couche : Tuyère.

$\Delta_{\text{passe}} = 1 \text{ mm}$.

Maxime CHALVIN

COncption de Systèmes Mécaniques et Robotiques, Université de Toulon

Fabrication additive de tubulures par dépôt de fil robotisé multi-axes : Génération et optimisation de trajectoires

La fabrication additive par dépôt sous énergie concentrée (DED) permet la fabrication rapide de petites séries de pièces. Cependant, les trajectoires usuellement utilisées pour les pièces présentant du porte-à-faux nécessitent l'utilisation de supports, matériau non utile à la pièce finale dont le dépôt et l'enlèvement sont chronophages. Si les trajectoires multi-axes permettent de s'en passer, elles présentent généralement des distances locales inter-couches hétérogènes, nécessitant d'ajuster la hauteur de couche par la paramétrie de dépôt, pouvant alors impacter les caractéristiques mécaniques de la pièce finie. Cette thèse propose, dans un premier temps, une méthode de génération de trajectoire multi-axes à distance locale inter-couches constante pour des tubulures définies par des courbes guides paramétrées et pouvant présenter des variations de rayon de profil. Les trajectoires proposées ont ensuite été validées par la fabrication additive robotisée de démonstrateurs en matériau polymère. La rotation autour de l'axe d'un outil de dépôt coaxial n'ayant pas d'incidence sur le dépôt, l'utilisation de robots 6-axes admet une redondance. En utilisant cette redondance, une méthode d'optimisation couche par couche de la trajectoire dans l'espace articulaire est finalement proposée. Pour une configuration de robot contrainte, l'optimisation permet la fabrication de pièces impossibles à produire de manière classique et apporte une amélioration de leur qualité géométrique ainsi qu'une meilleure répétabilité.

mots clés : Fabrication additive, Dépôt sous énergie concentrée, Dépôt de fil robotisé, Génération de trajectoires, Distance locale inter-couches constante, Pièces tubulaires, Optimisation couche par couche.

Additive manufacturing of tubes by multi-axis robotized wire deposition : Trajectory generation and optimization

Additive manufacturing through Directed Energy Deposition (DED) enables small batches of parts to be rapidly manufactured. However, manufacturing trajectories usually used for the manufacture of overhanging parts require the use of supports, material which is not useful for the finished part and time consuming. If multi-axis trajectories can be used to avoid them, they present generally a heterogeneous local inter-layer distance, thus requiring a variation of the deposition parameters to adapt the layer height ; variation that can be harmful to the mechanical characteristics of the final part. This thesis first proposes a constant local inter-layer trajectory generation method for DED additive manufacturing of tubular parts defined by parametric curves and which can have profile radius variations. The proposed trajectories have been validated by robotized manufacturing trials of polymer parts. Since the rotation about a coaxial deposition tool axis has no impact on the deposit, the use of 6-axis robots offers a redundancy. Using this redundancy, a layer by layer optimization of the trajectory in the robot space is then proposed. In a constrained robot configuration, the trajectory optimization allows the manufacturing of parts that cannot be manufactured in the usual way, and improves the geometrical quality of the parts with a better repeatability.

keywords: Additive manufacturing, Directed Energy Deposition, Robotized wire deposition, Trajectory generation, Constant inter-layer distance, Tubular parts, Layer by layer optimization.