



HAL
open science

Correction de trajectoires d'un robot manipulateur utilisé pour le soudage par friction malaxage

Komlan Kolegain

► **To cite this version:**

Komlan Kolegain. Correction de trajectoires d'un robot manipulateur utilisé pour le soudage par friction malaxage. Autre [cs.OH]. Ecole nationale supérieure d'arts et métiers - ENSAM, 2019. Français. NNT : 2019ENAM0033 . tel-02464343v1

HAL Id: tel-02464343

<https://pastel.hal.science/tel-02464343v1>

Submitted on 3 Feb 2020 (v1), last revised 4 Feb 2020 (v2)

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.

École doctorale n° 432 : Sciences des Métiers de l'ingénieur

Doctorat

T H È S E

pour obtenir le grade de docteur délivré par

l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers

Spécialité " Automatique "

présentée et soutenue publiquement par

Komlan Yves KOLEGAIN

le 10 octobre 2019

**Correction de trajectoires d'un robot manipulateur
utilisé pour le soudage par friction malaxage**

Directeur de thèse : **Gabriel ABBA**

Co-encadrement de la thèse : **François LEONARD, Sandra CHEVRET**

Jury

M. Alain RICHARD, Professeur, CRAN, Université de Lorraine
Mme Aude SIMAR, Professeur, iMMC, Université Catholique de Louvain
M. Jacques GANGLOFF, Professeur, iCube, Université de Strasbourg
M. Philippe WENGER, Directeur de recherche, LS2N, CNRS
M. Marc DOUILLY, Docteur, Stelia Aerospace
M. Gabriel ABBA, Professeur, LCFC, Université de Lorraine
M. François LEONARD, Maitre de conférences, LCFC, Université de Lorraine
Mme Sandra CHEVRET, Maitre de conférences, LCFC, Arts et Métiers
Mme Amarilys BEN ATTAR, Ingénieur, Institut de Soudure

Président
Rapporteur
Rapporteur
Examineur
Examineur
Examineur
Examineur
Examineur
Invitée

*À Dieu soit la gloire,
À mes parents,
À mes frères et sœurs,
À ma famille.*

Remerciements

Ce travail a été réalisé dans le cadre d'une thèse CIFRE (Convention Industrielle de Formation par la REcherche) au sein du Groupe Institut de Soudure, centre FSW & Brasage de Goin et du laboratoire "Conception-Fabrication-Commande" (LCFC) de l'Ecole Nationale Supérieure des Arts et Métiers (ENSAM), Campus de Metz.

Je tiens à remercier les dirigeants de l'Institut de Soudure pour la confiance qu'ils m'ont accordée pour réaliser ce travail de thèse. Je remercie Monsieur Abdelkrim Chehaïbou, directeur général, Monsieur Antoine Bastien, responsable recherche & développement CND et procédés spéciaux de soudage et Madame Amarilys Ben Attar, responsable du centre FSW & brasage qui est également ma tutrice. Je remercie également Messieurs Thomas Goubet, Rémi Boutron, Pascal Brustolin et tout le personnel de l'Institut de Soudure pour leurs aides pendant ces trois années de travaux.

Un merci spécial au directeur de thèse, Monsieur Gabriel Abba, professeur à l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Metz (ENIM), aux co-encadrants Monsieur François Léonard et Madame Sandra Chevret, respectivement maître de conférences à l'ENIM et à l'ENSAM. Mes remerciements vont aussi à Monsieur Sylvio de Paolis, à l'ensemble des techniciens du laboratoire LCFC et à tout le personnel de l'ENSAM.

Je remercie Prof. Alain Richard, qui a accepté de présider le jury de soutenance. Un sincère merci aux rapporteurs Prof. Aude Simar et Prof. Jacques Gangloff ainsi qu'aux examinateurs MM. Philippe Wenger et Marc Douilly.

Merci à mes parents, mes frères et sœurs, à ma compagne et à tous ceux qui de près ou de loin m'ont soutenu jusqu'à l'aboutissement de cette thèse.

Table des matières

Remerciements	iii
Table des matières	v
Table des figures	ix
Liste des tableaux	xiii
Liste des symboles	xv
Introduction générale	1
1 Le procédé de soudage par friction malaxage et sa robotisation	5
1.1 Introduction	6
1.2 Description du procédé de soudage par friction malaxage	6
1.3 Modèles de forces et couples en FSW, régulation de force et de température	8
1.4 Les machines de soudage FSW	14
1.5 Le robot manipulateur sériel, comme machine de soudage FSW	17
1.6 Compensation des déviations de trajectoires	22
1.7 Conclusion	25
2 Modèles d'un robot manipulateur industriel	27
2.1 Introduction	28
2.2 Notation de repères, de position et d'orientation	28
2.3 Modèles géométriques	31
2.3.1 Représentation de Denavit-Hartenberg modifié	31
2.3.2 Modèle géométrique direct	34
2.3.3 Modèle géométrique inverse	36
2.4 Modèles cinématiques	39
2.4.1 Modèle cinématique direct	39
2.4.2 Modèle cinématique inverse	41
2.5 Modèles dynamiques	42

2.6	Modèle de déformation	44
2.7	Cartographie de la souplesse du robot dans l'espace de travail	49
2.8	Etude d'un placement de tâches	54
2.9	Conclusion	55
3	Planification de trajectoires hors-ligne avec correction des déviations	57
3.1	Introduction	58
3.2	Approximation d'une trajectoire issue d'un modèle CAO	60
3.2.1	Extraction de parcours d'outil à partir d'un modèle CAO	60
3.2.2	Approximation par les courbes de Bézier	61
3.2.3	Approximation par les courbes B-splines	64
3.3	Estimation de déflexions sur une trajectoire FSW	65
3.4	Méthodologie pour la planification de trajectoires adaptées au FSW	66
3.5	Dispositif expérimental	66
3.6	Expérimentations sur une trajectoire "arc de cercle"	68
3.6.1	Génération hors-ligne de la trajectoire adaptée	68
3.6.2	Mise en œuvre pratique	71
3.6.3	Résultats et discussion	73
3.7	Expérimentations sur une trajectoire "sinus"	77
3.8	Expérimentations sur une trajectoire sous forme de "Z"	82
3.9	Conclusion	90
4	Compensation de déflexions par une commande référencée capteur	93
4.1	Introduction	94
4.2	Description du système "robot Kuka KR500-2MT-capteur laser Keyence LJ-V7080"	95
4.3	Algorithme d'extraction de points caractéristiques d'un joint de soudure et d'étalonnage du capteur	98
4.3.1	Algorithme d'extraction de points caractéristiques	98
4.3.2	Etalonnage du capteur laser	100
4.4	Modèles de déplacement rigide du robot	102
4.5	Lois de commande	103
4.5.1	Génération de la consigne de tâche	104
4.5.2	Description de la boucle fermée de commande	106
4.5.3	Méthode de synthèse du correcteur	107
4.5.4	Résultats en simulation	109
4.6	Validations expérimentales	109
4.6.1	Validation de la correction en soudage sur une trajectoire rectiligne	111
4.6.2	Validation de la correction sur une trajectoire "arc de cercle".	115
4.7	Conclusion	117

Conclusion générale	121
Publications personnelles	125
Bibliographie	127
A Annexes A	149
A.1 Matrice de transformation homogène	150
A.2 Robot Kuka KR500-2MT-Espace de travail	151
A.3 Matrice jacobienne	152
B Annexes B	153
B.1 Exemple de programme KRL	153
B.2 Approximation par les courbes B-splines de la trajectoire "sinus"	154
C Annexes C	155
C.1 Caractéristiques du capteur laser Keyence LJ-V7080	156

Table des figures

1.1	Structure d'un outil FSW	7
1.2	Illustration du soudage FSW	7
1.3	Schématisation des paramètres de soudage	8
1.4	Exemples de défauts rencontrés en FSW	9
1.5	Outil de soudage utilisé pour les essais	10
1.6	Fenêtre de soudabilité AA 2024-T3 épaisseur 2 mm	10
1.7	Forces du procédé sur l'outil	11
1.8	Exemple de l'évolution de la force F_z	11
1.9	a) Fraiseuse utilisée comme machine FSW (Zhao et al., 2016), b) Machine à commande numérique avec une tête de soudage FSW	16
1.10	Machines dédiées FSW : a) : Machine portique 5 axes de l'Institut de Soudure, b) : Machine du laboratoire Canister (Cederqvist, 2011)	16
1.11	Robots parallèles : a) Tricept ABB IRB 940, b) Mécanisme 2-SPR-RPS (Shi et al., 2013)	17
1.12	Robot Esab Rosio TM avec une tête de soudage montée sur le cinquième axe du robot (De Backer et al., 2010)	19
1.13	Illustration d'une déviation latérale en FSW	19
1.14	Robot FSW Fanuc M900 (Marcotte and Vanden Abeele, 2010)	20
1.15	Robot Kuka KR500-2MT avec une tête de soudage FSW	21
1.16	Caractéristiques du robot Kuka KR500-2MT	21
1.17	Principe de correction en ligne par modèle	23
1.18	Principe de correction hors-ligne	25
2.1	Illustration des repères de la cellule robotisée	29
2.2	Définition des angles de rotation A , B , C de la commande Kuka (KUKA, 2003)	30
2.3	Modélisation géométrique de Khalil et Kleinfinger	32
2.4	Description géométrique du robot	33
2.5	Modélisation d'une articulation flexible à 1 degré de liberté	48
2.6	Robot et le plan de travail (x, y)	50

2.7	Souplesse du robot dans le plan horizontal (x, y) (niveau $z = 800$ mm) . . .	51
2.8	Cartographie de la déflexion latérale dans le plan (x, y) pour 4 niveaux de z	52
2.9	Zones de déflexion minimale dans le plan (x, y) en fonction du niveau z . . .	52
2.10	Cartographie de la déflexion latérale pour les directions de soudage $x+$ et $x-$ (niveau $z = 1200$ mm)	53
2.11	Cartographie de la déflexion latérale pour les directions de soudage $y+$ et $y-$ (niveau $z = 1200$ mm)	53
2.12	Zones de déflexion minimale dans le plan (x, y) en fonction de la direction de soudage (niveau $z = 1200$ mm)	53
2.13	Trajectoire "arc de cercle" définie dans un outillage	54
2.14	Déflexions latérales (emplacement de l'outillage optimisé)	55
3.1	Exemple de courbe de Bézier de degré 5	62
3.2	Vue schématique de la procédure hors-ligne de planification de trajectoire adaptée au FSW	67
3.3	Outillage expérimental	68
3.4	Trajectoire de soudage "arc de cercle"	69
3.5	Trajectoire "arc de cercle" : a) Position x_{CAO} b) Position y_{CAO} c) Position z_{CAO} d) Angle B_{CAO}	70
3.6	Déflexions en position -trajectoire "arc de cercle"	71
3.7	Déflexions en angle d'orientation -trajectoire "arc de cercle"	71
3.8	Position y_{adp} - trajectoire "arc de cercle"	72
3.9	Position z_{adp} - trajectoire "arc de cercle"	72
3.10	Vue schématique de la mise en œuvre expérimentale	73
3.11	Cordon de soudure - trajectoire "arc de cercle"	74
3.12	Principe de mesure de la déviation latérale	74
3.13	Déviations latérales a) : essai Bézier 1 et essai RobotMaster, b) : essai Bézier 2, c) : essai Bézier 3	75
3.14	Essais de pliage à l'envers sur les coupons	76
3.15	Coupes macrographiques : a) début b) milieu c) fin	76
3.16	Force F_z (essai Bézier 1)	77
3.17	Force F_z (essai RobotMaster)	77
3.18	Illustration de la trajectoire "sinus"	78
3.19	Positions et angles d'orientation de l'outil FSW pour la trajectoire "sinus" issue de la CAO	78
3.20	Trajectoire "sinus", déflexions en : a) position b) angles d'orientation	79
3.21	Position y_{adp} - trajectoire "sinus"	80

3.22	Position z_{adp} - trajectoire "sinus"	80
3.23	Angle B_{adp} - trajectoire "sinus"	80
3.24	Angle C_{adp} - trajectoire "sinus"	80
3.25	Cordon de malaxage - trajectoire "sinus"	81
3.26	Déviations latérales - trajectoire "sinus"	81
3.27	Force axiale F_z - trajectoire "sinus"	82
3.28	Illustration de la trajectoire en "Z"	83
3.29	Positions et angles d'orientation de l'outil FSW pour la trajectoire en "Z" issue de la CAO	84
3.30	Déflexions en position dans le repère outil- trajectoire en "Z"	85
3.31	Déflexions en angles d'orientation - trajectoire en "Z"	85
3.32	Cordon de malaxage - trajectoire en "Z" (essai avec correction)	86
3.33	Cordon de malaxage - trajectoire en "Z" (essai sans correction)	86
3.34	Couples articulaires des axes 1, 2, 3, 4 et 5	87
3.35	Modèle de jeu d'une articulation	87
3.36	Déviations latérales - trajectoire en "Z" (essai avec correction par modèle élasto-statique et jeu)	89
3.37	Force axiale F_z - trajectoire en "Z"	90
4.1	Montage du capteur sur le robot	96
4.2	Système robot-ordinateur externe-capteur	97
4.3	Mesure des temps de délai	98
4.4	Exemple de détection des bords par le capteur laser	99
4.5	Illustration des repères pour l'étalonnage	100
4.6	Schéma-bloc de la commande en position du RSI	102
4.7	Réponse indicielle dans la direction x	104
4.8	Réponse indicielle dans la direction y	104
4.9	Réponse indicielle dans la direction z	104
4.10	Diagrammes de Bode de G_{P0} dans les directions x, y, z	104
4.11	Illustration de la variation de consigne	105
4.12	Schéma-bloc de la commande en boucle fermée	106
4.13	Réponses indicielles en simulation du système corrigé	109

4.14	Réponses fréquentielles du système corrigé	110
4.15	Trajectoire rectiligne : mise en position des tôles bout à bout	110
4.16	Réponses indicielles réelles du système corrigé	111
4.17	Essai SC : déviation latérale et effort	112
4.18	Essai AP : déviation résiduelle et courbe d'effort	113
4.19	Essai P : déviation résiduelle et courbe d'effort	114
4.20	Essai AP : cordon de soudure	114
4.21	Essai AP : pliage à l'envers sur coupons	115
4.22	Essai AP : coupes macrographiques : a) début ; b) fin	115
4.23	Essai APC : déviation résiduelle et courbe d'effort	116
4.24	Essai PC : déviation résiduelle et courbe d'effort	117
4.25	Essai PC : cordon de soudure	117
4.26	Essai PC : pliage à l'envers sur coupons	118
4.27	Essai PC : coupes macrographiques a) début b) milieu c) fin	118
A.1	Espace de travail robot Kuka KR500–2MT	151
B.1	Exemple de programme source KRL	153

Liste des tableaux

2.1	Paramètres géométriques du robot Kuka	34
2.2	Dimensions nominales du robot Kuka KR500–2MT	34
2.3	Coefficients du modèle de frottement	44
2.4	Rapports de réduction du robot KR500-2MT	45
2.5	Coefficients de raideur des axes 1, 2 et 3 (Gautier et al., 2013)	48
2.6	Coefficients de raideur des axes 4, 5 et 6 (Guérin et al., 2014)	48
3.1	Quelques exemples de logiciels commerciaux de PHL	59
3.2	Paramètres de soudage principaux	68
3.3	Coordonnées des points de définition - trajectoire "arc de cercle"	73
3.4	Mesure des déviations latérales - trajectoire "arc de cercle"	75
3.5	Nature des courbes dans les 9 zones de la trajectoire en "Z"	83
3.6	Mesure des déviations latérales - trajectoire en "Z"	86
3.7	Mesure des déviations latérales sur l'essai avec correction du jeu - trajectoire en "Z"	89
4.1	Caractéristiques du capteur Keyence LJ-V7080	96
4.2	Caractéristiques des réponses indicielles du système corrigé	110
4.3	Essai SC : déviations latérales	112
A.1	Limites articulaires du robot Kuka KR500-2MT	151
B.1	Coefficients de contrôle de la trajectoire "sinus" issue de la CAO	154
B.2	Coefficients de contrôle de la trajectoire "sinus" adaptée	154

Liste des symboles

α	angle de tilt ($^{\circ}$)
${}^i\Delta X$	vecteur des déflexions en position et orientation exprimé dans le repère R_i (6×1)
Δx	déflexion dans la direction d'avance (mm)
Δy	déflexion dans la direction latérale (mm)
Δz	déflexion dans la direction axiale (mm)
ΔA	déflexion autour de l'angle de lacet A ($^{\circ}$)
ΔB	déflexion autour de l'angle de tangage B ($^{\circ}$)
ΔC	déflexion autour de l'angle de roulis C ($^{\circ}$)
Ω	vitesse de rotation (tr/min)
Γ	vecteur des couples articulaires (6×1)
C_z	couple de rotation autour de l'axe de l'outil (Nm)
F_e	vecteur des efforts du robot sur l'environnement (6×1)
F_{fr}	vecteur des couples de frottements (6×1)
F_x	effort dans la direction d'avance (N)
F_y	effort dans la direction latérale (N)
F_z	effort dans la direction axiale (N)
$G(q)$	vecteur des couples de gravité (6×1) en fonction des positions articulaires q
iJ_t	matrice jacobienne exprimée dans le repère R_i
K	matrice de rigidité des articulations (6×6)
q	vecteur des positions articulaires (6×1)
\dot{q}	vecteur des vitesses articulaires (6×1)
\ddot{q}	vecteur des accélérations articulaires (6×1)
R_0	repère de base fixe
R_t	repère outil
iT_j	matrice homogène du repère R_j dans le repère R_i
v_a	vitesse d'avance (mm/min)
X	vecteur des positions et angles d'orientation dans l'espace cartésien (6×1)

Introduction générale

Contexte de travail

L'environnement très concurrentiel du secteur aéronautique pousse les constructeurs à innover sans cesse. Dans le cadre de la plateforme « usine aéronautique du futur », des projets de recherche ont été initiés parmi lesquels le projet NOUGAT (NOUvelle Génération d'Assemblage aéronauTique) visant à l'intégration des nouveaux procédés d'assemblage automatisés dans l'industrie aéronautique. Le procédé de soudage par friction malaxage, (FSW pour Friction Stir Welding en anglais) fait partie de ces procédés innovants. Le FSW permet d'assembler des pièces métalliques difficilement soudables par les procédés de soudage conventionnels comme certains alliages d'aluminium et permet aussi le soudage des matériaux dissimilaires. Pour l'industrie aéronautique, le FSW présente un réel intérêt car il peut venir en remplacement de la technique d'assemblage par rivetage. La suppression des rivets sur les sous-ensembles aéronautiques pourrait permettre un possible allègement de la masse, de réduire le temps de cycle et de facto de réduire les coûts d'assemblage. Cependant, les moyens techniques mis en œuvre pour réaliser ce type de soudage nécessite un lourd investissement financier. Souvent, des machines dédiées sont utilisées pour réaliser les soudures. Avec le développement de la robotique, ces machines dédiées peuvent être remplacées par des robots poly-articulés industriels. Ces derniers permettent de réduire les coûts d'investissement et offrent un grand volume de travail pour réaliser des pièces de grandes dimensions et de géométries tridimensionnelles complexes. Le soudage FSW robotisé (RFSW pour Robotic Friction Stir Welding en anglais) constitue alors une solution innovante pour accroître les performances technico-économiques dans l'industrie aéronautique. Cependant, plusieurs verrous technologiques restent à lever pour favoriser l'industrialisation du soudage par friction malaxage robotisé. Les robots industriels présentent l'inconvénient d'être peu rigides par rapport aux machines dédiées FSW ; ils se déforment sous l'effet des efforts importants engendrés au cours du soudage par friction malaxage. La déformation des robots sous charge entraine des déviations de trajectoire de l'outil FSW ce qui affecte considérablement la qualité de la soudure. Cette déviation de la trajectoire de l'outil peut être corrigée par une méthode essai-erreur. On réalise l'essai, on mesure l'erreur de positionnement de l'outil puis on corrige l'erreur mesurée en

générant une nouvelle trajectoire et en effectuant un nouvel essai sur une nouvelle pièce. Cette solution présente l'inconvénient de consommer beaucoup de pièces et ne peut pas être automatisée. Ainsi, diverses approches de correction de trajectoire ont été proposées dans la littérature scientifique pour compenser les déformations des robots manipulateurs.

Les approches de correction les plus souvent proposées donnent des résultats satisfaisants pour des trajectoires de soudage simples (pièces à surface plane). Pour les pièces présentant des surfaces gauches comme certaines pièces aéronautiques, les méthodes de correction de trajectoire doivent prendre en compte les déviations en position et en orientation de l'outil pour avoir des cordons de soudure sans défauts.

Objectifs de la thèse

La problématique de cette thèse est liée à la maîtrise de la trajectoire d'un robot fortement chargé. L'objectif de ce travail est alors de proposer des méthodes de correction de trajectoires curvilignes et de valider les algorithmes développés sur des trajectoires d'essai en vue d'une industrialisation du FSW robotisé sur des pièces aéronautiques présentant des surfaces gauches. Pour ce faire, nous avons :

- développé une méthode de compensation de déflexions basée sur un modèle de déformation du robot couplée avec une méthode de génération de trajectoires hors-ligne ;
- développé une méthode de compensation de déflexions basée sur une technique d'asservissement de position à partir de mesures d'un capteur laser de profil 2D ;
- validé expérimentalement ces deux méthodes de correction sur des trajectoires d'essai.

Organisation du mémoire de thèse

Le chapitre 1 est consacré à une synthèse bibliographique sur le procédé de soudage par friction malaxage robotisé. Le procédé de soudage est décrit, les travaux liés à la robotisation du procédé et les méthodes existantes de compensation de déflexions sont présentés.

Dans le chapitre 2, les modèles nécessaires à la correction des déviations de trajectoires sont établis. Ainsi, les modèles géométriques direct et inverse, les modèles cinématiques direct et inverse, le modèle dynamique inverse et le modèle de déformation sont détaillés.

Après avoir établi les modèles, l'approche de compensation de déflexions qui se base sur ces modèles est développée dans le chapitre 3. Cette approche est couplée avec une méthode de génération de trajectoires hors-ligne basée sur des courbes paramétrées telles que les courbes de Bézier et les courbes B-splines. Les méthodes analytiques de génération de trajectoires sont décrites, les simulations sont présentées ainsi que les validations

expérimentales.

Le chapitre 4 est consacré à une autre approche de correction de déviation de trajectoires. Il s'agit d'utiliser un profilomètre laser 2D pour mesurer la position réelle de l'effecteur et d'utiliser cette mesure pour réaliser une boucle externe d'asservissement de position dans le domaine cartésien. Une première étape d'étalonnage du capteur est présentée, les méthodes analytiques et numériques pour réaliser la boucle d'asservissement sont présentées ainsi que les validations expérimentales.

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

1

Le procédé de soudage par friction malaxage et sa robotisation

Sommaire

1.1	Introduction	6
1.2	Description du procédé de soudage par friction malaxage . .	6
1.3	Modèles de forces et couples en FSW, régulation de force et de température	8
1.4	Les machines de soudage FSW	14
1.5	Le robot manipulateur sériel, comme machine de soudage FSW	17
1.6	Compensation des déviations de trajectoires	22
1.7	Conclusion	25

1.1 Introduction

Le procédé de soudage par friction malaxage ou FSW (*Friction Stir Welding* en anglais) repose sur une invention dont le premier brevet a été déposé en 1991 par le TWI (*The Welding Institute*) (Thomas et al., 1991). Contrairement aux procédés de soudage par fusion, le FSW permet un soudage à l'état solide car lors du soudage, la température de fusion des matériaux à souder n'est pas atteinte. Ceci favorise le soudage de matériaux réputés difficilement soudables à l'instar de l'aluminium, du cuivre, du magnésium (Mishra and Ma, 2005; Threadgill et al., 2009), des matériaux composites à matrice métallique (Avettand-Fènoël and Simar, 2016). L'absence de matériau d'apport pour le soudage, les propriétés du joint soudé en dureté, en tenue mécanique et en fatigue sont quelques avantages qui ont permis le développement du FSW pour diverses applications (Besharati-Givi and Asadi, 2014). Ainsi, depuis son invention, le procédé n'a cessé de trouver des applications dans les domaines de l'aérospatial, de l'aéronautique, de l'automobile, etc. (Murr et al., 2000; Burford et al., 2006; De Backer et al., 2010; Kusuda, 2013; Lyles et al., 2016; Schorr et al., 2018; Donahue, 2018). Dans ce chapitre, la description du procédé, les machines utilisées et les travaux relatifs à la robotisation du procédé sont présentés.

1.2 Description du procédé de soudage par friction malaxage

Le principe général du procédé consiste en la rotation d'un outil composé d'un pion et d'un épaulement (Figure 1.1) qui vient en contact du plan de joint formé par les pièces à souder (Lohwasser and Chen, 2009; Besharati-Givi and Asadi, 2014). Les pièces ou plaques à souder sont généralement posées sur une enclume et bridées afin d'éviter tout mouvement des pièces lors du soudage. L'outil en rotation est inséré dans la matière et provoque un échauffement local des matériaux entraînant une déformation plastique de la matière ; c'est la phase de plongée. Une fois l'épaulement en contact avec la surface des pièces à souder, l'outil déjà en rotation est animé d'un mouvement d'avance le long de la ligne de joint ; c'est la phase de soudage. Durant cette phase, la matière est malaxée et confinée sous l'épaulement de l'outil. Avec la combinaison du mouvement de rotation et d'avance de l'outil, le cordon de soudure se forme de proche en proche (Figure 1.2). La dernière phase du procédé consiste au retrait de l'outil à la fin de la phase de soudage.

Il existe plusieurs paramètres du procédé FSW. Les plus significatifs sont :

- la vitesse d'avance de l'outil v_a (mm/min) ;
- la vitesse de rotation de l'outil Ω (tr/min) ;
- l'effort de soudage ou effort axial F_z (kN) dont la direction est parallèle à l'axe de rotation de l'outil ;

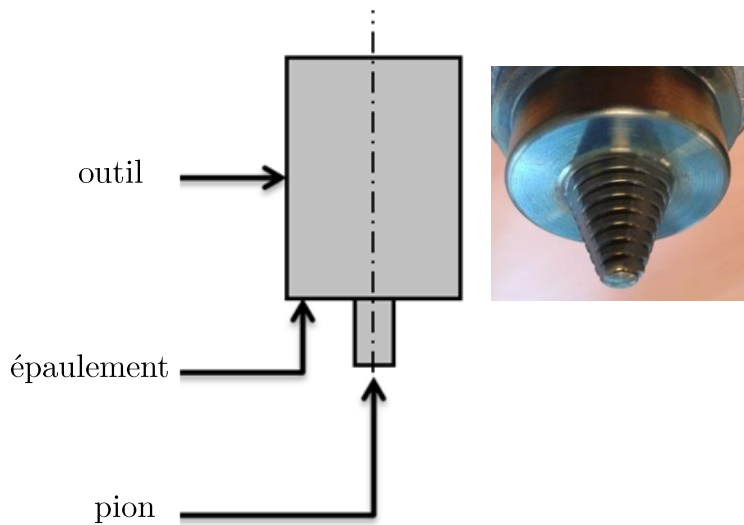


Figure 1.1 – Structure d'un outil FSW

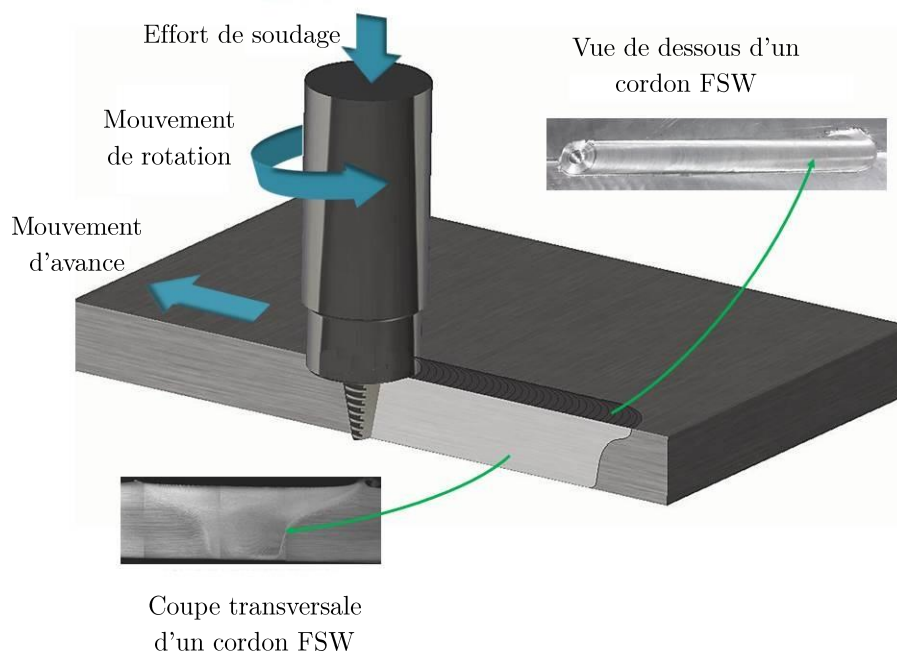


Figure 1.2 – Illustration du soudage FSW

- l'angle d'inclinaison de l'outil, encore appelé angle de tilt α ($^{\circ}$), de l'ordre de 0° à 5° et défini dans la norme (NF EN ISO 25239-1, 2012) relative au FSW par l'angle entre l'axe de l'outil et le vecteur normal à la surface des pièces à souder, opposé au sens du soudage (Figure 1.3).

Un deuxième paramètre d'angle est également défini. Il s'agit de l'angle d'inclinaison latéral (*side-tilt angle* en anglais) défini dans la norme (NF EN ISO 25239-1, 2012) par

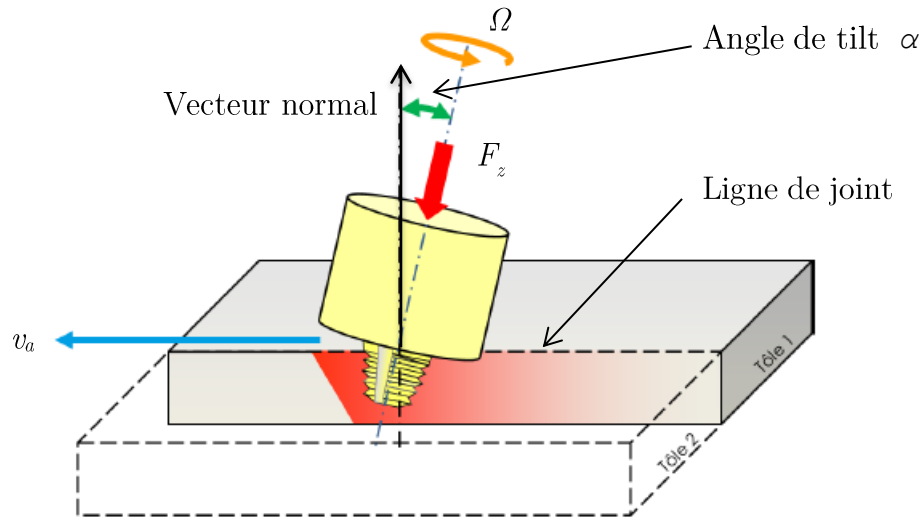


Figure 1.3 – Schématisation des paramètres de soudage

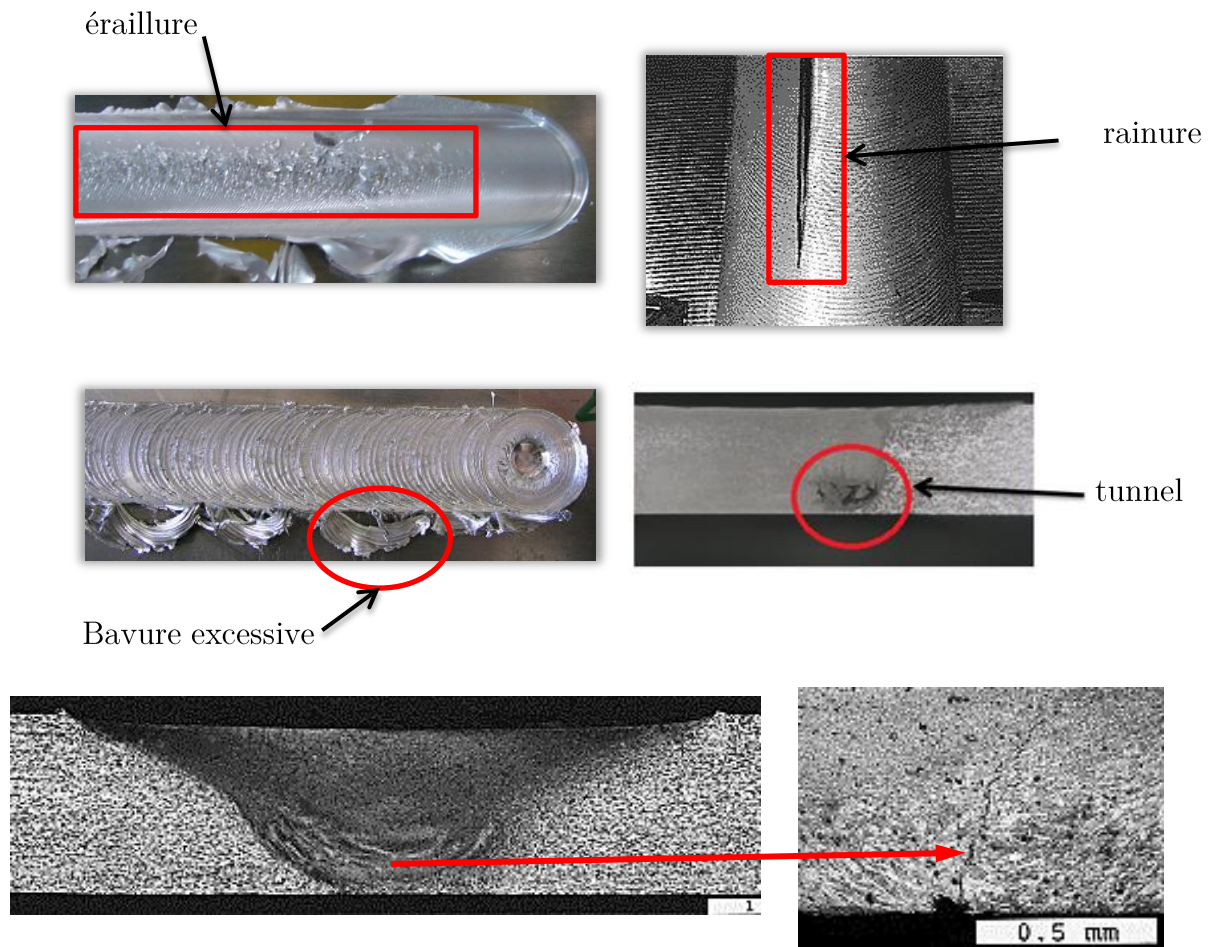
l'angle entre l'axe de l'outil et une ligne perpendiculaire à la surface inférieure de la pièce, mesuré dans un plan perpendiculaire au sens de soudage.

Parmi les autres paramètres, nous pouvons citer la géométrie et la matière de l'outil de soudage, le montage de bridage. Ainsi pour chaque configuration de soudage, il est nécessaire de déterminer les paramètres de soudage qui permettent d'avoir un cordon de soudure sans défauts. Les défauts souvent rencontrés en FSW sont de deux ordres : les défauts surfaciques et les défauts internes. Parmi les défauts surfaciques, on peut citer les éraillures, les bavures, les rainures et parmi les défauts internes, on a le manque de pénétration en racine, le tunnel, le collage sur oxyde. Une revue des défauts peut être trouvée dans [NF EN ISO 25239-1 \(2012\)](#) et [Kah et al. \(2015\)](#). Quelques exemples de défauts sont montrés à la Figure 1.4.

L'ensemble des paramètres significatifs qui permettent une soudure sans défauts forme le domaine de soudabilité opératoire (DSO). Dans ce travail, le matériau utilisé est une nuance d'aluminium 2024-T3 d'épaisseur 2 mm. Un outil en alliage de cobalt-nickel-chrome MP159, de diamètre d'épaulement 10 mm et de longueur de pion 1,9 mm, est utilisé. La Figure 1.5 montre une photo de l'outil de FSW utilisé. La Figure 1.6 montre une fenêtre de soudabilité obtenue pour ce matériau.

1.3 Modèles de forces et couples en FSW, régulation de force et de température

L'interaction de l'outil avec la matière engendre des forces et couples lors du soudage FSW. Des forces notées F_x , F_y , F_z sont générées respectivement dans la direction d'avance, la direction latérale et la direction axiale et un couple noté C_z est également



Manque de pénétration en racine

Figure 1.4 – Exemples de défauts rencontrés en FSW

généralisé autour de l'axe de rotation de l'outil (Balasubramanian et al., 2009) (Figure 1.7).

La force longitudinale F_x est une force de réaction dans la direction de soudage qui s'oppose au mouvement d'avance de l'outil. La force latérale F_y est due à un déséquilibre d'écoulement de la matière entre le côté avance et le côté recul de la soudure (Johnson et al., 2001). Le côté avance d'une soudure FSW est défini dans NF EN ISO 25239-1 (2012) par le côté où le sens de l'avance de l'outil coïncide avec le sens de rotation ; et le côté recul est défini par le côté où le sens de l'avance est opposé au sens de rotation. La force latérale F_y orthogonale à F_x est orientée vers le côté avance de la soudure (Muthukumar and Mukherjee, 2008).

Ces efforts tout comme l'effort F_z dépendent de plusieurs paramètres parmi lesquels on peut citer le matériau à souder, l'épaisseur, la géométrie de l'outil de soudage. L'ordre de grandeur de l'effort F_z peut varier de quelques kN à des dizaines de kN ; par exemple, 1,5 kN pour le soudage d'un matériau polymère d'épaisseur 6 mm (Mendes et al., 2016b),



Figure 1.5 – Outil de soudage utilisé pour les essais

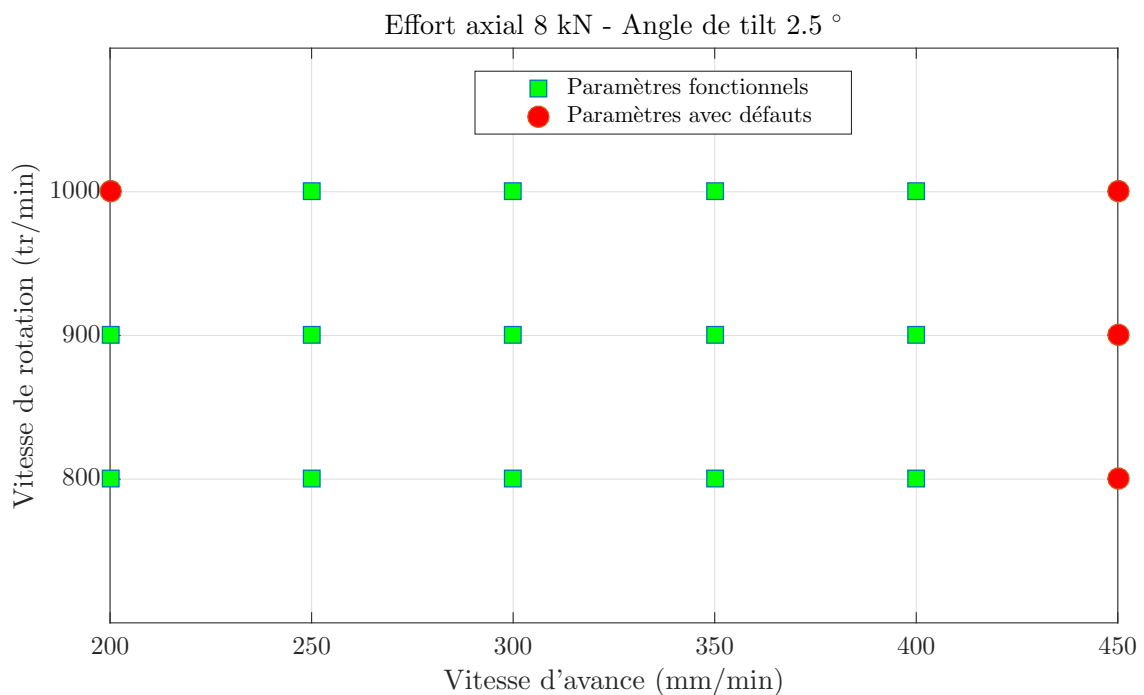


Figure 1.6 – Fenêtre de soudabilité AA 2024-T3 épaisseur 2 mm

12 kN pour le soudage d'un alliage d'aluminium 6082-T6 d'épaisseur 6 mm (Zimmer et al., 2009), 87 kN pour le soudage d'une nuance de cuivre d'épaisseur 50 mm (Cederqvist, 2011). Le maintien en contact de l'épaulement avec la surface des pièces est réalisé soit par une régulation de cet effort F_z , soit par un pilotage de la position verticale de l'outil. La Figure 1.8 montre un exemple d'évolution de la force F_z au cours d'une soudure. Les phases de plongée et de soudage sont pilotées en effort. Au cours de la phase de plongée, la montée à l'effort de soudage est progressive grâce à une succession de paliers d'effort. Lors de la phase de soudage, un contrôle d'effort permet de maintenir l'effort de soudage

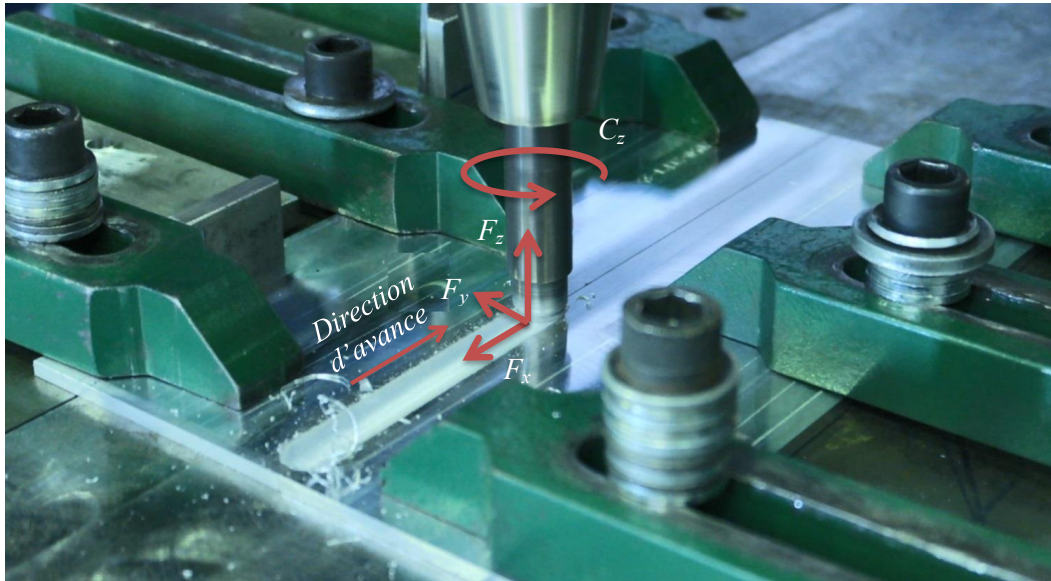


Figure 1.7 – Forces du procédé sur l'outil

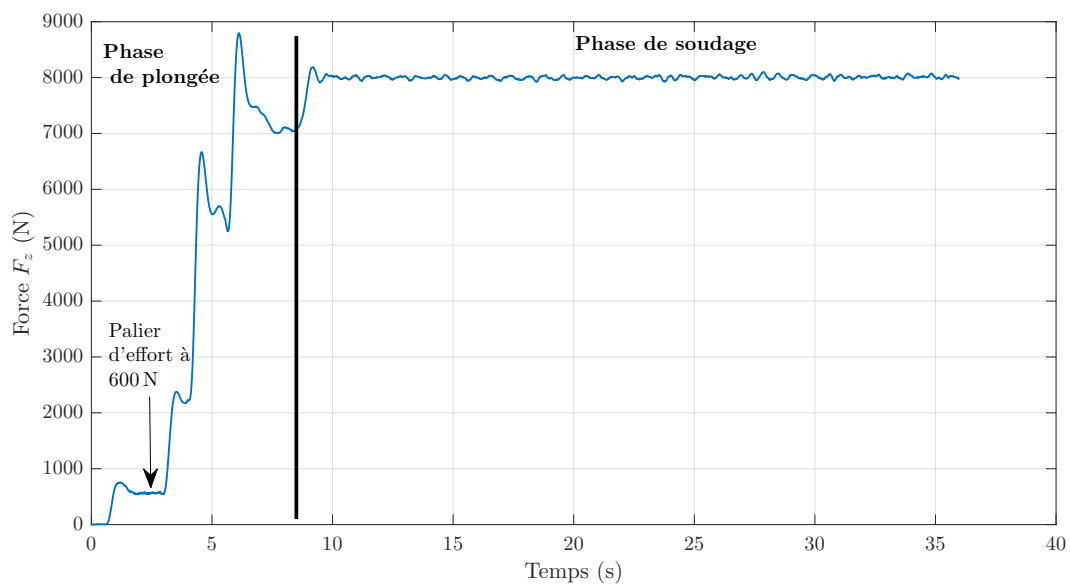


Figure 1.8 – Exemple de l'évolution de la force F_z

désiré à 8000 N.

Le couple C_z appliqué sur l'outil est un couple de réaction, fonction de la fréquence de rotation de l'outil.

Des modèles mathématiques ont été développés pour prédire les forces en fonction des paramètres opératoires.

A partir d'une technique de maillage basé sur un modèle par éléments finis, [Zhang and Wan \(2012\)](#) prédisent les efforts F_x , F_y et F_z pour le soudage FSW d'une nuance de magnésium AZ91. Les auteurs déterminent que ces trois efforts augmentent avec la

vitesse d'avance et sont inversement proportionnels à la vitesse de rotation. Ils déterminent aussi que l'effort axial F_z a la plus grande amplitude et l'effort latéral F_y la plus petite amplitude.

Arora et al. (2010) ont étudié l'effet des paramètres de soudage sur les efforts F_x et F_z dans un cas de soudage de la nuance d'aluminium 2219.

$$F_x = 478,2(\Omega)^{-0,468}(v_a)^{0,646}(D)^{0,078}(d_p)^{0,523} \quad (1.1)$$

$$F_z = 9,68(\Omega)^{-0,312}(v_a)^{0,146}(D)^{2,72}(d_p)^{-0,121} \quad (1.2)$$

avec D le diamètre de l'épaulement, d_p le diamètre du pion.

Les auteurs ont montré que la force F_x augmente avec la vitesse d'avance, le diamètre d'épaulement et le diamètre du pion et est inversement proportionnelle à la vitesse de rotation. Le paramètre le plus influent dans le modèle de la force F_x est la vitesse d'avance. La force F_z , quant à elle, est proportionnelle à la vitesse d'avance et au diamètre de l'épaulement et inversement proportionnelle à la vitesse de rotation et au diamètre du pion. Le paramètre le plus significatif déterminé par les auteurs est le diamètre de l'épaulement.

Un modèle empirique a été également utilisé par Kumar et al. (2012) pour déterminer des relations entre les forces et les paramètres opératoires pour une nuance d'aluminium 5083.

$$F_x = 2748 + 219d_p + 146D\Omega + 326v_a \quad (1.3)$$

$$F_z = 17412 + 2426D - 551N + 531v_a \quad (1.4)$$

A partir de ces équations, les auteurs concluent également que la vitesse d'avance est le paramètre le plus significatif dans la force F_x tout comme le diamètre de l'épaulement l'est pour la force F_z .

Des modèles statiques et dynamiques de la force F_z sont également proposés en vue de la régulation de cet effort.

Un modèle statique des efforts a été proposé par Zhao et al. (2007a, 2009). Les auteurs estiment les efforts F_x , F_y , F_z en fonction de la profondeur de pénétration d , de la vitesse d'avance v_a et de la vitesse de rotation Ω .

$$F = Kd^\alpha v_a^\beta \Omega^\lambda \quad (1.5)$$

A partir d'essais expérimentaux, les auteurs déterminent les valeurs des paramètres K , α , β et λ pour les forces F_x , F_y , F_z . L'analyse des coefficients identifiés a montré que la profondeur de pénétration est le paramètre le plus influent. En tenant compte du comportement transitoire de la force, Zhao et al. (2007a) proposent un modèle dynamique

du deuxième ordre qui lie l'effort F_z à la profondeur de pénétration d (Zhao et al., 2007b). Pour le cas de soudage de la nuance d'aluminium 6061-T4, un modèle discret avec une fréquence d'échantillonnage de 10 Hz est obtenu :

$$F_z(z) = \frac{0.188z - 0.17}{z^2 - 1.24z + 0.325} d^{1.84}(z) \quad (1.6)$$

Ensuite, un contrôleur-prédicteur de Smith a été synthétisé pour éliminer le retard pur présent dans les équipements et réguler l'effort axial F_z par Zhao et al. (2007b). En utilisant également la profondeur de pénétration comme variable de commande, Zhao et al. (2016) ont développé un régulateur d'effort à partir de la technique de commande linéaire quadratique pour garantir une robustesse de l'asservissement.

La vitesse de rotation Ω est également utilisée comme variable de commande de l'effort. Zhao et al. (2008) identifient un modèle dynamique discret du premier ordre entre l'effort axial et la vitesse de rotation puis synthétisent un correcteur-prédicteur de Smith à une fréquence d'échantillonnage de 10 Hz pour la régulation de l'effort.

$$F_z(z) = \frac{0.0022 v_a^{0.99}}{z - 0.854} \Omega^{-1.23}(z) \quad (1.7)$$

En utilisant la vitesse d'avance comme variable de commande, un contrôleur d'effort est développé par (Longhurst et al., 2010b) en utilisant une commande PID. Pour garantir une robustesse de la commande en rejetant les perturbations et les incertitudes de modèle, Davis et al. (2011) développent un régulateur d'effort à partir d'une technique de commande adaptative robuste avec un observateur non linéaire pour l'estimation des variables d'états non mesurées. Dans Longhurst et al. (2010c), une comparaison des performances de la régulation d'effort par les contrôleurs de type PID en utilisant chacune des trois variables de commande est réalisée. Avec une erreur sur l'effort moyen de 0.06%, les auteurs remarquent que la régulation par la vitesse d'avance est plus précise que la régulation par la vitesse de rotation et la profondeur de pénétration. Pour les auteurs, la régulation d'effort par la vitesse d'avance et la vitesse de rotation n'est pas adapté, ni à une variation de la surface des pièces, ni aux machines ne disposant pas de raideur suffisante. En effet, en utilisant la vitesse d'avance ou la vitesse de rotation comme variable de commande, la profondeur de pénétration doit être maintenue constante le long du soudage; ce qui n'est pas le cas des machines ne disposant pas de raideur suffisante comme les robots sériels industriels. Une revue des techniques de contrôle d'effort en FSW peut être trouvé dans Busu et al. (2015) ou Mendes et al. (2016a).

La variabilité des conditions environnementales de soudage fait que pour maintenir la régulation de l'effort axial, l'outil FSW peut plonger dans la matière (Fehrenbacher et al.,

2011). Ainsi, il est nécessaire de prendre en compte la régulation de la température. A partir d'un modèle de premier ordre identifié entre la température et la vitesse de rotation, Les auteurs développent un contrôleur intégral pour la régulation de la température. Dans [Fehrenbacher et al. \(2014\)](#), sont synthétisés deux contrôleurs qui régulent simultanément la température et l'effort axial. Dans ces travaux, des thermocouples insérés dans l'outil FSW sont utilisés pour la mesure de la température. Pour éviter de faire des trous dans l'outil pour la mesure de la température, [De Backer and Bolmsjö \(2013\)](#) développent une méthode de mesure basée sur la différence de propriétés thermo-électriques entre l'outil et la pièce qui sont faits de matériaux dissimilaires. A partir de cette méthode de mesure, un régulateur PI est synthétisé par [De Backer et al. \(2014c\)](#) pour le contrôle de la température. Dans [Cederqvist et al. \(2012\)](#), les auteurs mettent en œuvre des contrôleurs PI en cascade pour atténuer les perturbations et réguler plus efficacement la température. Outre les commandes de type I ou PI, [Bachmann et al. \(2017\)](#) synthétisent une commande adaptative de type L1 pour garantir une meilleure robustesse du contrôle en température, et [Taysom et al. \(2016\)](#) développent un modèle hybride qui prend en compte le modèle de la source de chaleur et le modèle en éléments finis de l'outil FSW pour la prédiction en tout point de la température en vue de l'élaboration d'une commande prédictive.

La mise en œuvre du FSW et des éléments de contrôle associés nécessite donc des machines de soudage.

1.4 Les machines de soudage FSW

Une machine doit satisfaire un certain nombre de caractéristiques techniques afin de pouvoir réaliser une opération de soudage par friction malaxage. [Zimmer et al. \(2008\)](#) a proposé une méthodologie pour choisir une machine FSW à partir de l'analyse des interactions mécaniques entre un outil et une pièce à souder et des interactions entre l'outil et le matériau à souder. En fonction de l'application, une machine FSW est choisie suivant les capacités techniques ci-dessous ([Mendes et al., 2016a](#)) :

- la capacité en effort notamment l'effort axial ;
- la rigidité et la précision ;
- la mise à disposition de capteurs pour pouvoir enregistrer les informations au cours du soudage telles que la vitesse d'avance, la vitesse de rotation, les efforts, la température ;
- l'implémentation de différentes technologies de contrôle FSW telles que la commande en effort, la commande de position, la commande de température ou bien la mise à disposition d'une armoire de commande permettant une implémentation externe de ces technologies de contrôle ;
- la polyvalence, c'est-à-dire pouvoir réaliser aussi bien des soudures 1D, 2D que 3D.

Quatre types de machines sont recensés pour réaliser le soudage FSW :

- les machines-outils conventionnelles comme les fraiseuses ;
- les machines FSW dédiées ;
- les robots parallèles ;
- les robots poly-articulés.

Les machines-outils présentent des caractéristiques générales comme la programmation de vitesse d'avance, la vitesse de rotation et des commandes de position. Un outil FSW monté dans la broche de la machine permet de réaliser une opération de soudage. Cependant, elles disposent d'une capacité d'effort axial trop faible et ont un espace de travail réduit. L'utilisation de ces machines pour le soudage FSW peut nécessiter la modification de leur structure et un ajout de commande en effort. Des fraiseuses modifiées ont été utilisées dans [Longhurst et al. \(2010b\)](#), [Fehrenbacher et al. \(2011\)](#), [Zhao et al. \(2016\)](#), [Davis et al. \(2011\)](#). Un exemple de fraiseuse utilisée comme machine FSW et une machine-outil à commande numérique équipée d'une tête de soudage FSW sont montrés à la Figure 1.9.

Les machines dédiées FSW présentent l'avantage d'être suffisamment rigides avec une grande capacité de charge admissible. En plus du contrôle en position de l'outil, elles disposent d'un contrôle en effort. On distingue des machines de 2, 3 ou 5 axes. La configuration en 5 axes est nécessaire pour réaliser des soudures de forme complexe (3D). Une machine dédiée 5 axes de type portique a été développée dans ([Okawa et al., 2006](#)). La Figure 1.10 montre deux exemples de machines dédiées FSW. Le principal inconvénient des machines dédiées est le coût d'investissement financier qu'elles nécessitent.

Les robots parallèles, suivant leur architecture, offrent l'avantage d'une grande rigidité, une bonne précision et une charge admissible élevée ([Krut, 2003](#)). Cependant, ces robots ont un volume de travail faible, et pour un point donné de l'espace de travail, les performances varient dans les différentes directions ([Wenger et al., 1999](#)). La capacité d'orientation de l'effecteur peut être fortement réduite, les modèles de commande sont parfois difficiles à déterminer analytiquement et un fort couplage entre les chaînes cinématiques peuvent entraîner des difficultés de génération de trajectoires. Aussi, le coût d'investissement pour acquérir ces robots parallèles est élevé. Avec l'analyse de la performance statique et la manipulabilité du robot tricept Comau HP1, [Palpacelli et al. \(2015\)](#) démontrent la capacité de ce robot parallèle à effectuer des soudures FSW. [Zhao et al. \(2007b\)](#) implémentent un contrôle d'effort sur un robot tricept ABB IRB 940 avec une tête de soudage à 1 axe de rotation pour réaliser des soudures FSW. [Shi et al. \(2013\)](#) analysent la capacité d'orientation d'une tête de soudage par un mécanisme parallèle de type 3-PRS (P, pour liaison prismatique, R pour liaison rotoïde, S pour liaison sphérique) et proposent une méthode pour une conception optimale du mécanisme pour l'adapter aux spécifications du FSW. [Sun et al. \(2017\)](#) utilisent un robot parallèle à trois degré de liberté avec une tête à 2 axes de rotation pour avoir un robot 5 axes capable d'effectuer

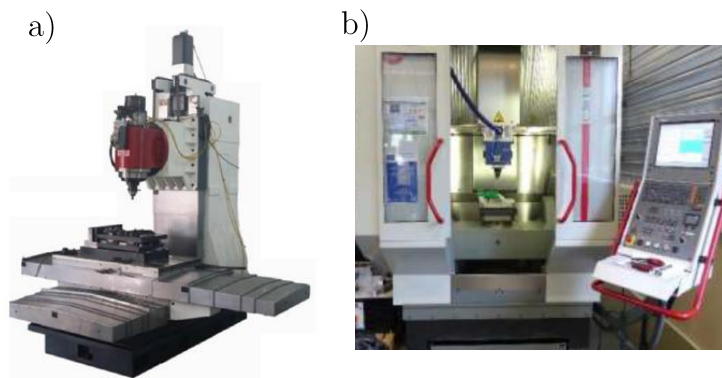


Figure 1.9 – a) Fraiseuse utilisée comme machine FSW (Zhao et al., 2016), b) Machine à commande numérique avec une tête de soudage FSW

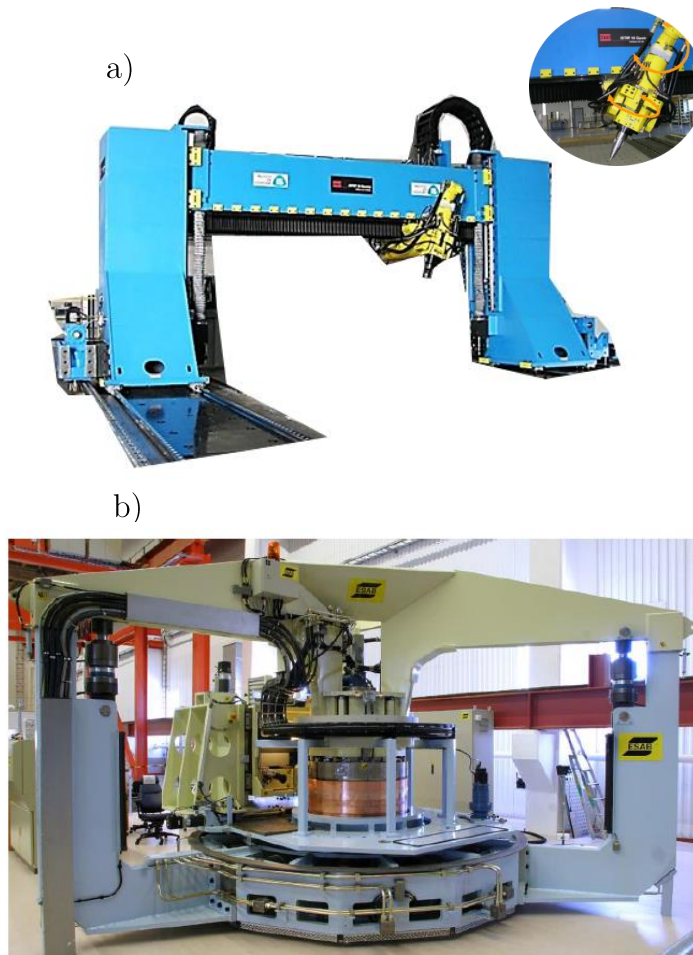


Figure 1.10 – Machines dédiées FSW : a) : Machine portique 5 axes de l'Institut de Soudure, b) : Machine du laboratoire Canister (Cederqvist, 2011)

des soudures 3D. [Li et al. \(2015\)](#) proposent un robot hybride composé d'un mécanisme parallèle 2-SPR-RPS monté sur un mécanisme sériel P-P et optimisent la structure parallèle pour une transmission d'effort et de mouvement optimale. [Dardouri et al. \(2017\)](#) développent une structure parallèle de type 3-UPS montée sur un robot sériel 6 axes mais la capacité de ce mécanisme n'a pas été validée expérimentalement. La Figure 1.11 montre deux exemples de robots parallèles utilisés.

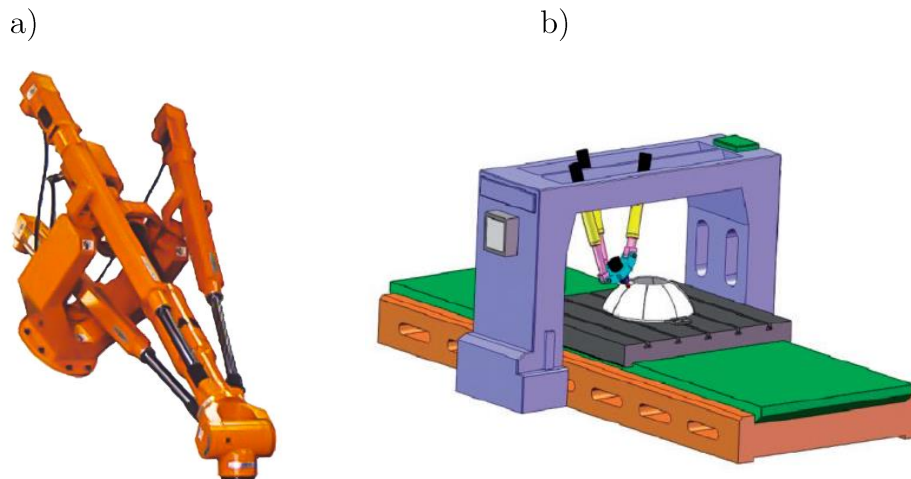


Figure 1.11 – Robots parallèles : a) Tricept ABB IRB 940, b) Mécanisme 2-SPR-RPS ([Shi et al., 2013](#))

Les robots sériels poly-articulés présentent l'avantage d'être polyvalent, peu coûteux en investissement, offrent un grand volume de travail, une interface de programmation rapide et intuitive. Avec les avantages que présentent les robots sériels poly-articulés, différents travaux de recherche ont été effectués pour déterminer la capacité de ces robots à réaliser du soudage FSW. Le principal challenge à relever est le manque de rigidité de ces robots qui se déforment sous l'effet des efforts du procédé.

1.5 Le robot manipulateur sériel, comme machine de soudage FSW

[Smith \(2000\)](#) a démontré la capacité d'un robot ABB IRB 6400 à effectuer une opération de soudage FSW. Pour compenser le manque de rigidité du robot et maintenir l'épaulement en contact avec la pièce, l'auteur développe une stratégie de commande de force basée sur le contrôle de la profondeur de pénétration de l'outil FSW. Ainsi, la commande de l'effort F_z est fondamentale pour réaliser du soudage FSW avec un robot. A partir des couples moteurs et de la matrice jacobienne, l'auteur estime l'effort axial appli-

qué sur l'outil FSW et synthétise un contrôleur de force PI. Cette stratégie de commande est appelée « commande de force indirecte ». L'algorithme de contrôle a été testé en réalisant des opérations de soudage sur des pièces ayant des contours 2D et 3D en aluminium 6061-T6 d'épaisseur 2 mm en configuration bout à bout. A cause de la complexité des calculs, le contrôleur d'effort est cadencé à 2 Hz ce qui était insuffisant pour une utilisation durant la phase de plongée. Des déviations dans la direction latérale, orthogonale à la direction de soudage, ont été reportées.

A partir des travaux de [Smith \(2000\)](#), [Soroukhi and Kalaykov \(2006\)](#); [Soroukhi \(2007\)](#) ont démontré la faisabilité du soudage FSW robotisé 2D et 3D sur un robot ABB IRB 7600-500 modifié. Partant du constat que le sixième axe est redondant par rapport à la tête de soudage, les auteurs démontent le moteur et le réducteur du sixième axe et montent la tête de soudage directement sur le cinquième axe. L'intérêt de cette modification est la diminution des couples transmis aux axes par la réduction de la distance du centre d'outil à la base du robot (bras de levier). L'inconvénient de cette modification est qu'avec la disparition du sixième axe, des capteurs externes montés sur la tête de soudage ne pourront pas être convenablement orientés dans la direction d'avance. Aussi, un *roller*, qui sert parfois à plaquer les pièces contre l'enclume lors du soudage de pièces de grandes dimensions, ne pourrait pas être convenablement orienté dans le sens de la trajectoire. La régulation d'effort sur deux différentes armoires de commande ABB S4C+ (architecture ouverte) et ABB IRC5 (architecture fermée) à une fréquence d'échantillonnage supérieure à 2 Hz a été testée. Une stratégie de commande de force basée sur la mesure de l'effort axial par un capteur de forces, encore appelée « commande de force directe », est utilisée. Un contrôleur de force PI est implémenté dans la commande ABB S4C+ en se basant sur la fonction de correction de trajectoire disponible sur ce contrôleur. Ce contrôleur a été testé pour réaliser une opération de soudage linéaire (2D) en configuration bout à bout sur de l'aluminium 6063 d'épaisseur 5 mm avec des résultats satisfaisants sur la stabilité de l'effort F_z . Le contrôleur de force embarqué dans la commande ABB IRC5 a été testé en réalisant du soudage de pièces à formes complexes (3D). Pour cette configuration 3D, l'orientation de l'outil change aussi bien que sa position. Au cours du soudage, une instabilité de la force F_z a été constatée au cours des réorientations de l'outil dues à la forme complexe de la pièce.

La capacité d'un robot sériel 6 axes Kuka KR500 disposant d'un contrôleur de force embarqué a été testée pour effectuer des opérations de soudage FSW ([Voellner et al., 2006, 2007](#)). Des résultats satisfaisants ont été relevés pour le contrôleur d'effort et les essais ont montré que le robot pouvait appliquer des efforts jusqu'à 10 kN dans toutes les directions. Toutefois, des déviations latérales ont été relevées à cause de la compliance du robot.

Pour des applications dans l'automobile, [De Backer et al. \(2010\)](#) ont démontré la faisabilité du soudage FSW en utilisant un robot Esab RosioTM (Figure 1.12) dont l'architecture est basée sur un robot ABB IRB7600. En utilisant ce robot pour faire le soudage d'une

plaque plane (2D) d'aluminium 7075 en configuration bout à bout (épaisseur 2 mm), des déviations latérales allant jusqu'à 2 mm dans la direction y perpendiculaire à la direction de soudage x sont remarquées (Figure 1.13). Les auteurs remarquent également que la déviation latérale est plus grande quand on soude dans la direction $x+$ du robot que dans la direction $x-$. Aussi, les déviations ne sont pas les mêmes quand on soude dans les directions $y+$ et $y-$. Suite à ces observations de [De Backer et al. \(2010\)](#), la théorie et les simulations qui expliquent la dissymétrie des déviations observées sont présentées au §2.7.

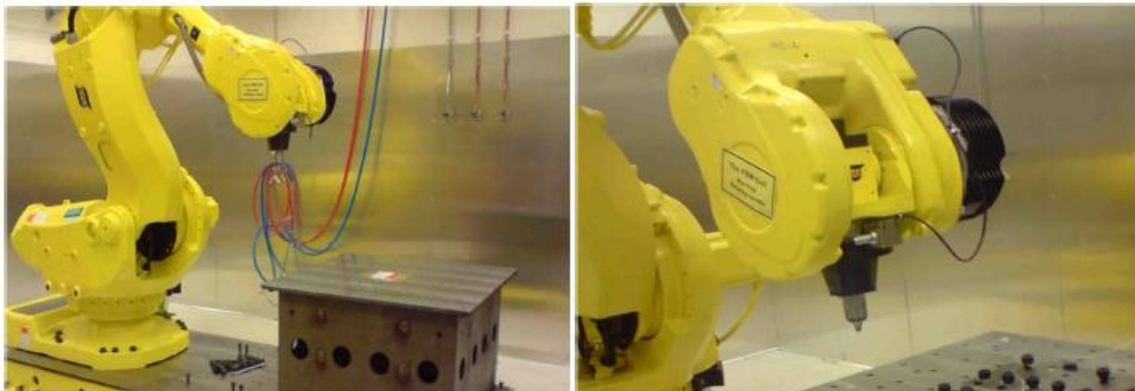


Figure 1.12 – Robot Esab Rosio™ avec une tête de soudage montée sur le cinquième axe du robot ([De Backer et al., 2010](#))

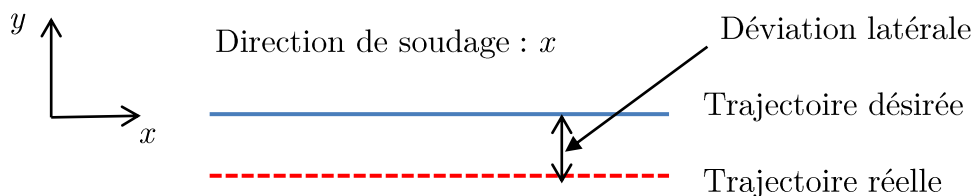


Figure 1.13 – Illustration d'une déviation latérale en FSW

En implémentant un contrôleur de force PID sur un robot Fanuc M900-700 kg (Figure 1.14), [Marcotte and Vanden Abeele \(2010\)](#) ont aussi démontré la faisabilité d'un soudage FSW robotisé 1D, 2D et 3D. Pour la configuration 2D, une trajectoire sous forme de rectangle avec des virages à 90° est expérimentée. Une instabilité de la force est remarquée lors des réorientations de l'outil au niveau des virages. Pour la configuration 3D, une trajectoire présentant une partie concave et une partie convexe est utilisée. Une instabilité de la force est également constatée dans la zone de transition entre la partie concave et la partie convexe.

[Zaeh and Voellner \(2010\)](#) ont expérimenté la capacité d'un robot industriel à souder des



Figure 1.14 – Robot FSW Fanuc M900 ([Marcotte and Vanden Abeele, 2010](#))

pièces complexes fortement incurvées. Dans la zone incurvée, un mauvais angle de tilt implique que le contact entre l'épaulement et la pièce n'est pas correctement maintenu. Aussi, avec un retard ou une avance dans la direction de soudage, l'angle de tilt en chaque point de la trajectoire est modifiée ce qui peut entraîner des défauts.

Pour maintenir le contact entre l'épaulement et les pièces, une méthode basée sur l'augmentation de l'angle de tilt est proposée. Tout d'abord, les auteurs développent un modèle mathématique tenant compte de la géométrie de l'outil et du rayon de la pièce pour estimer l'angle de tilt minimum pour assurer le contact entre l'épaulement et la pièce. Ensuite, pour pouvoir atteindre l'angle de tilt minimum dans la zone incurvée, une stratégie basée sur la modification de la vitesse d'avance et la vitesse de pénétration est proposée. Les auteurs développent alors une relation mathématique entre l'angle de tilt et un déplacement dans la direction d'avance, un déplacement dans la direction axiale et la déviation dans la direction d'avance. La méthode a été validée sur une trajectoire ayant une partie incurvée d'un rayon de 14,5 mm. Une correction de 5,5 mm dans la direction d'avance a été effectuée. A la suite de ces expérimentations, d'importants écarts subsistent entre la mesure de l'angle de tilt au cours des essais et l'angle de tilt estimé avec le modèle. Les auteurs concluent qu'une correction plus grande dans la direction d'avance et une diminution de l'effort axial dans la zone incurvée permettront d'avoir des soudures sans défauts.

Les travaux sur la faisabilité du FSW par un robot sériel présentés ne sont pas exhaustifs. Le lecteur pourra se rapporter également aux travaux de [Cook et al. \(2004\)](#); [Crawford et al. \(2006\)](#); [Zimmer-Chevret et al. \(2010\)](#); [Bres et al. \(2010\)](#); [Mendes et al. \(2014\)](#).

A l'Institut de Soudure, un robot Kuka KR500-2MT équipé d'une tête de soudage est utilisé. La tête de soudage dispose d'une vitesse de rotation maximale de 2500 tr/min et

de trois (3) capteurs d'effort pour la mesure de la force F_z qui s'exerce sur l'outil FSW (Figure 1.15). Le robot est également équipé d'une technologie de contrôle de l'effort axial. Les caractéristiques principales de ce robot sont données à la Figure 1.16.

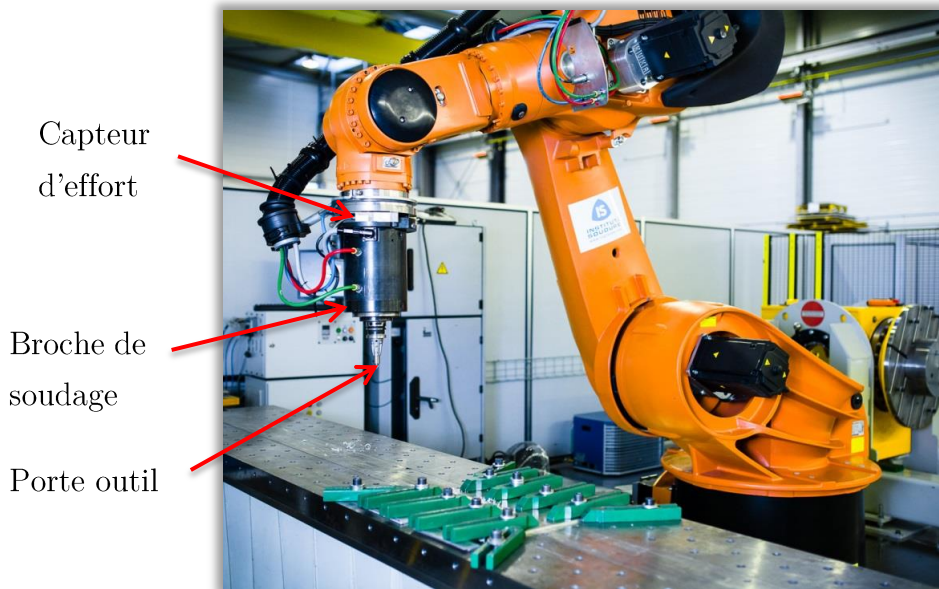


Figure 1.15 – Robot Kuka KR500-2MT avec une tête de soudage FSW



Nombre d'axes	6
Charge utile	500 kg
Répétabilité	± 0.08 mm
Commande	KRC2
Montage	Sol
Poids	2400 kg
Rayon	3326mm

Figure 1.16 – Caractéristiques du robot Kuka KR500-2MT

Il est donc possible de réaliser du soudage FSW 1D, 2D et 3D par un robot poly-articulé mais avec des déviations de position et d'angles d'orientation dues aux forces du procédé. Ces déviations de trajectoires entraînent des défauts dans le cordon de soudure lorsqu'elles ne sont pas comprises dans les tolérances admissibles pour l'application envisagée (Zimmer-Chevret et al., 2014). Ces tolérances dépendent de la géométrie de l'outil utilisé. Pour un outil de soudage de diamètre d'épaule 21 mm et de longueur de pion 6 mm utilisé pour le soudage de tôles en aluminium 6082 d'épaisseur 6 mm, Zimmer-Chevret et al. (2014) identifie une tolérance admissible pour le décalage latéral de ± 2 mm.

Des tolérances admissibles de $\pm 1^\circ$ autour de l'angle de tilt et de $\pm 2^\circ$ autour de l'angle d'inclinaison latéral ont été également identifiées. Pour l'outil de soudage et le matériau utilisés dans ce travail, le décalage latéral admissible est de $\pm 0,5$ mm, le décalage en angle de tilt de $\pm 0,75^\circ$ et le décalage en angle d'inclinaison latéral de $\pm 0,25^\circ$ (Douilly et al., 2018). Lorsque la déviation latérale de position dépasse les tolérances admises, ceci entraîne un défaut de manque de pénétration en racine (Hori, 1999; Caravaca et al., 2007; Zimmer-Chevret et al., 2014). Aussi, lorsque les déviations en orientation sont hors des tolérances en angle de tilt et angle d'inclinaison latéral admises, ceci peut entraîner des défauts de soudure (manque de pénétration, pénétration excessive, tunnel) et une diminution des propriétés mécaniques du joint soudé (Zimmer-Chevret et al., 2014; De Backer et al., 2012b; Shultz et al., 2010; Chen et al., 2006).

Différentes méthodes de compensation ont été élaborées pour corriger les déviations de trajectoires.

1.6 Compensation des déviations de trajectoires

Deux catégories de méthodes existent pour corriger les déviations de trajectoire d'un robot : les méthodes en ligne et les méthodes hors-ligne.

Une méthode de compensation de trajectoire en ligne basée sur un modèle mathématique a été proposée par Soron et al. (2010). A partir d'une cinquantaine d'essais sur différents matériaux et épaisseurs et sous différentes conditions de soudage, des relations linéaires entre les déviations dans les directions x et y et la force latérale F_y ont été déterminées. L'implémentation de ces relations dans le contrôleur du robot permet de calculer les déviations en temps réel à partir de la mesure de la force latérale F_y et d'appliquer les corrections nécessaires. Cette méthode a permis de ramener les déviations de 1,5 mm sans correction à 0,7 mm avec correction. Par contre, les modèles ont été développés dans deux configurations particulières du robot dans l'espace de travail et ne sauraient être valables dans tout l'espace de travail du robot.

Une méthode de correction en temps réel basée sur un modèle de déformation élasto-statique du robot est également utilisée (De Backer and Bolmsjö, 2014b; Guillo and Dubourg, 2016; Monsarrat et al., 2016). A partir d'expérimentations, le modèle élasto-statique du robot est déterminé. Un capteur d'effort de 3 ou 6 composantes mesure les forces du procédé et, avec la connaissance du modèle élasto-statique du robot, le contrôleur calcule en temps réel les corrections de trajectoire dans les trois directions. L'inconvénient de cette technique demeure le coût élevé du capteur de force trois ou six composantes et son positionnement sur le robot.

Outre le FSW, cette technique de compensation en ligne basée sur un modèle de déformation élasto-statique est également utilisée pour d'autres procédés tels que le fraisage ou le

perçage. Nous citons ici quelques travaux : [Cen et al. \(2016\)](#); [Freising et al. \(2014\)](#); [Roesch and Zaeh \(2014\)](#); [Zaeh and Roesch \(2014\)](#); [Roesch \(2013\)](#); [Wang et al. \(2009\)](#); [Pan and Zhang \(2009\)](#). La Figure 1.17 illustre cette méthode de correction.

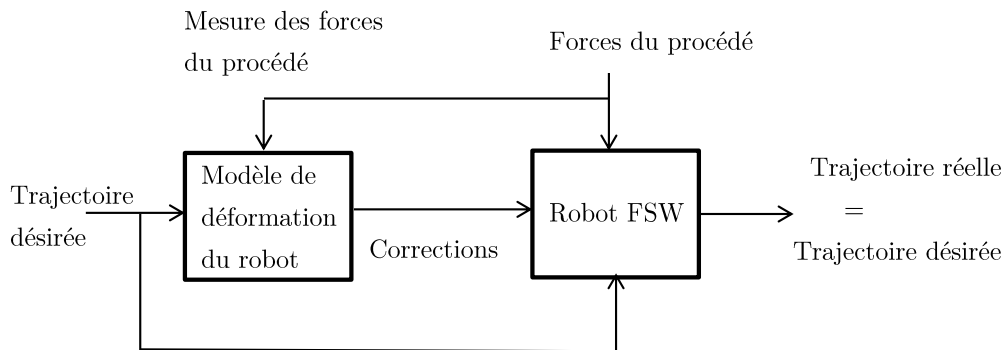


Figure 1.17 – Principe de correction en ligne par modèle

Un ensemble de solutions de compensation en temps réel moins coûteuses a été proposée dans [Qin \(2013\)](#); [Qin et al. \(2016\)](#). Un premier compensateur basé sur un observateur non linéaire à temps discret a été proposé ([Qin et al., 2014](#)). À partir de la mesure des courants des moteurs, des positions et des vitesses rigides des axes, un observateur estime les positions déformées des axes. Les positions déformées estimées et les positions rigides mesurées sont alors utilisées pour calculer les déformations articulaires. Ce compensateur a permis une réduction des déviations de 95% sur des soudures rectilignes et de 79% sur des soudures en quart de cercle de rayon 50 mm. La limite de ce compensateur est le temps de calcul que nécessite l'observateur pour calculer les positions déformées des axes du robot. Un deuxième type de compensateur nécessitant peu de temps de calcul est proposé. Ce compensateur est basé sur les couples moteurs obtenus par la mesure des courants des moteurs, un modèle des forces de frottement et le modèle élasto-statique du robot. Ce compensateur a permis de réduire les déviations de 98% pour les soudures rectilignes et de 71% pour des soudures en quart de cercle de rayon 50 mm. En négligeant l'effet des forces de frottements, un troisième compensateur basé sur les couples moteurs et le modèle élasto-statique est proposé. L'implémentation de ce compensateur a permis de réduire les déviations de 90% pour les soudures rectilignes et de 56% pour des soudures en quart de cercle de rayon 50 mm. Malgré une moindre précision de ce troisième compensateur par rapport aux deux autres compensateurs, l'intérêt de ce troisième compensateur réside dans sa relative simplicité d'implémentation en milieu industriel.

Outre l'utilisation de modèles pour la compensation en ligne, des capteurs sont utilisés pour corriger les déviations de trajectoires. En général, les robots sont équipés d'un encodeur sur chaque articulation qui mesure la position non déformée des axes. [Guillo and Dubourg \(2018\)](#) mettent en œuvre un second encodeur placé après les réducteurs afin de mesurer la position déformée des axes. Les auteurs réalisent ensuite un asservissement de position sur l'axe disposant du double encodeur. La méthode a été validée sur des trajec-

toires 1D, 2D et 3D avec un gain de réduction de la déviation latérale de l'ordre de 92% pour la trajectoire 3D. Outre l'usage de capteurs proprioceptifs, [De Backer et al. \(2012a\)](#) propose deux méthodes de compensation basée sur la mesure de capteurs extéroceptifs. La première méthode utilise une caméra monochrome connectée à un système d'acquisition de données développé dans le logiciel *LabVIEW*. La deuxième méthode utilise deux capteurs laser 1D de déplacement. Ces capteurs transmettent des informations au système d'acquisition de données qui calcule la déviation de l'outil. Ils développent ensuite une stratégie de compensation basée sur la fonction "*xyCorr-function*" du contrôleur du robot ABB IRC5. Les déviations mesurées sont modulées et envoyées au contrôleur du robot qui applique les corrections dans les différentes directions sous forme d'"*offset*". Des résultats satisfaisants ont été obtenus sur des cas de soudage linéaires. L'expérimentation sur des cas de soudage complexes n'a pas été effectuée parce que le robot utilisé ne dispose pas de sixième axe pour orienter convenablement les capteurs dans la direction de soudage.

Le robot Kuka de l'Institut de Soudure disposant du sixième axe, nous développons dans ce travail une méthode de correction en ligne basée sur un capteur laser 2D de déplacement. Les intérêts et les difficultés de cette méthode de correction sont présentés au chapitre 4.

Outre les techniques en ligne, il existe des techniques de correction de trajectoire hors-ligne. Dans ces techniques, les déviations de trajectoires sont connues avant les opérations de soudage. Avec la connaissance des déviations, la trajectoire nominale désirée est modifiée pour obtenir une trajectoire adaptée. Ainsi, en lieu et place de la trajectoire nominale, la trajectoire adaptée sera programmée.

On peut citer la technique simple de l'essai-erreur qui consiste à effectuer l'essai, puis mesurer la déviation et refaire l'essai en intégrant manuellement dans le programme robot la déviation mesurée. Cette technique n'est pas automatique et ne peut être utilisée dans un environnement de production. Elle consomme beaucoup de pièces car il faut réaliser plusieurs essais. Cette solution n'est pas robuste car, si la position de la pièce est changée dans l'espace de travail, alors il est nécessaire de recommencer l'ensemble des opérations.

[Belchior et al. \(2013\)](#) proposent une technique hors-ligne de compensation de trajectoires basée sur la connaissance du modèle élastique du robot et une simulation par éléments finis des forces pour un procédé de formage. La simulation par éléments finis permet de prédire les efforts qui seront utilisés comme grandeur d'entrée pour le modèle élastique afin de calculer les déflexions du robot.

Outre la simulation par éléments finis, des modèles analytiques de forces sont également utilisés notamment pour le fraisage robotisé. A partir de la prédiction des forces et du modèle élasto-statique, les déviations de trajectoires sont calculées. Une littérature abondante existe sur ces travaux. Nous citons ici quelques-uns : [Du \(2017\)](#); [Schneider et al. \(2016\)](#); [Kaldestad et al. \(2015\)](#); [Tyapin et al. \(2015\)](#); [Haage et al. \(2014\)](#); [Slavkovic et al. \(2014\)](#); [Klimchik et al. \(2014b,c\)](#); [Bauer et al. \(2013\)](#); [Cortsen and Petersen \(2012\)](#);

Klimchik et al. (2012); Olabi et al. (2012); Reinl et al. (2011); Abele et al. (2008a). La méthode de correction hors-ligne est illustrée à la Figure 1.18.

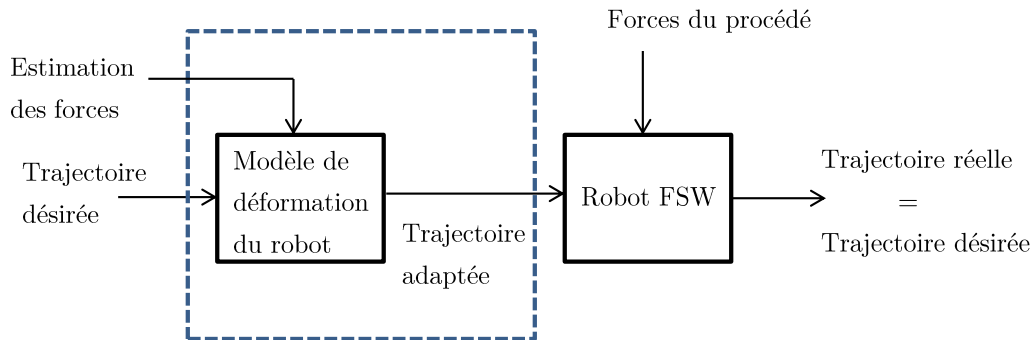


Figure 1.18 – Principe de correction hors-ligne

Cette technique hors-ligne peut être utilisée également pour le FSW. Nous développons dans ce travail, une technique de compensation hors-ligne des déviations de trajectoires (chapitre 3).

1.7 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté les généralités sur le procédé de soudage par friction malaxage. Le procédé a été décrit, les différentes machines utilisées ont été présentées. Quand des machines avec une relative faible rigidité sont utilisées, il est primordial de mettre en œuvre un asservissement d'effort pour maintenir correctement l'épaulement de l'outil en contact avec la pièce. Différents travaux ont démontré la capacité des robots industriels à effectuer du soudage FSW avec des déviations de trajectoires qui ont été reportées. Ainsi, l'utilisation de robots sériels pour réaliser le FSW nécessite la mise en œuvre des méthodes de correction de déviations de trajectoire. Une revue sur les différentes méthodes de correction de trajectoires a été exposée. A la suite de cette revue, nous mettons en œuvre deux solutions de correction de déviations : une solution hors-ligne et une solution en ligne. La solution hors-ligne nécessite la connaissance des modèles du robot. Ces modèles sont présentés au chapitre 2.

2

Modèles d'un robot manipulateur industriel

Sommaire

2.1	Introduction	28
2.2	Notation de repères, de position et d'orientation	28
2.3	Modèles géométriques	31
2.4	Modèles cinématiques	39
2.5	Modèles dynamiques	42
2.6	Modèle de déformation	44
2.7	Cartographie de la souplesse du robot dans l'espace de travail	49
2.8	Etude d'un placement de tâches	54
2.9	Conclusion	55

2.1 Introduction

La modélisation des robots permet de trouver des relations mathématiques entre les différents paramètres du robot en vue de la conception et de la commande. Les travaux sur la modélisation des robots ont été largement abordés et se trouvent principalement dans les livres tels que [Khalil and Dombre \(2004\)](#); [Craig \(2005\)](#); [Spong et al. \(2005\)](#); [Khatib and Siciliano \(2008\)](#); [Siciliano et al. \(2010\)](#). On distingue plusieurs types de modèles : les modèles géométriques, cinématiques et dynamiques. Les modèles géométriques donnent une relation entre les positions articulaires du robot et les positions cartésiennes de l'effecteur. Les modèles cinématiques donnent une relation entre les vitesses articulaires et les vitesses cartésiennes. Les modèles dynamiques définissent une relation entre les accélérations articulaires, les vitesses articulaires, les couples articulaires d'une part, et les efforts extérieurs exercés par l'environnement en un ou plusieurs endroits du robot d'autre part. La structure des robots étant constituée de corps et d'éléments de guidage, lorsque le robot est soumis à des sollicitations importantes, il est nécessaire de considérer des déformations des éléments de liaison et donc, d'intégrer un modèle de déformation au modèle dynamique afin d'obtenir une meilleure précision de trajectoire.

Dans ce chapitre, ces différents éléments de modélisation sont abordés pour le robot manipulateur sériel Kuka KR500-2MT de l'Institut de Soudure. Dans le §2.2, les notations générales de repères, positions et orientations sont définies. Dans le §2.3, les modèles géométriques direct et inverse du robot sont abordés. Les modèles cinématiques direct et inverse sont décrits dans le §2.4; le modèle dynamique dans le §2.5. Le modèle de déformation du robot et son identification sont décrits dans le §2.6. Le modèle de déformation étant identifié, une cartographie de la souplesse du robot dans l'espace de travail peut être élaborée. Cette étude est décrite dans le §2.7. A partir de cette cartographie, une étude sur le placement optimal d'un outillage utilisé pour les validations expérimentales dans ce travail est présentée dans le §2.8. La conclusion du chapitre est abordée dans le §2.9.

2.2 Notation de repères, de position et d'orientation

Nous définissons ici les différents repères utiles d'une cellule robotisée :

- $R_0 = (O_0, x_0, y_0, z_0)$: le repère fixe situé à la base du robot, défini par le constructeur ;
- $R_t = (O_t, x_t, y_t, z_t)$: le repère outil dont le centre correspond au centre d'outil et est situé sur l'effecteur ;
- $R_p = (O_p, x_p, y_p, z_p)$: le repère situé sur la pièce à souder. Il permet de localiser l'emplacement de la pièce dans la cellule robotisée. Sa position et son orientation sont définies dans le repère R_0 .

Une illustration des repères est donnée à la Figure 2.1.

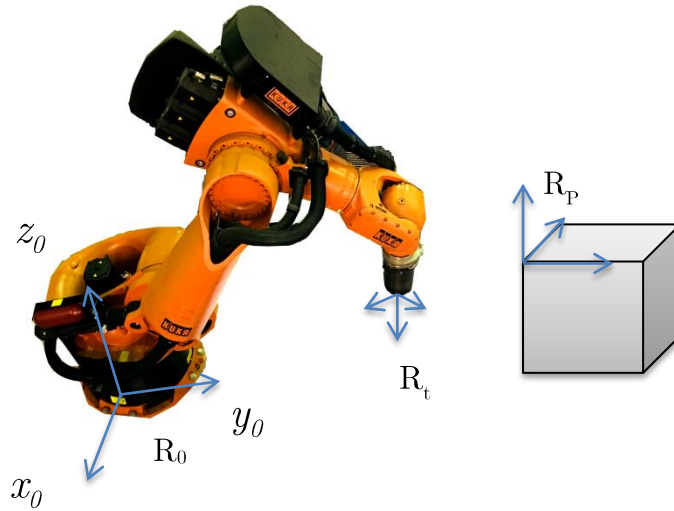


Figure 2.1 – Illustration des repères de la cellule robotisée

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

$${}^0O_t = {}^0[O_{tx} \ O_{ty} \ O_{tz}]^T \quad (2.1)$$

Pour caractériser une tâche en robotique, non seulement une position est définie mais aussi une orientation. On distingue différentes notations pour représenter les orientations en robotique (Craig, 2005) :

- les angles d'Euler correspondant à trois rotations successives autour des axes du repère terminal mobile ;
- les angles correspondant à trois rotations successives du repère terminal autour des axes fixes du repère de référence ;
- les quaternions ou paramètres d'Euler définis par quatre paramètres qui décrivent une rotation unique du repère terminal autour d'un axe orienté.

Pour la commande des robots Kuka, la notation en angles d'Euler suivant la convention $z - y - x$ est utilisée pour décrire les orientations. Les angles sont notés A, B, C avec A , la rotation autour de z , B , la rotation autour de y' et C , la rotation autour de x'' (Figure 2.2).

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

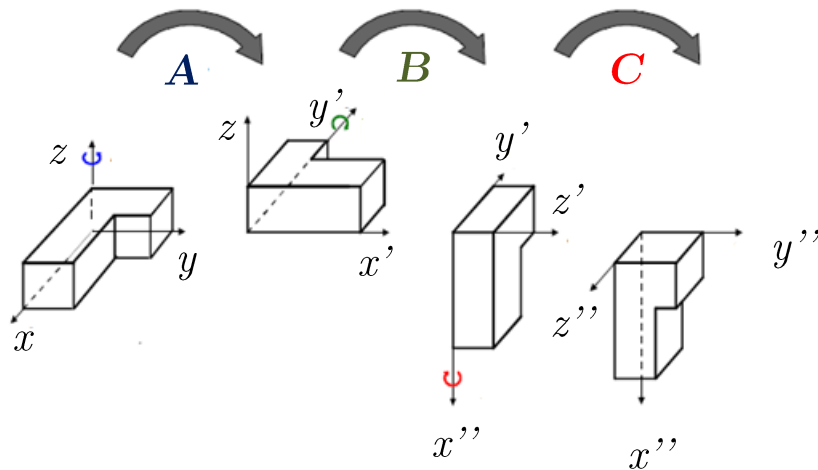


Figure 2.2 – Définition des angles de rotation A , B , C de la commande Kuka (KUKA, 2003)

suit :

$$R_z(A) = \begin{bmatrix} \cos(A) & -\sin(A) & 0 \\ \sin(A) & \cos(A) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2.2)$$

$$R_y(B) = \begin{bmatrix} \cos(B) & 0 & \sin(B) \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin(B) & 0 & \cos(B) \end{bmatrix} \quad (2.3)$$

$$R_x(C) = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos(C) & -\sin(C) \\ 0 & \sin(C) & \cos(C) \end{bmatrix} \quad (2.4)$$

On utilise les notations sA , cA , sB , cB , sC , cC pour désigner respectivement $\sin(A)$, $\cos(A)$, $\sin(B)$, $\cos(B)$, $\sin(C)$, $\cos(C)$. La matrice de rotation finale du repère outil dans le repère de base en fonction des angles A , B , C s'écrit donc :

$$\begin{aligned} {}^0R_t &= R_z(A) R_y(B) R_x(C) \\ &= \begin{bmatrix} cAcB & cAsBsC - cCsA & sAsC + cAcCsB \\ cBsA & cAcC + sAsBsC & cCsAsB - cAsC \\ -sB & cBsC & cBcC \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (2.5)$$

Un problème inverse consiste à déterminer les angles A , B , C à partir d'une matrice de rotation définie par les cosinus directeurs du repère mobile dans le repère fixe. En posant :

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

on peut déterminer les angles A , B , C à partir des équations suivantes (Craig, 2005) :

$$\begin{aligned} B &= \operatorname{atan2}\left(-r_{31}, \sqrt{r_{11}^2 + r_{21}^2}\right) \quad \text{avec } -90^\circ < B < 90^\circ, \\ A &= \operatorname{atan2}(r_{21}/cB, r_{11}/cB), \\ C &= \operatorname{atan2}(r_{32}/cB, r_{33}/cB). \end{aligned} \tag{2.7}$$

Pour $B = 90^\circ$, une solution est donnée par :

$$\begin{aligned} B &= 90^\circ, \\ A &= 0^\circ, \\ C &= \operatorname{atan2}(r_{12}, r_{22}); \end{aligned} \tag{2.8}$$

et pour $B = -90^\circ$, une solution est donnée par :

$$\begin{aligned} B &= -90^\circ, \\ A &= 0^\circ, \\ C &= -\operatorname{atan2}(r_{12}, r_{22}). \end{aligned} \tag{2.9}$$

La pose (position et orientation) du repère outil dans le repère de base peut donc être représentée par une matrice homogène 0T_t formée par la matrice de rotation 0R_t et le vecteur de translation $O_0O_t = {}^0O_t$.

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

La position et l'orientation sont fonction des coordonnées articulaires q des différents axes du robot, ce qui nous amène aux modèles géométriques.

2.3 Modèles géométriques

2.3.1 Représentation de Denavit-Hartenberg modifié

Denavit and Hartenberg (1955) ont proposé une méthode de modélisation des robots en fonction de la géométrie des différents corps du robot et de l'orientation des liaisons. Cette modélisation utilise beaucoup de paramètres et présente des ambiguïtés pour des robots à structure parallèle. Une version modifiée a été développée par Khalil and Kleinfinger (1986). Cette notation permet une description avec moins de paramètres et est la plus utilisée dans les documents scientifiques. Une structure sérielle des robots se compose de $n + 1$ corps notés C_0, \dots, C_n reliés entre eux par n articulations. L'articulation j relie le

corps C_j au corps C_{j-1} . A chaque corps C_j , on associe un repère $R_j = (O_j, x_j, y_j, z_j)$. La méthode de Denavit Hartenberg modifiée se fonde sur les règles suivantes :

- les corps sont supposés parfaitement rigides. Ils sont connectés par des articulations considérées comme idéales (pas de jeu mécanique, pas d'élasticité), soit rotoïdes, soit prismatiques ;
- l'axe z_j est porté par l'axe de l'articulation j ;
- l'axe x_j est porté par la perpendiculaire commune aux axes z_j et z_{j+1} . Si les axes z_j et z_{j+1} sont parallèles ou colinéaires, le choix de x_j n'est pas unique. Des considérations de symétrie ou de simplicité permettent alors un choix rationnel.

Le passage du repère R_{j-1} au repère R_j s'exprime grâce à quatre paramètres géométriques (Figure 2.3) :

- α_j , l'angle entre les axes z_{j-1} et z_j correspondant à une rotation autour de l'axe x_{j-1} ;
- d_j , la distance entre les axes z_{j-1} et z_j le long de l'axe x_{j-1} ;
- θ_j , l'angle entre les axes x_{j-1} et x_j correspondant à une rotation autour de l'axe z_j ;
- r_j , la distance entre les axes x_{j-1} et x_j le long de l'axe z_j .

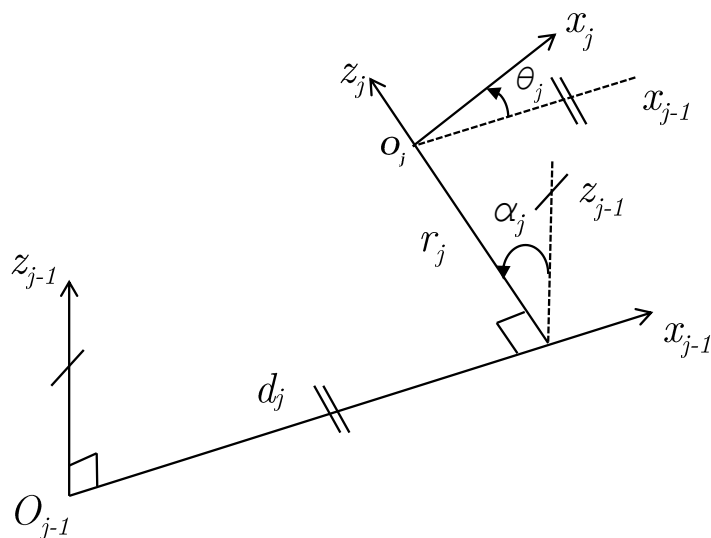


Figure 2.3 – Modélisation géométrique de Khalil et Kleinfinger

La matrice de transformation homogène qui lie les repères R_{j-1} et R_j est alors décrite

par la relation :

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

avec $Rot(u, \alpha)$ et $Trans(u, d)$ des matrices de transformation homogène (4×4) représentant respectivement une rotation α autour de l'axe u et une translation d le long de u .

La variable q_j désignant le mouvement d'une articulation j est égale à θ_j si l'articulation est rotoïde et à r_j si elle est prismatique. On peut donc poser :

$$q_j = \bar{\sigma}_j \theta_j + \sigma_j r_j, \quad (2.12)$$

avec $\sigma_j = 0, \bar{\sigma}_j = 1$ si l'articulation est rotoïde et $\sigma_j = 1, \bar{\sigma}_j = 0$ si l'articulation est prismatique. La valeur de $\sigma_j = 2$ est utilisée pour désigner un repère R_j fixe par rapport à R_{j-1} .

La Figure 2.4 montre la description de la géométrie d'un robot sériel 6 axes Kuka avec le placement des repères et le Tableau 2.1 résume les paramètres géométriques.

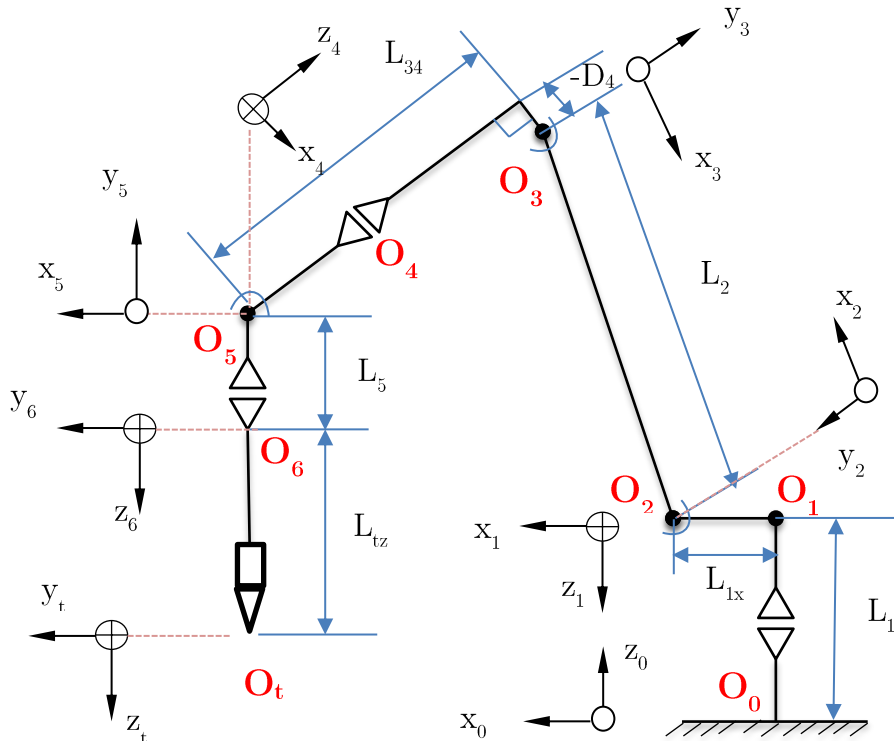


Figure 2.4 – Description géométrique du robot

Tableau 2.1 – Paramètres géométriques du robot Kuka

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

Tableau 2.2 – Dimensions nominales du robot Kuka KR500–2MT

Paramètres	Valeurs (mm)
L_{1x}	500
L_{1z}	1045
L_2	1300
L_{34}	1025
D_4	-55
L_5	290
L_{tz}	506, 3

Les valeurs numériques des dimensions du modèle géométrique du robot Kuka KR500-2MT sont consignées dans le Tableau 2.2.

En se basant sur les matrices de transformations homogènes qui lient les repères R_{j-1} et R_j (équation (2.11)), le modèle géométrique direct du robot est établi.

2.3.2 Modèle géométrique direct

Le modèle géométrique direct permet de déterminer la position et l'orientation du repère outil R_t dans le repère de base R_0 en fonction des variables articulaires q . On a :

$${}^0X = f_{MGD}(q) \quad (2.13)$$

avec ${}^0X = {}^0[O_{tx} \ O_{ty} \ O_{tz} \ A \ B \ C]^T$ et $q = [q_1 \ q_2 \ q_3 \ q_4 \ q_5 \ q_6]^T$. La matrice homogène qui représente la pose de l'outil dans le repère de base est déterminée en multipliant les matrices de transformation homogènes qui lient les repères R_{j-1} et R_j . Ceci aboutit à la relation suivante pour le robot Kuka étudié dans ce travail :

$${}^0T_t = {}^0T_1 {}^1T_2 {}^2T_3 {}^3T_4 {}^4T_5 {}^5T_6 {}^6T_t \quad (2.14)$$

avec :

$$\begin{aligned}
 {}^0T_1 &= \begin{bmatrix} c1 & -s1 & 0 & 0 \\ -s1 & -c1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1 & L_{1z} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \\
 {}^1T_2 &= \begin{bmatrix} c2 & -s2 & 0 & L_{1x} \\ 0 & 0 & -1 & 0 \\ s2 & c2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \\
 {}^2T_3 &= \begin{bmatrix} -s3 & -c3 & 0 & L_2 \\ c3 & -s3 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \\
 {}^3T_4 &= \begin{bmatrix} c4 & -s4 & 0 & D_4 \\ 0 & 0 & 1 & -L_{34} \\ -s4 & -c4 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \\
 {}^4T_5 &= \begin{bmatrix} c5 & -s5 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1 & 0 \\ s5 & c5 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \\
 {}^5T_6 &= \begin{bmatrix} c6 & s6 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1 & -L_5 \\ -s6 & c6 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \\
 {}^6T_t &= \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & Ltz \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}. \tag{2.15}
 \end{aligned}$$

En posant

$${}^0T_t = \begin{bmatrix} {}^0R_t(q) & {}^0O_t(q) \\ 0 & 1 \end{bmatrix}, \tag{2.16}$$

nous avons les coordonnées du vecteur position du centre d'outil dans le repère de base (0O_t) ainsi que la matrice d'orientation du repère outil (0R_t). En appliquant les équations (2.7), (2.8) et (2.9) à la matrice d'orientation 0R_t , les angles d'orientation A, B, C du repère outil sont déduits. Les expressions générales du vecteur position et de la matrice

d'orientation en fonction des coordonnées articulaires sont consignées dans l'Annexe A.1.

2.3.3 Modèle géométrique inverse

Le modèle géométrique inverse permet de calculer les coordonnées articulaires q en fonction d'une position et d'une orientation 0X du repère outil.

$$q = f_{MGI}({}^0X) \quad (2.17)$$

Différentes méthodes de résolution existent pour résoudre ce problème inverse. On distingue les méthodes qui permettent de trouver une forme explicite des solutions et les méthodes numériques qui permettent de trouver des solutions particulières. Le lecteur pourra se référer aux différents livres de robotique tels que [Khalil and Dombre \(2004\)](#); [Spong et al. \(2005\)](#); [Khatib and Siciliano \(2008\)](#); [Siciliano et al. \(2010\)](#), pour une description plus ample de ces solutions. Parmi les méthodes à formulation explicite, on distingue la méthode de [Peiper \(1968\)](#) qui est utilisée pour les robots sériels avec les trois axes d'orientation concourants (poignet rotule). En appliquant cette méthode au robot Kuka KR5000-2MT qui dispose du poignet rotule, les solutions du modèle géométrique inverse sont obtenues. La procédure de résolution est décrite ci-dessous : soient ${}^0X = [O_{tx} \ O_{ty} \ O_{tz} \ A \ B \ C]^T$, la position et l'orientation du repère outil donnée et $q = [q_1 \ q_2 \ q_3 \ q_4 \ q_5 \ q_6]^T$, les variables articulaires correspondant à cette pose.

– Calcul de q_1 , q_2 et q_3

La position du centre de la rotule O_5 dans le repère R_t est :

$${}^tO_5O_t = (L_{tz} + L_5)z_t$$

On a :

$$\begin{aligned} {}^0O_0O_t &= {}^0O_0O_5 + {}^0O_5O_t \\ &= {}^0O_0O_5 + {}^0R_t {}^tO_5O_t \end{aligned}$$

La position du centre de la rotule O_5 dans le repère R_0 est :

$${}^0O_0O_5 = {}^0O_0O_t - {}^0R_t \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ L_5 + L_{tz} \end{bmatrix} \quad (2.18)$$

Posons ${}^0O_0O_5 = [P_{5x} P_{5y} P_{5z}]^T$. On a :

$$\begin{bmatrix} P_{5x} \\ P_{5y} \\ P_{5z} \\ 1 \end{bmatrix} = {}^0T_1{}^1T_2{}^2T_3{}^3T_4 \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} \quad (2.19)$$

En multipliant les termes de l'équation (2.19) par 1T_0 , on obtient $-s_1P_{5x} - c_1P_{5y} = 0$ et donc

$$q_1 = \text{atan2}(-P_{5y}, P_{5x}). \quad (2.20)$$

En multipliant encore les termes de l'équation (2.19) par ${}^2T_1{}^1T_0$, on obtient :

$$\begin{cases} Mc_2 + Ns_2 = L_{34}c_3 - D_4s_3 + L_2 \\ -Mc_2 + Ns_2 = L_{34}s_3 + D_4c_3 \end{cases}$$

avec $M = P_{5x}c_1 - P_{5y}s_1 - L_{1x}$ et $N = -P_{5z} + L_{1z}$. En élevant au carré les termes de ces équations et en les additionnant, on a :

$$L_{34}c_3 - D_4s_3 = W \quad (2.21)$$

avec $W = (M^2 + N^2 - L_{34}^2 - D_4^2 - L_2^2)/2L_2$.

En résolvant l'équation (2.21), on a :

$$\begin{cases} c_3 = \frac{L_{34}W - \varepsilon(-D_4)\Delta}{L_{34}^2 + D_4^2} \\ s_3 = \frac{-D_4W + \varepsilon L_{34}\Delta}{L_{34}^2 + D_4^2} \end{cases}$$

avec $\varepsilon = \pm 1$, $\Delta = \sqrt{D_4^2 + L_{34}^2 - W^2}$. Alors, on obtient :

$$q_3 = \text{atan2}(s_3, c_3) \quad (2.22)$$

ε dépend de la configuration du bras désirée. Dans la commande Kuka, la configuration de bras est indiquée par le bit 1 de la variable "*Status(S)*" (KUKA, 2009a). Pour l'ensemble des essais, nous travaillons avec une configuration du bras $\varepsilon = 1$. Connaissant q_3 , on peut calculer q_2 en posant :

$$\begin{cases} Mc_2 + Ns_2 = U \\ -Ms_2 + Nc_2 = V \end{cases}$$

avec $U = L_{34}c_3 - D_4s_3 + L_2$ et $V = L_{34}s_3 + D_4c_3$. La résolution de ce système d'équations

donne :

$$\begin{cases} c2 = \frac{VN + UM}{N^2 + M^2} \\ s2 = \frac{UN - VM}{N^2 + M^2} \end{cases}$$

On obtient donc :

$$q_2 = \text{atan2}(s2, c2) \quad (2.23)$$

– **Calcul de q_4 , q_5 et q_6**

La matrice de rotation 0R_t formée par les angles d'orientation fixés s'écrit :

$${}^0R_t = {}^0R_3(q_1, q_2, q_3) {}^3R_t(q_4, q_5, q_6)$$

On a :

$${}^3R_t(q_4, q_5, q_6) = {}^0R_3^T(q_1, q_2, q_3) {}^0R_t$$

La matrice ${}^0R_3(q_1, q_2, q_3)$ s'écrit :

$${}^0R_3(q_1, q_2, q_3) = \begin{bmatrix} -c1s23 & -c1c23 & s1 \\ s1s23 & s1c23 & c1 \\ -c23 & s23 & 0 \end{bmatrix}$$

D'une part, les éléments m_{ij} de la matrice ${}^0R_3^T(q_1, q_2, q_3) {}^0R_t$ s'écrivent :

$$\begin{aligned} m_{11} &= c23sB + cBsAs23s1 - cAcBs23c1; \\ m_{12} &= s23c1(cCsA - cAsBsC) + s23s1(cAcC + sAsBsC) - c23cBsC; \\ m_{13} &= -s23s1(cAsC - cCsAsB) - s23c1(sAsC + cAcCsB) - c23cBcC; \\ m_{21} &= cBsAc23s1 - cAcBc23c1 - s23sB; \\ m_{22} &= c23s1(cAcC + sAsBsC) + c23c1(cCsA - cAsBsC) + cBs23sC; \\ m_{23} &= cBcCs23 - c23c1(sAsC + cAcCsB) - c23s1(cAsC - cCsAsB); \\ m_{31} &= cAcBs1 + cBsAc1; \\ m_{32} &= c1(cAcC + sAsBsC) - s1(cCsA - cAsBsC); \\ m_{33} &= s1(sAsC + cAcCsB) - c1(cAsC - cCsAsB); \end{aligned}$$

D'autre part, les éléments h_{ij} de la matrice ${}^3R_t(q_4, q_5, q_6)$ s'écrivent :

$$\begin{aligned}
 h_{11} &= c4c5c6 - s4s6; \\
 h_{12} &= c4c5s6 + s4c6; \\
 h_{13} &= c4s5; \\
 h_{21} &= s5c6; \\
 h_{22} &= s5s6; \\
 h_{23} &= -c5; \\
 h_{31} &= -s4c5c6 - c4s6; \\
 h_{32} &= -s4c5s6 + c4c6; \\
 h_{33} &= -s4s5;
 \end{aligned}$$

On obtient donc :

$$q_5 = \operatorname{atan2}\left(\mu\sqrt{m_{21}^2 + m_{22}^2}, -m_{23}\right) \text{ avec } \mu = \pm 1 \quad (2.24)$$

$$q_4 = \operatorname{atan2}(-m_{33}/s5, m_{13}/s5) \text{ avec } s5 \neq 0 \quad (2.25)$$

$$q_6 = \operatorname{atan2}(m_{22}/s5, m_{21}/s5) \text{ avec } s5 \neq 0 \quad (2.26)$$

μ dépend de la configuration du poignet désirée. Dans la commande Kuka, la configuration du poignet est indiquée par le bit 2 de la variable "*Status(S)*" (KUKA, 2009a). Pour l'ensemble des essais, nous travaillons avec une configuration du poignet $\mu = 1$. Le domaine articulaire des axes du robot est limité, ce qui élimine certaines solutions. Les limites de variation des axes du robot peuvent être consultées en Annexe A.2. La configuration $s5 = 0$ correspond à la singularité du poignet. Ainsi, pour $q_5 = 0$, on fixe q_4 et on calcule $q_6 = \operatorname{atan2}(m_{12}, m_{11}) - q_4$.

2.4 Modèles cinématiques

Les modèles cinématiques permettent de lier les vitesses de mouvement dans les espaces articulaires et cartésiens.

2.4.1 Modèle cinématique direct

Le modèle cinématique direct a pour but de trouver une relation entre les vitesses cartésiennes du repère outil et les vitesses articulaires. Il s'exprime par :

$${}^0\dot{X} = {}^0J_t(q)\dot{q} \quad (2.27)$$

avec :

- ${}^0\dot{X} = {}^0[v_x \ v_y \ v_z \ \omega_x \ \omega_y \ \omega_z]^T$, (${}^0v_t = [v_x \ v_y \ v_z]^T$) représentant le vecteur vitesse de translation et (${}^0\omega_t = [\omega_x \ \omega_y \ \omega_z]$) le vecteur vitesse de rotation du repère outil ;
- $\dot{q} = [\dot{q}_1 \ \dot{q}_2 \ \dot{q}_3 \ \dot{q}_4 \ \dot{q}_5 \ \dot{q}_6]^T$, les vitesses articulaires ;
- ${}^0J_t(q)$ la matrice jacobienne de dimension 6×6 qui est fonction des positions articulaires q .

La matrice jacobienne 0J_t peut être décomposée en deux parties. Une partie ${}^0J_{tv(3 \times 6)}$ permet de trouver les vitesses de translations du repère outil dans le repère de base et l'autre partie ${}^0J_{t\omega(3 \times 6)}$ permet de trouver le vecteur vitesse de rotation de l'outil dans le repère de base.

$$\begin{bmatrix} v_x \\ v_y \\ v_z \\ \omega_x \\ \omega_y \\ \omega_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} {}^0J_{tv}(q)_{(3 \times 6)} \\ {}^0J_{t\omega}(q)_{(3 \times 6)} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{q}_1 \\ \dot{q}_2 \\ \dot{q}_3 \\ \dot{q}_4 \\ \dot{q}_5 \\ \dot{q}_6 \end{bmatrix} \quad (2.28)$$

La vitesse de translation du repère outil (${}^0v_t = {}^0[v_x \ v_y \ v_z]^T$) est obtenue par dérivation des coordonnées du vecteur position (0O_t) établi dans le modèle géométrique direct. On a donc pour la matrice ${}^0J_{tv}(q)$:

$${}^0J_{tv}(q) = \begin{bmatrix} \frac{\partial {}^0O_{tx}}{\partial q_1} & \dots & \frac{\partial {}^0O_{tx}}{\partial q_6} \\ \frac{\partial {}^0O_{ty}}{\partial q_1} & \dots & \frac{\partial {}^0O_{ty}}{\partial q_6} \\ \frac{\partial {}^0O_{tz}}{\partial q_1} & \dots & \frac{\partial {}^0O_{tz}}{\partial q_6} \end{bmatrix} \quad (2.29)$$

Le détail de la matrice ${}^0J_{tv}$ est donné en Annexe A.3.

La vitesse de rotation du repère outil (${}^0\omega_t = {}^0[\omega_x \ \omega_y \ \omega_z]^T$) est obtenue par la somme des vecteurs vitesses de rotation de chaque articulation :

$${}^0\omega_t = \dot{q}_1 z_1 + \dot{q}_2 z_2 + \dot{q}_3 z_3 + \dot{q}_4 z_4 + \dot{q}_5 z_5 + (-\dot{q}_6) z_6 \quad (2.30)$$

et en exprimant chacun des vecteurs z_i dans le repère de base R_0 , on a la matrice ${}^0J_{t\omega}(q)$:

$${}^0J_{t\omega}(q) = \begin{bmatrix} 0 & s1 & s1 & -c1c23 & c4s1 - c1s23s4 & -c1c23c5 + c1c4s23s5 + s1s4s5 \\ 0 & c1 & c1 & c23s1 & c1c4 + s1s23s4 & c23c5s1 - c4s1s23s5 + c1s4s5 \\ -1 & 0 & 0 & s23 & -c23s4 & c5s23 + c23c4s5 \end{bmatrix} \quad (2.31)$$

Le vecteur vitesse de rotation du repère outil exprimé en coordonnées opérationnelles par $(\omega_A, \omega_B, \omega_C)$ est lié à $\omega_x, \omega_y, \omega_z$ par la relation suivante (Khalil and Dombre, 2004) :

$$\begin{bmatrix} \omega_A \\ \omega_B \\ \omega_C \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos(A) \tan(B) & \sin(A) \tan(B) & 1 \\ -\sin(A) & \cos(A) & 0 \\ \cos(A)/\cos(B) & \sin(A)/\cos(B) & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \omega_x \\ \omega_y \\ \omega_z \end{bmatrix} = \Omega_{ABC} \begin{bmatrix} \omega_x \\ \omega_y \\ \omega_z \end{bmatrix} \quad (2.32)$$

Le modèle cinématique direct sert de modèle différentiel direct qui lie les variations infinitésimales dans l'espace opérationnel 0dX aux variations infinitésimales dans l'espace articulaire dq .

$${}^0dX = L_a {}^0J_t(q) dq \quad (2.33)$$

avec ${}^0dX = {}^0[\Delta x \ \Delta y \ \Delta z \ \Delta A \ \Delta B \ \Delta C]^T$, $dq = [\Delta q_1 \ \Delta q_2 \ \Delta q_3 \ \Delta q_4 \ \Delta q_5 \ \Delta q_6]^T$ et

$$L_a = \begin{bmatrix} I_3 & 0_3 \\ 0_3 & \Omega_{ABC} \end{bmatrix}, \quad (2.34)$$

Le modèle cinématique direct sert également à établir un modèle statique d'équilibre qui établit une relation entre les forces et moments exercés par le robot sur l'environnement et les couples articulaires. Soient ${}^tF_e = {}^t[F_x \ F_y \ F_z \ M_x \ M_y \ M_z]^T$, le torseur d'interaction appliqué au point O_t et exprimé dans le repère outil, $\Gamma = [\Gamma_1 \ \Gamma_2 \ \Gamma_3 \ \Gamma_4 \ \Gamma_5 \ \Gamma_6]^T$, les couples articulaires induits par ce torseur :

$$\Gamma = {}^tJ_t^T(q) {}^tF_e \quad (2.35)$$

Le modèle cinématique du deuxième ordre permet de calculer les accélérations cartésiennes en fonction des positions, vitesses et accélérations articulaires. En dérivant l'équation (2.27), on établit :

$${}^0\ddot{X} = {}^0J_t(q)\ddot{q} + \frac{d}{dt} {}^0J_t(q)\dot{q} \quad (2.36)$$

2.4.2 Modèle cinématique inverse

Le modèle cinématique inverse permet de déterminer des vitesses articulaires en fonction des vitesses dans l'espace opérationnel spécifiées. Pour le robot 6 axes étudié, on a :

$$\dot{q} = {}^0J_t^{-1}(q) {}^0\dot{X} \quad (2.37)$$

L'inverse de la matrice jacobienne carrée est calculée pour tous les points de l'espace de travail sauf pour les points singuliers ($\det({}^0J_t(q)) = 0$) d'une cinématique 6 axes qui sont évités.

Les accélérations articulaires peuvent être calculées à partir de l'équation (2.36).

$$\ddot{q} = {}^0J_t^{-1}(q)[{}^0\ddot{X} - \frac{d}{dt} {}^0J_t(q) \dot{q}] \quad (2.38)$$

2.5 Modèles dynamiques

Le modèle dynamique inverse permet d'établir une relation entre les couples articulaires et les positions, vitesses et accélérations articulaires. Plusieurs formulations existent pour établir ce modèle. Les deux formalismes les plus usités sont ceux de Lagrange et de Newton-Euler. Dans un premier temps, nous introduisons le modèle dynamique rigide sans prise en compte des flexibilités. Les flexibilités sont discutées dans le §2.6. En utilisant le formalisme de Lagrange, l'expression générale du modèle dynamique du robot et des axes moteurs est :

$$\Gamma = M(q)\ddot{q} + C(q, \dot{q})\dot{q} + F_{fr}(\dot{q}) + G(q) + {}^tJ_t^T(q){}^tF_e \quad (2.39)$$

$$\Gamma_m = I_a\ddot{\theta} + N^{-T}\Gamma + F_{fm}(\dot{\theta}) \quad (2.40)$$

avec :

- $M(q)_{(6 \times 6)}$ est la matrice d'inertie généralisée du robot, symétrique et définie positive ;
- $\Gamma_{(6 \times 1)}$ représente les couples articulaires à la sortie des réducteurs ;
- $C(q, \dot{q})_{(6 \times 1)}$ représente le vecteur des couples dus aux effets centrifuges et de Coriolis ;
- $G(q)_{(6 \times 1)}$ représente les couples dus à la gravité. Pour le robot étudié, ce modèle intègre l'action du mécanisme de compensation de la gravité sur l'axe 2 ;
- $F_{fr}(\dot{q})_{(6 \times 1)}$ représente les forces de frottement des liaisons articulaires du robot ;
- ${}^tJ_t^T(q)_{(6 \times 6)}$ représente la transposée de la matrice jacobienne ;
- ${}^tF_{e(6 \times 1)}$ est le torseur qui représente les efforts appliqués par le robot sur l'environnement au point de contact O_t ;
- q, \dot{q}, \ddot{q} désignent respectivement les positions, les vitesses et accélérations articulaires du robot ;
- $I_{a(6 \times 6)}$ est la matrice d'inertie des moteurs ;
- $\Gamma_{m(6 \times 1)}$ représente le vecteur des couples moteurs ;
- N est la matrice des rapports de réduction des réducteurs ;
- $F_{fm}(\dot{\theta})_{(6 \times 1)}$ représente les forces de frottement sur les axes moteurs ;
- $\theta, \dot{\theta}, \ddot{\theta}$ représentent respectivement les positions, vitesses et accélérations angulaires des axes moteurs.

Différentes méthodes existent pour identifier les paramètres du modèle dynamique

parmi lesquelles la méthode IDIM-LS (*Inverse Dynamic Identification Model with Least Squares*) utilisable en boucle fermée et la méthode à erreur de sortie utilisable en boucle ouverte. Les deux méthodes ont été utilisées pour identifier les paramètres du modèle dynamique du robot Kuka KR500-2MT (Gautier et al., 2013). Les paramètres d'inertie des bras du robot et des moteurs ont été regroupés selon la méthode de regroupement développée dans Gautier and Khalil (1990); Gautier (1991) et les paramètres inertiels les plus influents dans le modèle dynamique ont été identifiés. En utilisant une méthode de simplification par intervalle, Wang (2016) a également identifié les paramètres inertiels minimaux pour le robot Kuka KR500-2MT.

La prise en compte des forces et couples de frottement au niveau des articulations, des réducteurs et des transmissions permet d'améliorer le modèle dynamique du robot en vue de sa commande. Dans la littérature, on dispose de modèles de frottement aussi simples que complexes (Armstrong-Hélouvy et al., 1994). On distingue les modèles de frottement statique et les modèles de frottement dynamique. Le modèle de frottement simple, le plus souvent utilisé, est celui du type frottement sec ou de Coulomb avec un terme visqueux (Bona and Indri, 2005). Une mise à jour de ce modèle consiste à prendre en compte l'effet Stribeck. Ce modèle de frottement de Stribeck a été utilisé dans Oueslati et al. (2012). Dans le cas des robots utilisés sous une charge variable, les forces/couples de frottement dépendent non seulement de la vitesse, mais aussi de la charge appliquée (Abba and Sardain, 2003; Hamon et al., 2010).

Pour prendre en compte des comportements plus complexes des phénomènes de frottement, des modèles dynamiques ont été élaborés. Parmi ces modèles, on compte les modèles de Dhal, de LuGre et de Maxwell. Le lecteur pourra se référer à Armstrong-Hélouvy et al. (1994) pour une description du modèle de Dhal. Le modèle de LuGre a été introduit dans De Wit et al. (1995) et celui de Maxwell a été utilisé dans Ruderman et al. (2009). Des modèles de frottement élasto-plastique à un état (Keck et al., 2017) ou à deux états (Ruderman and Bertram, 2013) sont également des modèles de frottement dynamique utilisés. Une revue des modèles de frottement peut être trouvée dans Bona and Indri (2005); Oleson et al. (1998); Armstrong-Hélouvy (2012).

Pour l'identification des couples de frottement du robot KR500-2MT, un modèle de frottement sec et visqueux a été utilisé dans l'identification globale effectuée par Gautier et al. (2013). Ce modèle de frottement, au niveau des articulations, s'écrit :

$$F_{fr}(\dot{q}) = F_s \text{sign}(\dot{q}) + B_s \dot{q} \quad (2.41)$$

et au niveau des moteurs, on a :

$$F_{fm}(\dot{\theta}) = F_m \text{sign}(\dot{\theta}) + B_m \dot{\theta} \quad (2.42)$$

avec F_s et F_m , les matrices des coefficients de frottement sec aux niveaux des articulations et des arbres moteurs; B_s et B_m , les matrices des coefficients de frottement visqueux au niveau des articulations et des arbres moteurs. Le Tableau 2.3 regroupe les valeurs identifiées de l'ensemble des couples de frottement ramenés au niveau des articulations.

Tableau 2.3 – Coefficients du modèle de frottement

Paramètres	Valeurs (Nm)	Paramètres	Valeurs (Nm/[rad/s])
F_{s1}	$9,36 \cdot 10^2$	B_{s1}	$8,63 \cdot 10^3$
F_{s2}	$1,62 \cdot 10^3$	B_{s2}	$8,04 \cdot 10^3$
F_{s3}	$1,70 \cdot 10^3$	B_{s3}	$9,73 \cdot 10^3$
F_{s4}	$1,82 \cdot 10^2$	B_{s4}	$1,03 \cdot 10^3$
F_{s5}	$3,67 \cdot 10^2$	B_{s5}	$1,66 \cdot 10^3$
F_{s6}	$2,00 \cdot 10^2$	B_{s6}	$7,95 \cdot 10^2$

L'expression des couples de gravité en fonction des positions articulaires est déterminée grâce au logiciel Symoro de [Khalil et al. \(1989\)](#). Le robot Kuka KR500-2MT étudié dispose d'un compensateur de gravité sur l'axe 2. Un modèle de ce compensateur a été développé et identifié dans [Gautier et al. \(2013\)](#).

Pour le robot Kuka étudié, les axes 4, 5 et 6 sont couplés. La matrice des rapports de réduction n'est pas diagonale et se décline comme suit :

$$N = \begin{bmatrix} N_1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & N_2 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & N_3 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & N_4 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & N_{54} & N_5 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & N_{64} & N_{65} & N_6 \end{bmatrix} \quad (2.43)$$

Les valeurs numériques des rapports de réduction du robot Kuka KR500-2MT sont consignées dans le Tableau 2.4. Le modèle dynamique présenté dans ce paragraphe est un modèle rigide et ne prend pas en compte les flexibilités du robot. Les robots étant conçu avec des éléments flexibles, leur utilisation sous forte charge fait apparaître des déformations dans leur structure; ce qui affecte les précisions statique et dynamique. Ceci nécessite donc l'identification d'un modèle de déformation pour améliorer la précision des robots.

2.6 Modèle de déformation

La rigidité d'un robot caractérise son comportement en déformation due aux efforts. Les déformations ont lieu dans les corps du robot et dans les articulations. Le compor-

Tableau 2.4 – Rapports de réduction du robot KR500-2MT

Paramètres	Valeurs
N_1	3755/8
N_2	3755/8
N_3	76725/152
N_4	-5473/21
N_5	-44096/175
N_{54}	-7/1664
N_6	37851/230
N_{64}	-64055/10497344
N_{65}	230/37851

tement en déformation est caractérisé par une matrice, dite de rigidité qui peut être représentée par des scalaires ou des quaternions duales (Li et al., 2019). Il existe différentes méthodes pour modéliser les déformations d'un robot en vue de la prédiction des déflexions : la méthode par apprentissage, la méthode par éléments finis, la méthode par poutre déformable, la méthode des liaisons virtuelles (*Virtual Joint Method*, en anglais).

Différentes techniques d'intelligence artificielle sont utilisées pour prédire les déflexions liées aux déformations d'un robot. Yuan et al. (2018) utilise une technique d'apprentissage automatique extrême (*Extreme Machine Learning* (ELM), en anglais). A partir d'un ensemble de mesures de positions et d'erreurs sur les positions, un modèle ELM est entraîné afin de prédire des déflexions d'un robot. Une technique basée sur les réseaux de neurones est également utilisée (Aoyagi et al., 2010; Wang et al., 2012). Une approche par logique floue est utilisée par Marie et al. (2013) pour prédire aussi les déflexions. Un ensemble de règles est construit à partir d'une base de données de mesure de déplacements et de forces externes. Ainsi, en fonction des positions articulaires et des forces externes en entrée du système d'inférence, les déflexions sont déterminées en sortie. Ces approches présentent l'avantage de ne pas nécessiter d'hypothèses sur les sources de flexibilités et prend en compte des non-linéarités du robot dans la modélisation. Mais ils nécessitent une base de données d'apprentissage importante pour plus d'efficacité.

Pour les autres méthodes, des hypothèses sont généralement faites sur les sources de flexibilité.

La méthode par éléments finis permet de déterminer les matrices de rigidité des corps et des articulations à partir de la modélisation géométrique des corps et des articulations dans les logiciels de CAO et la simulation numérique. Cette méthode a été utilisée dans Klimchik et al. (2013); Klimchik (2011) pour identifier avec une précision de 0,1% la matrice de rigidité d'un robot orthoglide en tenant en compte de la forme réelle des corps et les particularités des articulations. Sun and Fang (2018) ont également utilisé la méthode par éléments finis pour identifier la matrice de rigidité d'un robot présentant

une chaîne cinématique ouverte et une chaîne cinématique fermée. En utilisant le module *Generative Structural Analysis* de CATIA, [Dumas \(2011\)](#) modélise un robot sériel Kuka KR270 sous l'hypothèse de corps flexibles et de liaisons rigides. L'auteur montre que les déformations des corps contribuent à hauteur de 25 % dans le déplacement de l'effecteur. Malgré la précision de cette méthode, elle nécessite d'avoir les modèles CAO des corps du robot que les constructeurs rechignent à fournir. Quand ces modèles sont disponibles, un temps de traitement numérique assez élevé est nécessaire. Cette méthode par éléments finis n'est donc pas optimale pour une utilisation en milieu industriel.

Pour la méthode de déformation de type poutre, les corps et les articulations du robot sont considérés comme des poutres déformables selon l'hypothèse d'Euler-Bernoulli ([Deblaise et al., 2006](#)). [Damak \(1996\)](#) fait l'hypothèse de la flexibilité des corps et des articulations. Pour les corps, l'auteur prend en compte les déformations dues aux sollicitations de deux (2) flexions et d'une (1) torsion. Pour les articulations, il prend en compte les déformations dans les directions axiale et radiale. Ces hypothèses ont été utilisées pour identifier la matrice de rigidité d'un robot Acma SR400. Pour un robot KUKA-IR663 utilisé pour de l'usinage, ([Marie and Maurine, 2008](#); [Marie et al., 2013](#)) prend également en compte les flexibilités des corps et des articulations. Pour les corps, en plus des déformations dues aux sollicitations de flexion et de torsion, l'auteur prend en compte aussi une déformation due à une sollicitation de traction/compression. Pour les articulations, les déformations dans les directions axiales et radiales sont prises en compte. En supposant le poignet du robot rigide, l'auteur identifie la matrice de rigidité des trois premiers axes du robot.

La méthode la plus usitée pour les robots sériels est la méthode des liaisons virtuelles. Cette méthode reprend la technique traditionnelle de représentation des déformations par un ressort de torsion ([Salisbury, 1980](#)) en décrivant l'ensemble des éléments flexibles du robot comme des éléments rigides auxquels sont associés des liaisons élastiques localisées virtuelles. Cette méthode est encore appelée la méthode par rigidité localisée.

La méthode par rigidité localisée a été utilisée dans [Klimchik et al. \(2014a, 2015\)](#). Dans ces travaux, il est pris en compte les flexibilités des corps et des articulations. La rigidité de chaque corps du robot est caractérisée par une matrice 6×6 qui caractérise les déformations en translation et en rotation et chaque articulation par un coefficient de raideur qui caractérise la déformation en torsion dans la direction axiale. Un modèle à 258 coefficients est donc établi pour un robot sériel à 7 corps et 6 articulations. Parmi ces coefficients, certains sont redondants à cause des propriétés de symétrie de la matrice de rigidité ; d'autres sont non identifiables. L'auteur utilise donc des méthodes algébriques et statistiques de réduction de modèles afin de pouvoir identifier un modèle minimal de matrice de rigidité en milieu industriel. L'application de cette méthode sur un robot Kuka KR270 a permis de réduire le nombre de coefficients de la matrice de rigidité de 258 à 27 qui ont été identifiés.

Cependant, pour (Dumas, 2011), l'analyse des sources de flexibilités d'un robot sériel a montré que les déformations des corps du robot peuvent être négligées devant celle des articulations. A partir de méthodes expérimentales basées sur la mesure des déformations des corps et des articulations, l'auteur montre que 75% du déplacement de l'organe terminal du robot est dû aux déformations en rotation dans les articulations. Ainsi, pour chaque articulation, un modèle à 3 coefficients est utilisé par Zaeh and Roesch (2014) pour caractériser les déformations des axes. Schneider et al. (2014) montre que les déformations en rotation dans la direction axiale sont les plus significatifs dans le déplacement de l'effecteur. Ainsi pour un robot sériel à 6 axes, un modèle à 6 coefficients est utilisé pour déterminer la matrice de rigidité ; chaque coefficient caractérisant la déformation en rotation autour de l'axe géométrique de la liaison. Pour identifier ces coefficients de raideur, des moyens de mesure externe tels que les lasers de poursuite, les capteurs optiques de photogrammétrie ou les machines à mesurer tridimensionnelles sont mis en œuvre pour la mesure des déplacements (Maurine and Quinet, 2013) ainsi que les capteurs de forces/couples pour la mesure des efforts extérieurs. Cette méthode a été utilisée dans plusieurs travaux parmi lesquels on peut citer Cordes and Hintze (2017); Schneider et al. (2014); Guérin et al. (2014); Slavković et al. (2013); Klimchik et al. (2013); Olabi et al. (2012); Dumas et al. (2012, 2011); Abele et al. (2008b, 2007); Alici and Shirinzadeh (2005). Au niveau industriel, le déploiement des moyens de mesure externes de déplacement nécessite de lourds investissements et sa mise en œuvre peut s'avérer fastidieuse. Ainsi, dans les travaux de Jubien et al. (2014); Qin (2013); Gautier et al. (2013), une méthode qui utilise uniquement un capteur d'effort externe est développée. Il s'agit d'effectuer une série d'essais dans des configurations différentes des axes du robot avec l'organe terminal du robot bloqué contre un dispositif rigide. La mesure des positions angulaires des axes moteurs est donnée par la commande du robot et la mesure de l'effort est donnée par le capteur d'effort externe. Les valeurs des raideurs sont ensuite déduites par l'algorithme des moindres carrés pondérés. Cette méthode a été appliquée au robot KR500-2MT de l'Institut de Soudure et a permis d'identifier les raideurs articulaires des axes 1, 2 et 3 avec des erreurs respectives de 0,68%, 0,69%, 1,09%. La difficulté de cette méthode réside dans le placement du robot dans une configuration particulière afin de déterminer les raideurs de chaque axe. Les raideurs des axes 4, 5 et 6 n'ont pas pu être identifiées avec cette méthode. Le Tableau 2.5 donne les valeurs de raideur identifiées pour les axes 1, 2 et 3 du robot Kuka KR500-2MT. Ces valeurs de raideur sont considérées pour la suite de ce travail. Pour les raideurs des axes 4, 5 et 6, nous considérons les valeurs identifiées par Guérin et al. (2014) pour un robot KR500 L480-2 MT qui possède les mêmes axes d'orientation que le robot KR500-2MT. Le Tableau 2.6 donne les coefficients de raideur des axes 4, 5 et 6 identifiés par Guérin et al. (2014).

Ainsi, la matrice de rigidité K du robot Kuka KR500 2-MT de l'Institut de Soudure utilisée dans ce travail est une matrice diagonale formée par les coefficients de raideur de

Tableau 2.5 – Coefficients de raideur des axes 1, 2 et 3 (Gautier et al., 2013)

Paramètres	Valeurs (Nm/rad)
Axe 1 (K_1)	$6,21 \cdot 10^6$
Axe 2 (K_2)	$6,66 \cdot 10^6$
Axe 3 (K_3)	$3,91 \cdot 10^6$

Tableau 2.6 – Coefficients de raideur des axes 4, 5 et 6 (Guérin et al., 2014)

Paramètres	Valeurs (Nm/rad)
Axe 4 (K_4)	$5,6 \cdot 10^5$
Axe 5 (K_5)	$6,6 \cdot 10^5$
Axe 6 (K_6)	$4,7 \cdot 10^5$

chacun des 6 axes du robot.

$$K = \text{diag}[K_1 \ K_2 \ K_3 \ K_4 \ K_5 \ K_6] \quad (2.44)$$

La Figure 2.5 schématise la modélisation de la rigidité localisée d'une articulation par un ressort de torsion autour de l'axe géométrique de la liaison.

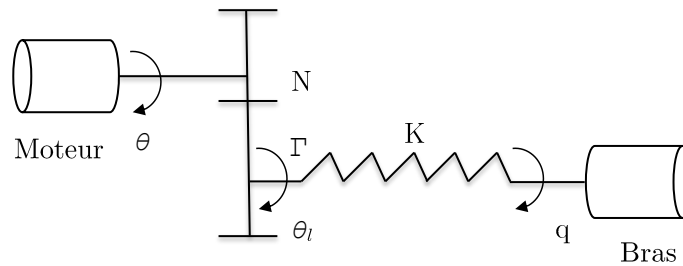


Figure 2.5 – Modélisation d'une articulation flexible à 1 degré de liberté

Le couple à la sortie des réducteurs Γ est défini par :

$$\Gamma = K(\theta_l - q) \quad (2.45)$$

avec $\theta_l = N^{-1}\theta$, les positions des axes moteurs après les réducteurs. La déformation du robot dans l'espace articulaire est donnée par :

$$\Delta q = N^{-1}\theta - q \quad (2.46)$$

En réécrivant l'équation (2.45), nous obtenons :

$$\Gamma = K\Delta q \quad (2.47)$$

A partir de l'équation (2.47), la déformation articulaire est calculée par :

$$\Delta q = K^{-1}\Gamma \quad (2.48)$$

Or, $\Gamma = J_t^T F_e$ (équation (2.35)) et $\Delta X = L_a J_t \Delta q$ (équation (2.33)). Alors, la déformation

dans l'espace opérationnel est calculée par :

$$\Delta X = L_a J_t K^{-1} J_t^T F_e \quad (2.49)$$

L'équation (2.49) peut être réécrite par :

$$\Delta X = L_a H(q) F_e \quad (2.50)$$

avec $H(q)_{6 \times 6} = J_t K^{-1} J_t^T$ la matrice de souplesse. La matrice H est une matrice symétrique et peut se mettre sous la forme :

$$H(q) = \begin{bmatrix} H_{1(3 \times 3)} & H_{2(3 \times 3)} \\ H_{2(3 \times 3)}^T & H_{3(3 \times 3)} \end{bmatrix} \quad (2.51)$$

avec H_1 la matrice qui lie les forces extérieures aux déflexions en position, H_3 la matrice qui lie les moments extérieurs aux déformations en orientation de l'espace opérationnel et H_2 la matrice de couplage entre les moments et les positions.

Pour une orientation donnée, on peut établir une cartographie de la souplesse en position du robot dans son espace de travail en étudiant la sous-matrice H_1 . La matrice H étant symétrique, H_1 l'est aussi et peut se mettre sous la forme :

$$H_1 = \begin{bmatrix} H_{xx} & H_{xy} & H_{xz} \\ H_{xy} & H_{yy} & H_{yz} \\ H_{xz} & H_{yz} & H_{zz} \end{bmatrix} \quad (2.52)$$

Ainsi, nous pouvons tracer une cartographie des souplesses principales H_{xx} , H_{yy} , H_{zz} , et des souplesses de couplage H_{xy} , H_{xz} , H_{yz} dans l'espace de travail du robot.

2.7 Cartographie de la souplesse du robot dans l'espace de travail

Considérons le plan horizontal (x, y) comme plan de travail. L'orientation ($A = 0^\circ$, $B = 0^\circ$, $C = 180^\circ$) positionne la broche de soudage dans le plan perpendiculaire au plan de travail (x, y) (Figure 2.6). Pour un niveau z du repère de base donné, une cartographie est établie dans le plan (x, y) limité aux dimensions $-1400 \text{ mm} \leq x \leq 1400 \text{ mm}$ et $1000 \text{ mm} \leq y \leq 2400 \text{ mm}$.

La Figure 2.7 montre les souplesses principales et de couplage du robot pour un niveau $z = 800 \text{ mm}$. On remarque que la souplesse principale dans la direction x augmente quand le centre d'outil s'éloigne de l'origine du repère de base du robot (les corps 2 et 3 sont dans une position étendue). Ceci s'explique par l'augmentation du bras de levier au fur

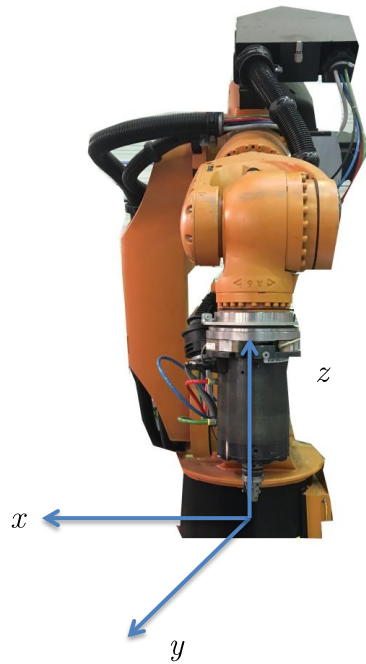


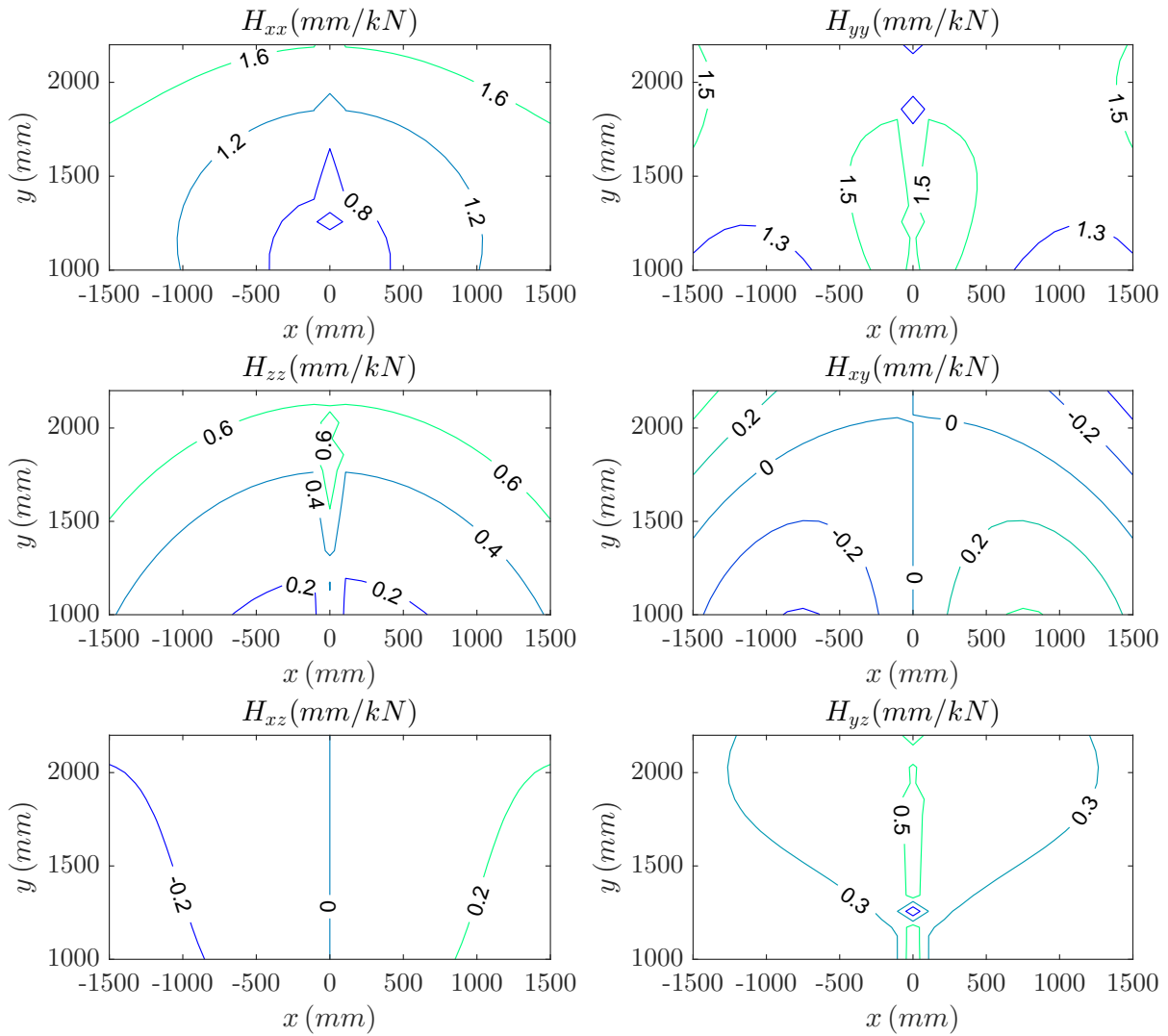
Figure 2.6 – Robot et le plan de travail (x, y)

et à mesure que les corps 2 et 3 se déploient. La souplesse des axes 1 et 4 contribuent principalement à la souplesse cartésienne dans cette direction. La souplesse principale dans la direction y est presque constante dans l'espace de travail choisi. Les axes 1, 2, 3 et 5 contribuent principalement à la souplesse dans la direction y . Les souplesses dans les directions x et y sont supérieures à la souplesse dans la direction z . Les axes 2 et 3 et 5 contribuent principalement à la souplesse dans la direction z . Les souplesses de couplage sont moins élevées que les souplesses principales. Cependant, dans la zone où le bras de levier est très important, les couplages entre les directions x et y peuvent être non négligeables. Et aussi, la contribution de ces souplesses de couplage dans les déflexions cartésiennes dépendent principalement du rapport entre les efforts F_x , F_y et F_z .

Pour des efforts extérieurs fixés, une cartographie de la déflexion latérale dans le plan (x, y) peut être établie. Nous prenons un point de fonctionnement dans le domaine de soudabilité opératoire pour lequel les efforts appliqués par le robot sur l'environnement exprimés dans le repère outil sont $F_x = 420$ N, $F_y = -150$ N, $F_z = 8000$ N. En utilisant l'équation (2.49), on peut estimer les déflexions dans l'espace cartésien dues aux efforts extérieurs.

Considérons un cas de soudage rectiligne dans la direction $x+$. La Figure 2.8 montre la cartographie de la déflexion latérale pour 4 niveaux de z différents : $z = 0$ mm, $z = 400$ mm, $z = 800$ mm, $z = 1200$ mm.

On remarque qu'on peut trouver pour chaque niveau z donné des zones dans le plan (x, y) où la déflexion latérale est minimale. La Figure 2.9 montre que le niveau $z = 1200$ mm permet d'avoir une plus grande zone de soudage dans le plan (x, y) avec une


 Figure 2.7 – Souplesses du robot dans le plan horizontal (x, y) (niveau $z = 800$ mm)

déflexion minimale que les niveaux $z = 800$ mm, $z = 400$ mm et $z = 0$ mm.

Ainsi pour un niveau z donné, une trajectoire de soudage rectiligne peut s'effectuer suivant plusieurs directions. En prenant l'exemple de quatre (4) directions de soudage $(x+, x-, y+, y-)$, la Figure 2.10 montre la cartographie de la déflexion latérale pour les directions de soudage $x+$ et $x-$ et la Figure 2.11 montre la cartographie pour les directions $y+$ et $y-$ pour le niveau $z = 1200$ mm. On remarque que pour deux directions opposées, $(x+ / x-, y+ / y-)$, la répartition de la déflexion dans le plan (x, y) n'est pas la même, ce que confirme les observations expérimentales de [De Backer et al. \(2010\)](#). En changeant de direction de soudage, les forces F_x , F_y changent de signe dans le repère de base en induisant ainsi des moments de torsion différent dans les articulations. Aussi, dans le plan (x, y) , les zones de déflexion minimale changent en fonction des directions

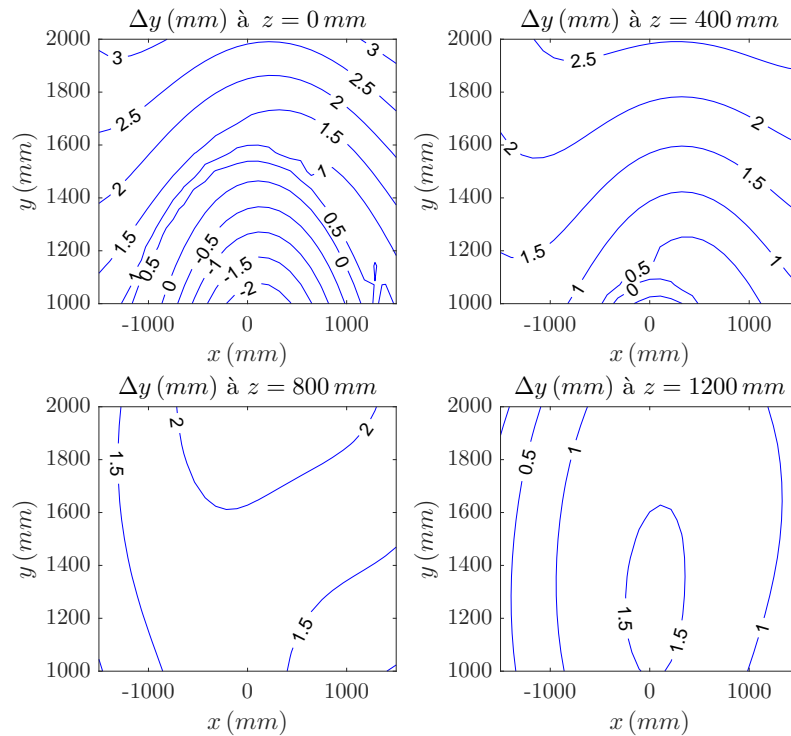


Figure 2.8 – Cartographie de la déflexion latérale dans le plan (x, y) pour 4 niveaux de z

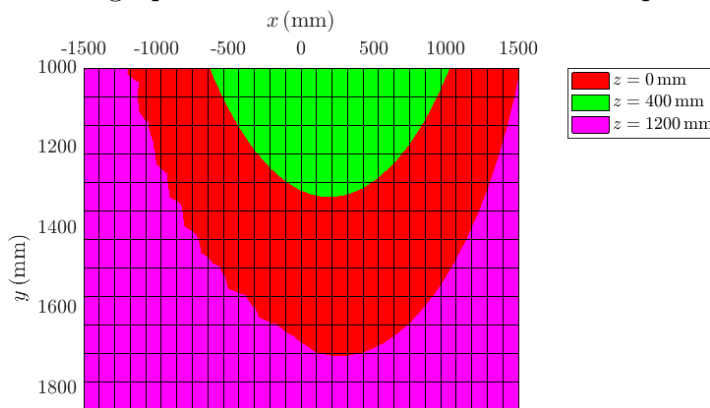


Figure 2.9 – Zones de déflexion minimale dans le plan (x, y) en fonction du niveau z

de soudage. La Figure 2.12 montre les zones dans le plan (x, y) pour lesquelles on obtient une déflexion minimale pour une direction de soudage donnée. On peut donc remarquer que le soudage suivant les directions $y+$ et $y-$ offre une plus grande zone de travail avec une déflexion minimale que le soudage suivant les directions $x+$ et $x-$.

Toutes ces analyses montrent que pour une trajectoire de soudage définie, ce dernier peut être placé dans une configuration optimale afin de réduire les déflexions latérales dues aux efforts extérieurs.

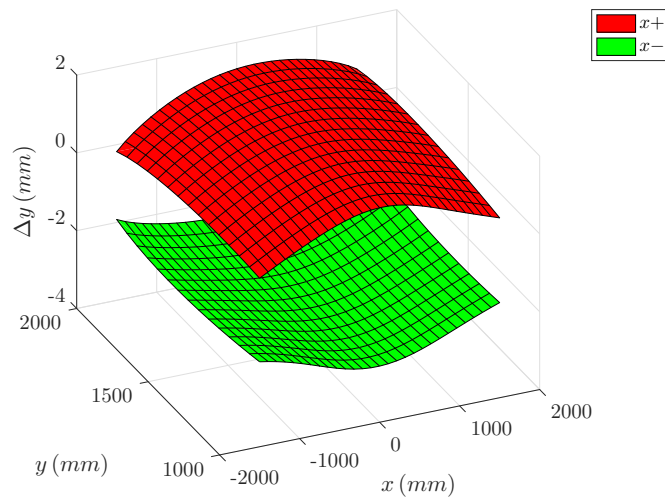


Figure 2.10 – Cartographie de la déflexion latérale pour les directions de soudage $x+$ et $x-$ (niveau $z = 1200$ mm)

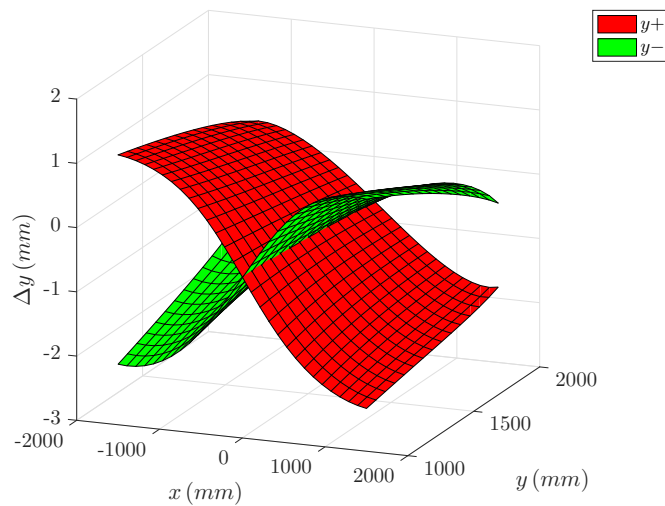


Figure 2.11 – Cartographie de la déflexion latérale pour les directions de soudage $y+$ et $y-$ (niveau $z = 1200$ mm)

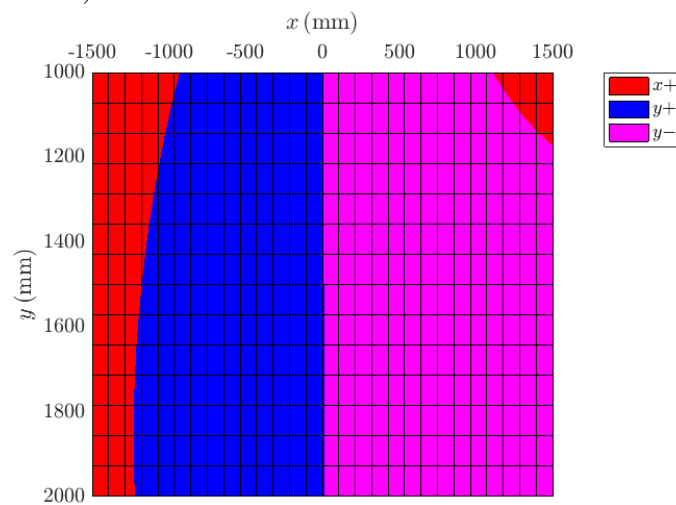


Figure 2.12 – Zones de déflexion minimale dans le plan (x, y) en fonction de la direction de soudage (niveau $z = 1200$ mm)

2.8 Etude d'un placement de tâches

Considérons un outillage expérimental dans lequel une trajectoire "arc de cercle" est définie (Figure 2.13). L'objectif du placement de tâches consiste à déterminer les coordonnées du repère pièce (O_p, x_p, y_p, z_p) dans le repère de base du robot pour lesquelles les déflexions latérales le long de la trajectoire "arc de cercle" sont minimales. Il s'agit donc de déterminer la position (${}^0[x_p, y_p, z_p]^T$) et l'orientation (${}^0[A_p, B_p, C_p]^T$) du repère de la pièce dans le repère de base R_0 . Compte tenu des contraintes liées au bridage de la pièce lors d'un soudage FSW, nous limitons le placement de la pièce dans le plan horizontal (x, y) du repère de base. Ainsi, les angles B_p et C_p sont fixés à 0° . La variable A_p permet la rotation de la pièce dans le plan horizontal autour de l'axe vertical et ainsi de faire varier les directions de soudage. Alors, les variables d'optimisation sont : $[x_p y_p z_p A_p]^T$.

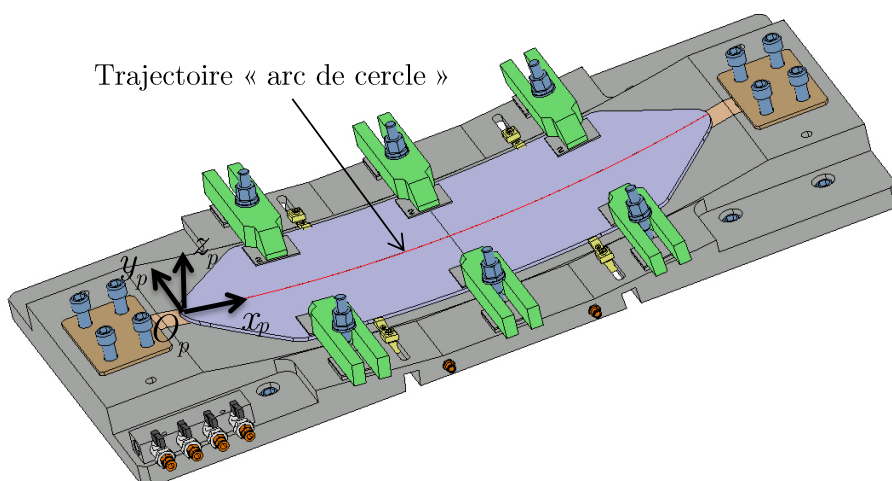


Figure 2.13 – Trajectoire "arc de cercle" définie dans un outillage

La fonction objectif à évaluer est le maximum des déflexions latérales le long de la trajectoire. La trajectoire est discrétisée en n points. Les coordonnées des points de la trajectoire sont connues dans le repère pièce. Pour chaque position et chaque orientation du repère de la pièce, on peut déterminer les déflexions du robot en chaque point de la trajectoire à partir de l'équation (2.49). La fonction objectif est donc : $f = \min [\max(|\Delta y_i|)] i = 1 \dots n$.

Les limites articulaires définies en Annexe A.2 constituent des contraintes pour ce problème d'optimisation : $q^{min} \leq q^i \leq q^{max}$ avec q^i , les coordonnées articulaires calculées au point i .

Le problème d'optimisation est formulé ainsi :

$$\begin{aligned} & \text{minimiser } \max (|\Delta y_i|) \quad i = 1 \dots n \\ & \text{avec la variable d'optimisation } [x_p \ y_p \ z_p \ A_p]^T, \\ & \text{tel que } q^{min} \leq q^i \leq q^{max}. \end{aligned} \tag{2.53}$$

Pour résoudre ce problème, nous utilisons la fonction *fmincon* du logiciel MATLAB qui permet la résolution de problème d'optimisation multivariable non linéaire sous contraintes. La trajectoire "arc de cercle" illustrée à la Figure 2.13 est discrétisée en 100 points. La mise en œuvre de l'algorithme d'optimisation pour cette trajectoire donne une solution $x_p = 356,643$ mm, $y_p = 1048,489$ mm, $z_p = 987,263$ mm, $A_p = 57,77^\circ$ avec une valeur de la fonction objectif égale à 0.0089 mm. Pour cet emplacement optimisé, la Figure 2.14 montre la déflexion latérale calculée pour les 100 points de la trajectoire. Ainsi pour cet emplacement, les déflexions latérales vont de $-0,0089$ mm à $0,0089$ mm.

Les contraintes de bridage liées au positionnement de l'outillage à la hauteur $z_p = 987,263$ mm avec une orientation de $57,77^\circ$ font qu'aucun essai de validation n'a été effectué à cet emplacement optimal. L'outillage est donc placé dans un emplacement dans la cellule robotisée qui permet le bridage des pièces et les déviations sont corrigées à partir des méthodes développées.

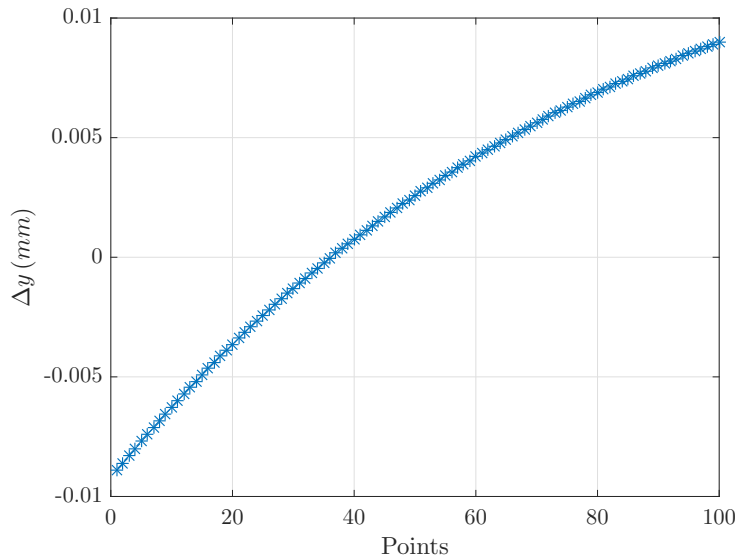


Figure 2.14 – Déflexions latérales (emplacement de l'outillage optimisé)

2.9 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons d'abord établi les différents modèles du robot manipulateur KR500-2MT. A partir du formalisme de Denavit Hartenberg modifié, le modèle géométrique direct a été établi. En utilisant la méthode de Peiper (1968) pour les robots à poignet rotule, le modèle géométrique inverse a été établi. Les formulations analytiques des modèles cinématiques et du modèle dynamique ont été explicitées. Le modèle de déformation du robot Kuka KR500-2MT identifié par Gautier et al. (2013) a été introduit. A partir de ce modèle de déformation, une cartographie des souplesses du robot dans un sous-espace de travail a été ensuite analysée et, en fixant des efforts extérieurs, une

simulation numérique des déformations du robot dans le plan horizontal pour différents niveaux de hauteur z a été effectuée. Il en ressort qu'il existe pour un niveau de hauteur z donné, des zones dans le plan (x, y) dans lesquelles la déflexion est minimale. La détermination de ces zones permet a priori de minimiser les déformations dues aux efforts extérieurs. Pour des efforts fixés pour le cas de soudage de l'aluminium 2024-T3 d'épaisseur 2 mm, une plus grande zone de raideur maximale a été déterminée pour le niveau $z = 1200$ mm. Enfin, une étude sur le placement optimal d'une tâche a été réalisée. En définissant une trajectoire "arc de cercle" dans un outillage expérimental, une position et une orientation du repère pièce qui permettent d'avoir le minimum de déflexions latérales le long de la trajectoire ont été déterminées en formulant un problème d'optimisation non linéaire. Dans un environnement industriel, cette méthode permet de placer la pièce à souder dans un positionnement et de fixer une direction de soudage pour avoir le moins de déviations possibles dues aux efforts extérieurs. Cependant, les contraintes de bridage peuvent faire que cet emplacement optimal ne peut être utilisé pour le soudage. Des méthodes de correction doivent être mises en œuvre pour corriger les déflexions du robot. Quel que soit l'emplacement d'une pièce dans l'espace de travail du robot, les déflexions du robot peuvent être estimées à partir des modèles établis. Ainsi, dans le chapitre 3, une méthode de correction de trajectoire du robot basée sur ces modèles est présentée.

3

Planification de trajectoires hors-ligne avec correction des déviations

Sommaire

3.1	Introduction	58
3.2	Approximation d'une trajectoire issue d'un modèle CAO . . .	60
3.3	Estimation de déflexions sur une trajectoire FSW	65
3.4	Méthodologie pour la planification de trajectoires adaptées au FSW	66
3.5	Dispositif expérimental	66
3.6	Expérimentations sur une trajectoire "arc de cercle"	68
3.7	Expérimentations sur une trajectoire "sinus"	77
3.8	Expérimentations sur une trajectoire sous forme de "Z" . . .	82
3.9	Conclusion	90

3.1 Introduction

Dans le chapitre précédent, nous avons établi les modèles du robot. A partir du modèle de déformation, les déflexions du robot sur une tâche FSW peuvent être anticipées. Ainsi, la connaissance a priori des déflexions du robot permet d'envisager une planification de trajectoires du robot avec une intégration des déflexions dans le but de corriger les déviations de trajectoire. Notons ici que le terme "trajectoire" est utilisé pour désigner le chemin formé par l'ensemble des points d'une ligne de joint de soudure que parcourt l'effecteur du robot afin de réaliser une tâche FSW.

Il existe différentes techniques de planification ou de programmation de trajectoire du robot (Pan et al., 2012). La méthode classique utilisée est la méthode de programmation par apprentissage. Pour cette méthode, l'opérateur est présent dans la cellule robot et fait des déplacements manuels pour "apprendre" au robot un ensemble de points appartenant à la trajectoire à effectuer. La précision des points appris dépend ainsi de la dextérité de l'opérateur. Pour des trajectoires complexes, cela implique un temps long de programmation et des erreurs de précision au cours de l'apprentissage manuelle (Dombre, 1998). L'opérateur étant présent dans la cellule, celle-ci serait donc mise en attente dans le cas d'une production ce qui peut entraîner une chute de gains de productivité.

Contrairement à la méthode de programmation par apprentissage, des systèmes de CAO-robotique ont été mis en place pour effectuer une génération automatique de trajectoire sans la présence de l'opérateur dans la cellule robotisée. Il s'agit de la méthode de programmation hors-ligne (PHL). Les systèmes de CAO-robotique permettent de générer à partir des modèles CAO de la pièce le programme correspondant aux points de la trajectoire à exécuter par le robot. Les stations CAO sont munies des logiciels graphiques qui permettent de modéliser tout l'environnement de la cellule robotisée (robot, encombrement, pièces, outils), de mettre au point les trajectoires nominales en tenant compte des paramètres du procédé et de simuler la tâche à exécuter. La simulation permet de vérifier la capacité du robot à accomplir la tâche envisagée dans son espace de travail et de détecter d'éventuelles collisions. Une fois les trajectoires nominales extraites de la CAO, le *post-processing* permet de convertir ces trajectoires en langage robot interprétables par les contrôleurs de robots qui réaliseront les trajectoires générées. Parmi les logiciels de PHL disponibles sur le marché, on peut distinguer les logiciels développés par les constructeurs et spécifiques à leur gamme de robots et les logiciels développés par des tiers compatibles avec différentes gammes de robots. Quelques exemples de logiciels de PHL sont listés dans le Tableau 3.1. Ces logiciels sont utilisés pour diverses applications (Dong et al., 2007; Wan et al., 2007). Des chercheurs ont également mis au point des techniques de programmation hors-ligne pour diverses applications robotisées parmi lesquelles on peut citer l'ébavurage de composants aérospatiaux (Leali et al., 2013), la peinture au pistolet (Andulkar et al., 2015; Chen et al., 2015) et le revêtement laser (Zheng et al., 2016). Le lecteur pourra se

référer aux différents travaux suivants pour d'autres applications : [Ferreira et al. \(2017\)](#); [Golz et al. \(2016\)](#); [Vuong et al. \(2015\)](#); [Neto and Mendes \(2013\)](#); [Zhu et al. \(2013\)](#); [Yin et al. \(2013\)](#); [Pan et al. \(2012b\)](#); [Polden et al. \(2011\)](#); [Neto et al. \(2010\)](#). Pour le RFSW, [Sorin and Kalaykov \(2007\)](#) ont proposé une méthode hors-ligne pour la programmation de trajectoire mais leur méthode ne prend pas en compte les déflexions du robot dues aux forces du procédé. Ainsi, nous proposons dans ce chapitre une méthode hors-ligne de génération de trajectoire qui tient compte des déviations de trajectoire. Il faut noter qu'outre la compensation des déformations élastiques, la garantie d'une méthode de programmation hors-ligne encore plus efficace nécessite un étalonnage géométrique du robot pour la compensation des erreurs géométriques ([Damak, 1996](#)). L'étalonnage géométrique des robots industriels a été largement exposé dans les documents scientifiques tels que [Damak \(1996\)](#), [Douss \(1996\)](#), [Maurine \(1996\)](#), [Besnard \(2000\)](#), [Quinet and Maurine \(2006\)](#), [Douilly \(2009\)](#), [Filion \(2015\)](#), [Khalil and Dombre \(2004\)](#), [Maurine and Quinet \(2013\)](#) et n'est donc pas abordé dans ce travail. Toutefois, dans les applications où d'importants efforts extérieurs sont présents comme le FSW, les déformations élastiques constituent la source majeure d'erreurs dégradant la précision de pose des robots industriels ([Gong et al., 2000](#); [Meggiolaro et al., 2005](#)).

Tableau 3.1 – Quelques exemples de logiciels commerciaux de PHL

Type	Logiciels	Sociétés
Constructeur	Kuka.Sim	Kuka Robotics
	RobotStudio	ABB
	MotoSim	Yaskawa/Motoman
	Roboguide	Fanuc
	Stäubli Robotics Suite	Stäubli
Tiers	Delmia	Dassault Systèmes
	RobotMaster	Jabez Technologies
	Robcad	Siemens
	RoboDK	RoboDK
	Rhinorobot	Kinematiq

Pour générer un parcours de l'effecteur du robot à partir d'une trajectoire CAO, diverses techniques d'interpolation ou d'approximation sont utilisées. Les interpolations linéaires, les interpolations par spline, les approximations par les courbes de Bézier, Bézier composite, B-splines ou NURBS ("*Non Uniform Rational B-spline*") sont ainsi utilisées. Dans les logiciels commerciaux de PHL à l'instar de RobotMaster[©] utilisé à l'Institut de Soudure, une technique d'interpolation linéaire est utilisée pour générer la trajectoire du robot pour une tâche FSW. [Jahanpour et al. \(2016\)](#) ont utilisé une méthode NURBS pour générer une trajectoire à partir d'un modèle CAO de pièces dans une application d'usinage; [Neubauer and Muller \(2015\)](#) ont utilisé les courbes B-splines pour une application

de polissage ; et [Giberti et al. \(2017\)](#) ont utilisé les courbes de Bézier pour une application de fabrication additive. Les courbes de Bézier, B-splines et NURBS ont une continuité C^∞ , donc elles permettent la planification de trajectoires lisses avec des positions/orientations, des vitesses et des accélérations continues. Il faut noter que les courbes B-splines sont une généralisation des courbes de Bézier et les courbes NURBS une généralisation des courbes B-splines.

Dans ce chapitre, nous explorons la planification de trajectoire par les courbes de Bézier et les courbes B-splines. Les techniques d'approximation de trajectoire CAO par les courbes de Bézier et les courbes B-splines sont présentées dans le §3.2. Dans le §3.3, le modèle de correction qui permet de compenser les déflexions du robot est présenté. Dans le §3.4, les différentes étapes de la méthodologie de planification hors-ligne de trajectoire adaptée au RFSW sont présentées. Les différentes validations expérimentales de la méthodologie sont ensuite abordées. Le dispositif expérimental est présenté au §3.5. Les validations expérimentales sur une trajectoire en forme d'arc de cercle, une trajectoire en forme de courbe sinusoïdale et une trajectoire en forme de Z sont respectivement présentées aux §3.6, §3.7 et §3.8. La conclusion est donnée au §3.9.

3.2 Approximation d'une trajectoire issue d'un modèle CAO

Une tâche de planification de trajectoire consiste à définir le parcours que l'effecteur doit suivre en spécifiant les positions et les orientations du robot le long de la trajectoire. Pour ce faire, une trajectoire de soudage définie dans un modèle CAO peut être modélisée par des fonctions explicites ou par des approximations de fonctions paramétriques dans le cas de trajectoires de soudage complexes en l'occurrence le soudage de pièces industrielles à double courbure.

3.2.1 Extraction de parcours d'outil à partir d'un modèle CAO

Différentes méthodes peuvent être utilisées pour extraire des informations d'une trajectoire définie dans un modèle CAO. [Zheng et al. \(2016\)](#) et [Sorin and Kalaykov \(2007\)](#) ont développé des algorithmes permettant d'extraire des informations topologiques, telles que des lignes et des arcs, définissant ainsi des fonctions par morceaux tandis que [Neto and Mendes \(2013\)](#) a développé des algorithmes permettant d'extraire des coordonnées de position et d'orientation de points issues de la discrétisation de la trajectoire à l'aide d'Autodesk Inventor[®] et en réalisant ensuite une interpolation linéaire. Dans ce travail, nous utilisons une méthode qui consiste à discrétiser la trajectoire de soudage en plusieurs points et après avoir défini un repère pièce dans l'environnement CAO, les coordonnées de position (x, y, z) de chacun des points sont extraites. Les coordonnées sont ensuite ex-

primées dans le repère fixe de base du robot en définissant une position et une orientation du repère pièce dans le repère de base. Enfin, les coordonnées des points de la trajectoire sont modélisées par des courbes de Bézier (§3.2.2) ou des courbes B-splines (§3.2.3).

Suite à l'approximation des coordonnées de position, les angles d'orientation de l'outil de soudage sont calculés à partir de la définition d'un repère mobile de Darboux le long de la trajectoire. Le repère mobile de Darboux sert à définir les vecteurs tangent, normal et binormal en chaque point d'une courbe. Les coordonnées de ces vecteurs sont calculées comme suit : supposons $C(u) = (x(u), y(u), z(u))$ les fonctions paramétriques des coordonnées de position des points de la trajectoire de soudage avec u un paramètre normalisé. Le repère mobile de Darboux est défini en chaque point de la trajectoire par $F = (C(u), t, b, n)$ où t est le vecteur tangent, n le vecteur normal à la surface et b le vecteur binormal. Le vecteur tangent t est calculé par :

$$t = \frac{\frac{dC(u)}{du}}{\left\| \frac{dC(u)}{du} \right\|} \quad (3.1)$$

où $\|\cdot\|$ représente la norme euclidienne. Supposons que $S(u', v') = (x(u', v'), y(u', v'), z(u', v'))$ est une surface paramétrée en (u', v') dans laquelle la trajectoire de soudage est définie. Le vecteur normal n est calculé par :

$$n = \frac{\frac{\partial S}{\partial u'} \wedge \frac{\partial S}{\partial v'}}{\left\| \frac{\partial S}{\partial u'} \wedge \frac{\partial S}{\partial v'} \right\|} \quad (3.2)$$

où \wedge représente le symbole du produit vectoriel. Le vecteur binormal b est calculé par :

$$b = n \wedge t \quad (3.3)$$

En intégrant l'angle de tilt du procédé FSW à la matrice de rotation formée par les cosinus directeurs du repère mobile, les angles d'orientation de l'outil (A, B, C) sont calculés grâce aux équations (2.7), (2.8) et (2.9) et ensuite approximés par les courbes de Bézier ou les courbes B-splines.

3.2.2 Approximation par les courbes de Bézier

Les courbes de Bézier sont des courbes paramétriques polynomiales qui servent de modèle mathématique pour la construction des courbes et surfaces en CAO (Bézier, 1987). Leur utilisation est aujourd'hui très répandue dans les logiciels de CAO et permet la conception de formes complexes. Une revue de différentes utilisations des courbes de

Bézier en CAO est décrite dans [Fitter et al. \(2014\)](#).

Les courbes de Bézier présentent des propriétés intéressantes pour permettre leur utilisation en planification de trajectoire. Elles permettent la modélisation de courbes complexes avec un ensemble de points appelés "**points de définition**" ou "**points de Bézier**". Une dénomination "**points de contrôle**" est aussi usitée. Le modèle mathématique des courbes de Bézier est sous la forme d'une combinaison linéaire des polynômes de Bernstein. Ces derniers étant indéfiniment dérivables et continus, l'usage des courbes de Bézier pour la planification de trajectoires permet donc la synthèse d'un parcours d'outil lisse avec des vitesses et accélérations continues, ce qui est primordiale en robotique.

Une courbe de Bézier $C(u)$ de degré n est définie par :

$$C(u) = \sum_{i=0}^n P_i B_i^n(u) \quad (3.4)$$

où u est un paramètre contenu dans l'intervalle $[0, 1]$, $P_i \in \mathbb{R}^n$ sont les points de contrôle et $B_i^n(u) = \frac{n!}{i!(n-i)!} u^i (1-u)^{n-i}$ les polynômes de Bernstein. La ligne brisée, formée par les points de définition, se nomme **polygone de Bézier**. La Figure 3.1 montre un exemple de courbe de Bézier de degré 5 avec 6 points de définition.

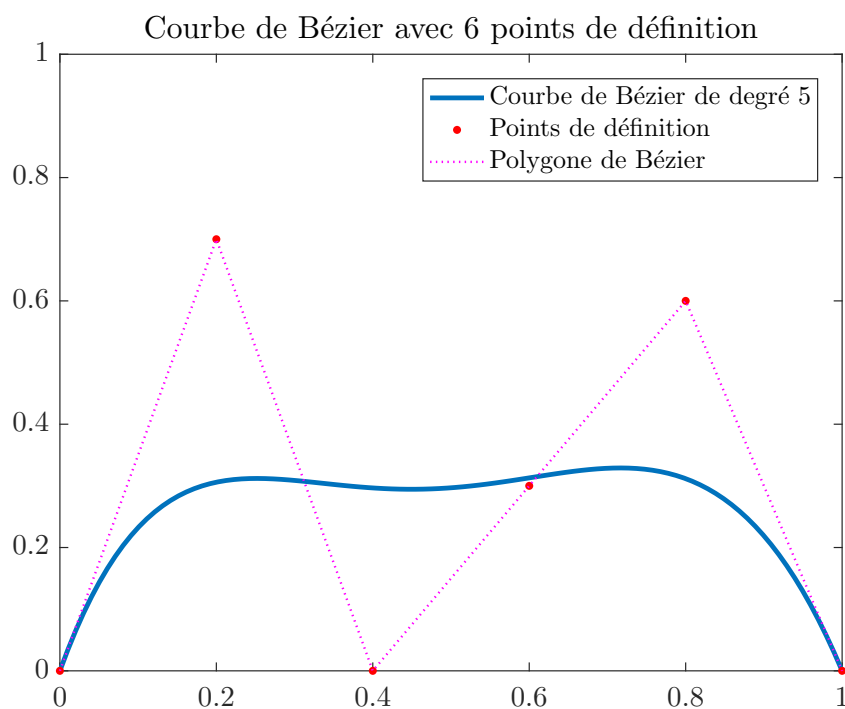


Figure 3.1 – Exemple de courbe de Bézier de degré 5

L'hodographe d'une courbe de Bézier est obtenu par la relation :

$$C'(u) = n \sum_{i=0}^{n-1} B_i^{n-1}(u)(P_{i+1} - P_i) \quad (3.5)$$

Cette relation (3.5) permet de déterminer aisément le vecteur tangent à la courbe. D'autres propriétés des courbes de Bézier peuvent être trouvées dans [Demengel and Pouget \(1998\)](#).

Considérons M_j points ($j = 0 \dots m$) issus de la discrétisation d'une trajectoire CAO. $X_c = [x_0 \dots x_m]^T$, $Y_c = [y_0 \dots y_m]^T$ et $Z_c = [z_0 \dots z_m]^T$, trois vecteurs obtenus à partir des coordonnées x, y, z des $m + 1$ points. Pour obtenir le paramètre $u = [u_0 \dots u_m]^T$, u_j étant associé à chaque point M_j , différentes méthodes de paramétrage peuvent être utilisées. Lorsque les points M_j sont régulièrement espacés, un paramétrage uniforme peut être utilisé :

$$u_j = \frac{j}{m} \quad (3.6)$$

D'autres méthodes de paramétrage comme la méthode par abscisse curviligne ou la méthode par abscisse curviligne avec invariance affine peuvent être aussi utilisées ([Nielson and Foley, 1989](#)).

Une fonction de Bézier de degré n qui approxime Z_c s'écrit :

$$z_B(u_j) = \sum_{i=0}^n P_{iz} B_i^n(u_j) \quad (3.7)$$

Les points de définition P_{iz} sont obtenus en résolvant un problème de minimisation défini par $\min \sum_{j=0}^m \|z_j - z_B(u_j)\|^2$. On pose :

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} z_0 \\ z_1 \\ \vdots \\ z_m \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} B_0^n(u_0) & B_1^n(u_0) & \dots & B_{n-1}^n(u_0) & B_n^n(u_0) \\ B_0^n(u_1) & B_1^n(u_1) & \dots & B_{n-1}^n(u_1) & B_n^n(u_1) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots \\ B_0^n(u_m) & B_1^n(u_m) & \dots & B_{n-1}^n(u_m) & B_n^n(u_m) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} P_{0z} \\ P_{1z} \\ \vdots \\ P_{nz} \end{bmatrix} \\ &= MP_z \end{aligned} \quad (3.8)$$

Pour $m \gg n$, la méthode des moindres carrés est utilisée pour obtenir :

$$P_z = [P_{0z} \dots P_{nz}]^T = (M^T M)^{-1} M^T Z_c \quad (3.9)$$

Les coefficients P_z déterminés, l'erreur d'approximation est calculée par la relation :

$$e_z = \max_{j \in [0, m]} (z_B(u_j) - z_j) \quad (3.10)$$

Si e_z est supérieure à une erreur d'approximation admissible, une fonction de Bézier de

degré $n + 1$ est utilisée jusqu'à l'obtention d'une erreur d'approximation admissible. La méthode utilisée pour obtenir les points de définition des coordonnées z est la même pour obtenir ceux des autres coordonnées x, y, A, B, C .

Lorsque les trajectoires sont très complexes (nombreux virages), des courbes de Bézier de degré élevé sont requises. Or, les courbes de Bézier de degré élevé présentent l'inconvénient de nécessiter un temps de calcul élevé. Pour cela, des courbes B-splines de degré moins élevé peuvent être utilisées.

3.2.3 Approximation par les courbes B-splines

Une courbe B-spline $C(u)$ de degré n est définie par $h + 1$ points avec un vecteur-noeud non décroissant $\{0, \dots, 0, t_{n+1}, \dots, t_h, 1, \dots, 1\}$ de longueur $h + n + 2$:

$$C(u) = \sum_{i=0}^h P_i N_{i,n}(u) \quad (3.11)$$

où P_i sont les points de définition et $N_{i,n}(u)$ les fonctions de base B-spline définies par la formule récursive de Cox-De Boor ([De Boor, 1978](#))

$$N_{i,0}(u) = \begin{cases} 1 & \text{si } t_i \leq u < t_{i+1} \\ 0 & \text{sinon} \end{cases}$$

$$N_{i,n}(u) = \frac{u - t_i}{t_{i+n} - t_i} N_{i,n-1}(u) + \frac{t_{i+n+1} - u}{t_{i+n+1} - t_{i+1}} N_{i+1,n-1}(u)$$

Si nous considérons par exemple $Y_c = [y_0 \dots y_m]^\top$, l'approximation des coordonnées y_j par une fonction B-spline donne $y_B(u_j) = \sum_{i=0}^h N_{i,n}(u_j) P_{iy}$. Les points de définition P_{iy} sont obtenus en minimisant $\sum_{j=0}^m \|y_j - y_B(u_j)\|^2$. On a :

$$P_y = [P_{0y} \dots P_{hy}]^\top = (D^\top D)^{-1} D^\top Y_c \quad (3.12)$$

$$\text{où } D = \begin{bmatrix} N_{0,n}(u_0) & N_{1,n}(u_0) & \dots & N_{h,n}(u_0) \\ N_{0,n}(u_1) & N_{1,n}(u_1) & \dots & N_{h,n}(u_1) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ N_{0,n}(u_m) & N_{1,n}(u_m) & \dots & N_{h,n}(u_m) \end{bmatrix}$$

Si l'erreur d'approximation définie par $e_y = \max_{j \in [0,m]} (y_B(u_j) - y_j)$ est supérieure à une erreur maximale admissible, le degré de la fonction B-spline et/ou le nombre de points de contrôle peuvent être augmentés. Cette approximation par les courbes B-splines peut aussi être réalisée grâce à la fonction "*spap2*" du logiciel Matlab.

Une fois les positions et les angles d'orientation du parcours d'outil modélisés par

les courbes de Bézier ou les courbes B-splines, on peut calculer, grâce au modèle de déformation, les déflexions du robot le long de la trajectoire.

3.3 Estimation de déflexions sur une trajectoire FSW

L'estimation des déflexions est effectuée à partir du modèle dynamique du robot (§2.5).

$$\Gamma = M(q)\ddot{q} + C(q, \dot{q})\dot{q} + F_{fr}(\dot{q}) + G(q) + {}^t J_t^T(q) {}^t F_e \quad (3.13)$$

En général, une opération de soudage FSW s'effectue à de faibles vitesses. Les accélérations et vitesses articulaires sont donc relativement faibles. On peut donc négliger les termes d'inertie, de forces centrifuge, de Coriolis et les frottement visqueux de l'équation (3.13). A partir des essais de domaine de soudabilité opératoire, les composantes statiques des efforts sont connues. La vitesse d'avance, la vitesse de rotation qui sont les principaux paramètres de génération de chaleur, devant être constantes le long d'une trajectoire de soudage, les efforts sont donc supposés constants dans un environnement de soudage où les conditions de dissipation thermique sont uniformes (température ambiante, dissipation thermique de l'enclume). Dans le cas d'une variation de température induisant une variation des efforts le long de la trajectoire, notamment pour les soudures très longues (Cederqvist, 2011), il est nécessaire de mettre en œuvre un contrôleur de température tel que décrit au §1.3. Ainsi, dans le cas de conditions thermiques de soudage stable, on a donc :

$$\Gamma = {}^t J_t^T(q) {}^t F_e + G(q) + F_s \text{sign}(\dot{q}) \quad (3.14)$$

Les déflexions articulaires Δq s'obtiennent à partir des couples articulaires Γ par :

$$\Gamma = K \Delta q \quad (3.15)$$

avec K la matrice de rigidité du robot. En combinant les équations (3.14) et (3.15), on a :

$$\Delta q = K^{-1} [{}^t J_t^T(q) {}^t F_e + G(q) + F_s \text{sign}(\dot{q})] \quad (3.16)$$

Les déflexions dans l'espace cartésien sont déterminées en utilisant le modèle différentiel (équation (2.33)).

$$\begin{aligned} {}^0 \Delta X &= L_a {}^0 J_t(q) \Delta q \\ &= L_a {}^0 J_t(q) K^{-1} [{}^t J_t^T(q) {}^t F_e + G(q) + F_s \text{sign}(\dot{q})] \end{aligned} \quad (3.17)$$

où ${}^0 \Delta X = [\Delta x \ \Delta y \ \Delta z \ \Delta A \ \Delta B \ \Delta C]^T$ représente le vecteur des déflexions en position et en orientation exprimé dans le repère de base fixe.

L'équation (3.17) représente le modèle de correction des déviations de trajectoire pour

une tâche FSW. Les déflexions cartésiennes calculées grâce au modèle de correction seront ajoutées aux positions et orientations nominales extraites de la CAO pour planifier une trajectoire adaptée au FSW.

3.4 Méthodologie pour la planification de trajectoires adaptées au FSW

La Figure 3.2 montre une vue schématique de la procédure hors-ligne de planification de trajectoire adaptée pour une tâche FSW. A partir d'une trajectoire CAO, on désire planifier un parcours d'outil adapté au FSW qui tienne compte des déflexions du robot. Soient ${}^0X_{CAO}$ le vecteur de positions et orientations issues de la trajectoire CAO et ${}^0\Delta X$ le vecteur de déflexions en position et en orientation calculé le long de la trajectoire. La trajectoire adaptée au FSW s'obtient par :

$${}^0X_{adp} = {}^0X_{CAO} + {}^0\Delta X \quad (3.18)$$

où ${}^0X_{adp}$ représente les positions et orientations adaptées de l'outil pour une opération de soudage FSW. Cette trajectoire est ensuite modélisée par les courbes de Bézier ou les courbes B-splines comme décrit dans les §3.2.2 et §3.2.3. La trajectoire adaptée modélisée par les courbes de Bézier ou les courbes B-splines est implémentée dans un programme C++ pour la commande du mouvement de l'outil FSW. L'implémentation en C++ de courbes de Bézier est effectuée grâce à l'algorithme de De Casteljau introduit dans [De Casteljau \(1963\)](#) et celle des courbes B-splines est effectuée grâce à l'algorithme de De Boor introduit dans [De Boor \(1971\)](#).

La méthode générale étant décrite, nous pouvons effectuer des validations expérimentales sur différentes trajectoires.

3.5 Dispositif expérimental

L'outillage expérimental dans lequel des trajectoires d'essais sont définies est présenté à la Figure 3.3. Trois trajectoires d'essais ont été définies pour valider la méthodologie :

- une trajectoire en forme d'arc de cercle, dénommée par trajectoire "arc de cercle",
- une trajectoire en forme d'une courbe sinusoïdale, dénommée par trajectoire "sinus",
- une trajectoire en forme de Z, dénommée par trajectoire en "Z".

Pour les expérimentations, on choisit des paramètres robustes dans le domaine de soudabilité opératoire ; c'est-à-dire qu'une légère variation autour de la vitesse d'avance choisie et de la vitesse de rotation choisie n'affecte pas la qualité de la soudure. Les

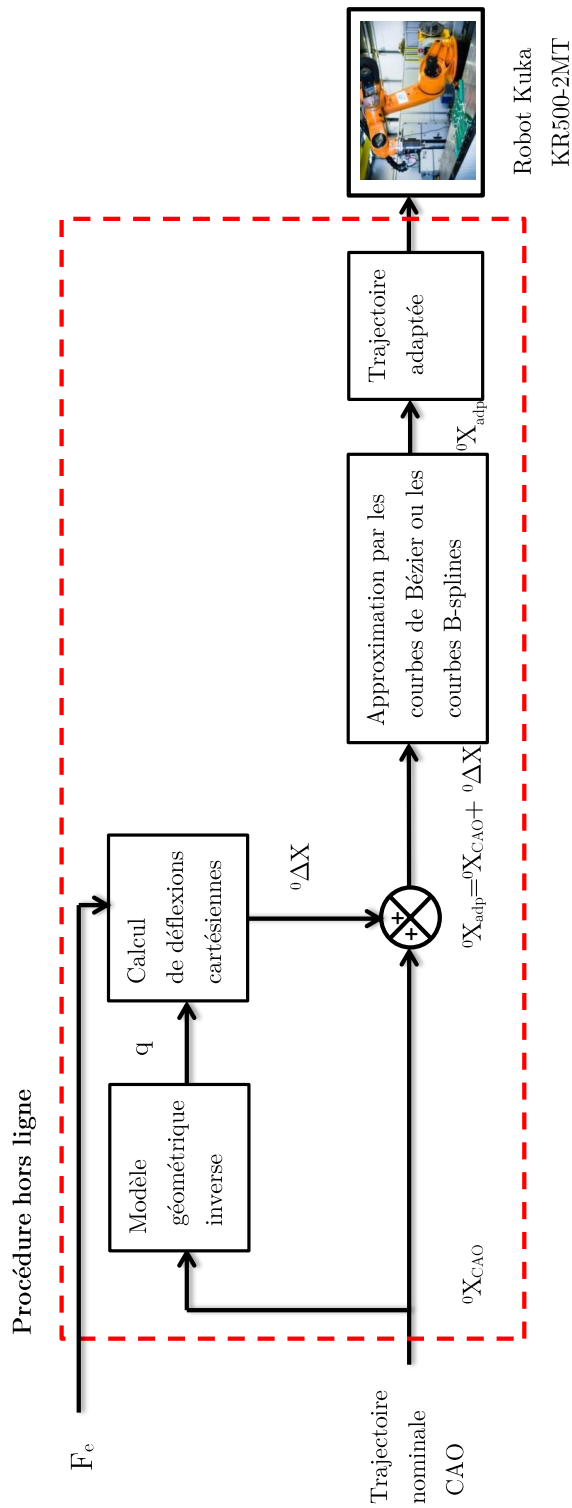


Figure 3.2 – Vue schématique de la procédure hors ligne de planification de trajectoire adaptée au FSW

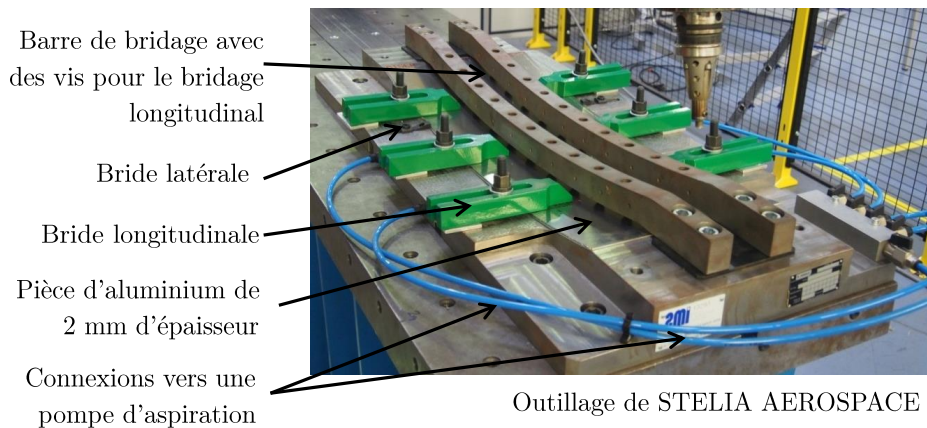


Figure 3.3 – Outillage expérimental

paramètres de procédé choisis sont consignés dans le Tableau 3.2. La dissipation thermique du matériau de l'enclume de l'outillage est uniforme et dans le laps de temps du soudage, la température ambiante varie peu. Nous avons donc des conditions de soudage stables et les forces du procédé sont constantes tout au long de la trajectoire de soudage. Dans le cas d'un repère outil aligné sur le repère trajectoire, les forces du robot générées sur l'environnement dans la direction de l'avance F_x et dans la direction latérale F_y sont respectivement de 420 N et de -150 N dans le repère outil. Le couple C_z dû à la rotation de la broche est de 7 Nm.

Tableau 3.2 – Paramètres de soudage principaux

Paramètres	Valeurs
Vitesse d'avance	300 mm/min
Vitesse de rotation	800 tr/min
Angle de tilt	$2,5^\circ$
Force axiale (F_z)	8000 N

3.6 Expérimentations sur une trajectoire "arc de cercle"

A partir de la CAO de l'outillage expérimental, on définit 2 tôles mises bout à bout pour former une trajectoire "arc de cercle" de rayon 1900 mm (Figure 3.4). Les points C1, C2 et C3 marquent respectivement le début, le milieu et la fin de la trajectoire.

3.6.1 Génération hors-ligne de la trajectoire adaptée

Cette trajectoire est discrétisée en 100 points et les coordonnées x , y et z des points sont extraites. Le paramètre u utilisé pour modéliser ces coordonnées par les courbes de

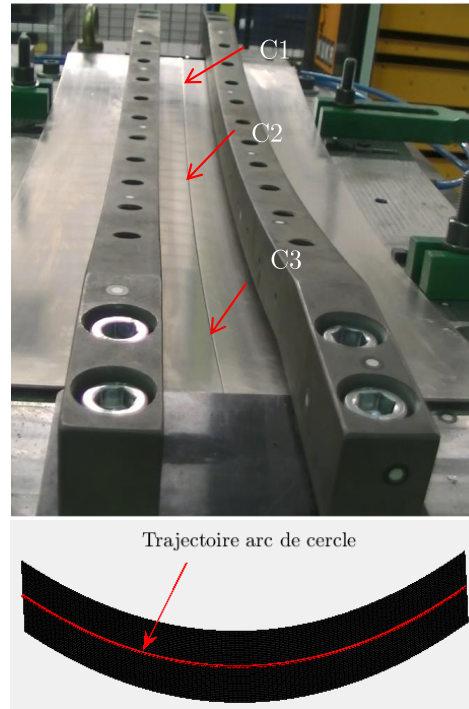


Figure 3.4 – Trajectoire de soudage "arc de cercle"

Bézier est défini par :

$$u_j = \frac{x_j - x_0}{x_{99} - x_0} \quad j = 0 \dots 99$$

Le paramètre u utilisé est donc fonction de la coordonnée x . En fixant une erreur maximale d'approximation de 0,01 mm, les coordonnées x , y , et z sont modélisées par des courbes de Bézier de degré 5. La Figure 3.5 montre les coordonnées x_{CAO} , y_{CAO} et z_{CAO} en fonction de u . La trajectoire "arc de cercle", étant une simple courbure, les angles d'orientation A_{CAO} et C_{CAO} sont constantes le long de la trajectoire et valent respectivement 0° et 180° . L'angle B_{CAO} varie de $-9,13^\circ$ à $13,77^\circ$. En fixant une erreur d'approximation de $0,01^\circ$, l'angle B_{CAO} est modélisé par une courbe de Bézier d'ordre 5 (Figure 3.5).

Les déflexions en position et en angles d'orientation sont ensuite calculées (Figure 3.6 et Figure 3.7). La déflexion Δx dans la direction x_t du repère outil varie de $-2,6$ mm en début de trajectoire à $-2,1$ mm en fin de trajectoire avec une valeur moyenne de $-2,33$ mm. Dans la direction y_t , la déflexion Δy varie de $2,8$ mm à $2,2$ mm avec une valeur moyenne de $2,51$ mm. Dans la direction z_t la déflexion Δz varie de $6,8$ mm à $5,3$ mm avec une valeur moyenne de 6 mm. La déflexion ΔA autour de l'angle A varie de 0° à $-0,02^\circ$ avec une valeur moyenne de $-0,01^\circ$. La déflexion ΔB autour de l'angle B varie de $0,20^\circ$ à $0,15^\circ$ avec une valeur moyenne de $0,17^\circ$. La déflexion ΔC autour de l'angle C est quasi constante et égale à $-0,23^\circ$.

Sur cet essai, il n'y a pas de réorientation majeure de la direction d'avance. La variation de l'angle B par rapport à l'avancement de l'outil est de $0,03^\circ/\text{mm}$. Ainsi, l'ordre de grandeur de la déflexion dans la direction d'avance ne modifie presque pas l'angle de tilt

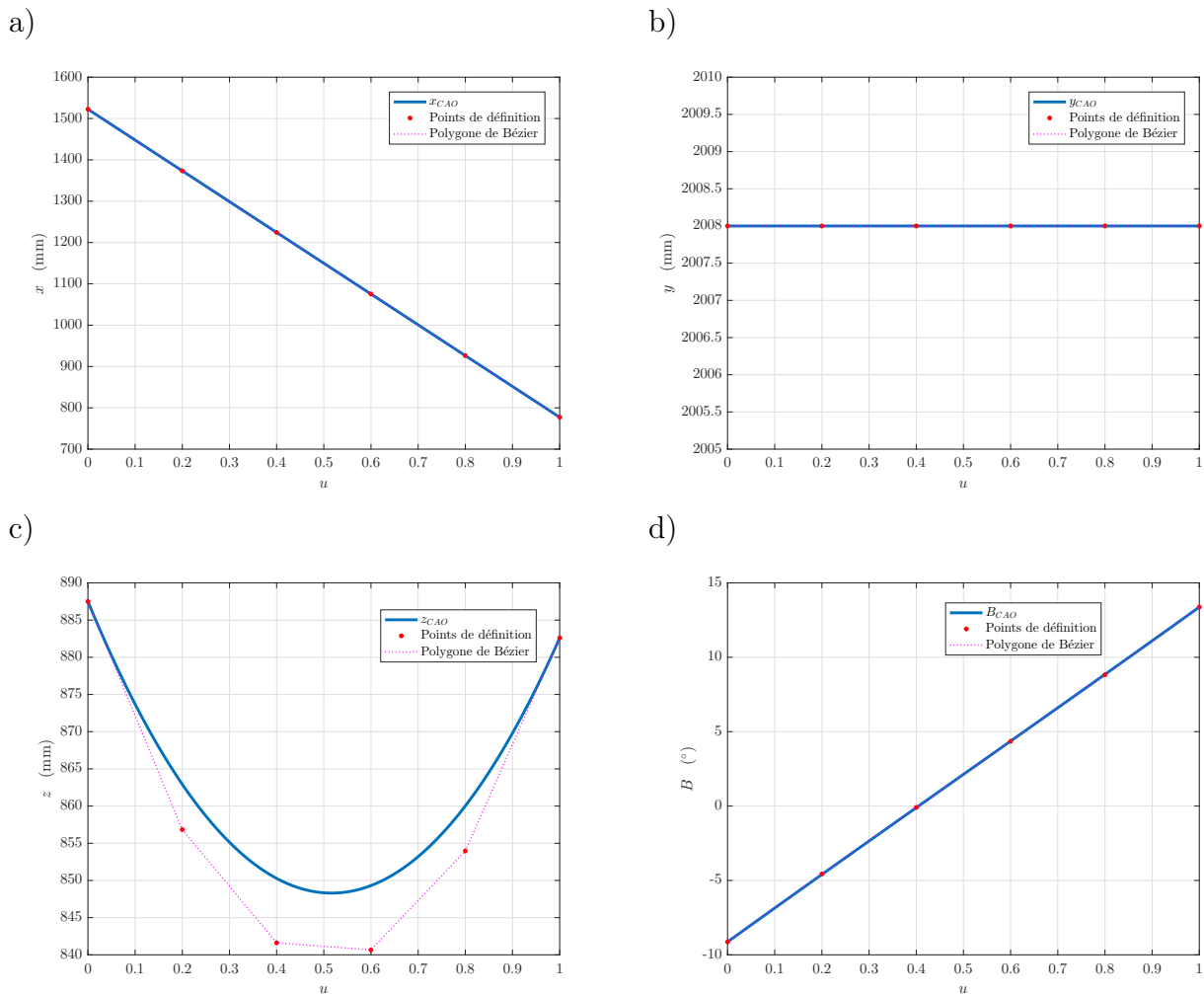


Figure 3.5 – Trajectoire "arc de cercle" : a) Position x_{CAO} b) Position y_{CAO} c) Position z_{CAO} d) Angle B_{CAO}

le long de la trajectoire. Ainsi, nous négligeons la déflexion de la direction d'avance Δx dans la génération de la trajectoire adaptée. La déflexion calculée dans la direction y_t est utilisée pour corriger le décalage latéral de l'outil et donc remettre l'outil dans le plan du joint. La déflexion calculée dans la direction z_t est utilisée pour aider le contrôleur de force à calculer moins de correction dans cette direction, et donc permet un maintien plus aisé de la force axiale à la valeur désirée. Les déflexions ΔB et ΔC agissent respectivement sur l'angle de tilt et l'angle d'inclinaison latéral. Pour ce cas d'application, les déflexions calculées en orientation sont faibles et comprises dans l'intervalle de tolérance identifiée par Douilly et al. (2018). Ainsi, les déflexions en orientation sont négligées dans la génération de la trajectoire adaptée.

Les déflexions Δy , Δz sont ensuite calculées dans le repère de base et ajoutées aux coordonnées de position issue de la CAO pour générer une trajectoire adaptée.

Les courbes de Bézier de degré 5 sont utilisées pour modéliser les coordonnées de la trajectoire adaptée x_{adp} , y_{adp} et z_{adp} . Pour les coordonnées A , B et C de la trajectoire

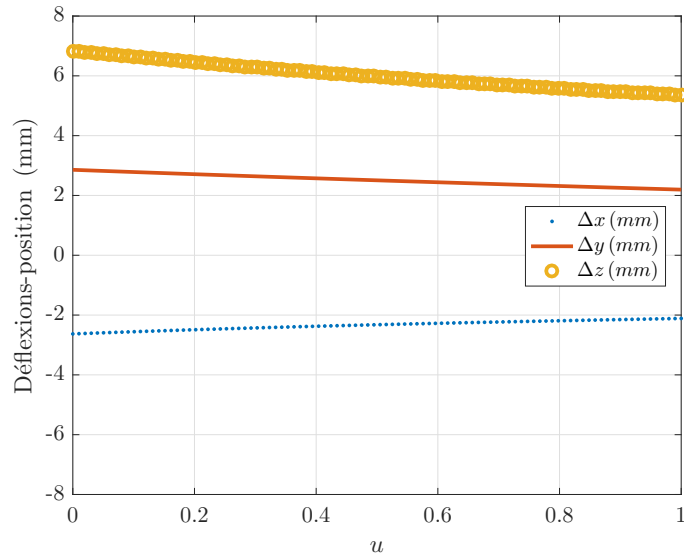


Figure 3.6 – Déflexions en position -trajectoire "arc de cercle"

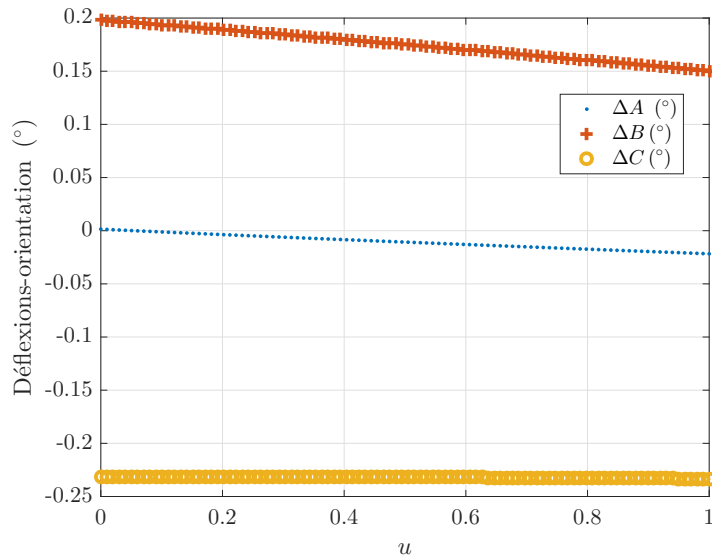


Figure 3.7 – Déflexions en angle d'orientation -trajectoire "arc de cercle"

adaptée, les fonctions de Bézier qui modélisent les angles d'orientation de la trajectoire de la CAO sont utilisées. Le Tableau 3.3 regroupe les coordonnées des points de définition de x_{adp} , y_{adp} , z_{adp} et B_{CAO} . Les fonctions de Bézier de la trajectoire adaptée sont implémentées dans un programme C++ exécuté sur un ordinateur externe. Les Figures 3.8 et 3.9 montrent respectivement la trajectoire en y_{adp} et z_{adp} modélisée par des fonctions de Bézier d'ordre 5.

3.6.2 Mise en œuvre pratique

De façon pratique, la méthodologie proposée est basée sur une communication entre le robot et un ordinateur externe. Cette communication s'effectue via une liaison ethernet

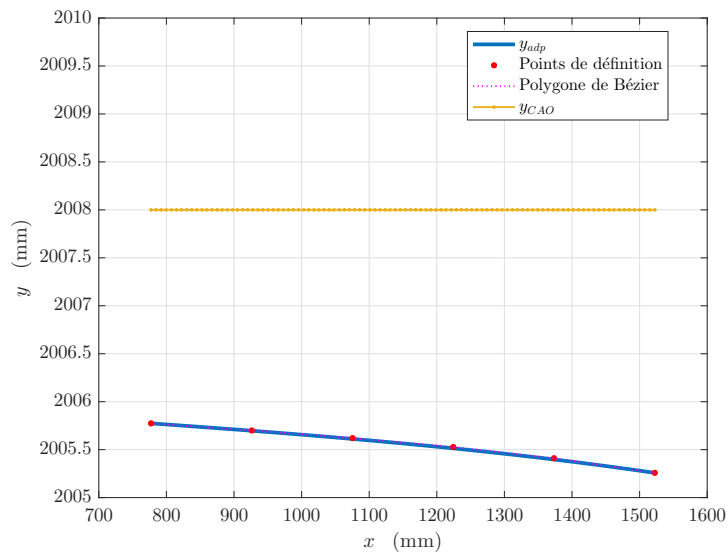


Figure 3.8 – Position y_{adp} - trajectoire "arc de cercle"

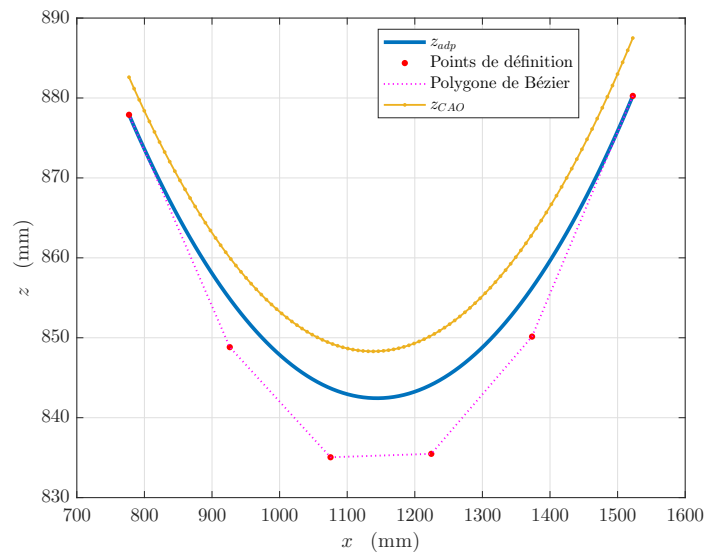


Figure 3.9 – Position z_{adp} - trajectoire "arc de cercle"

grâce à la bibliothèque de fonctions "*Robot Sensor Interface*" de Kuka ([KUKA, 2009b](#)). Le temps de cycle de communication est de 12 ms. Pour un soudage FSW, le contrôleur de force présent dans la commande Kuka ne permet pas une commande exclusive du mouvement du robot par un ordinateur externe. Ainsi, la trajectoire adaptée X_{adp} est décomposée en deux parties : X_n et X_{ext} . X_n est défini dans le programme source principal du robot en langage KRL (*Kuka Robot Language*) pour initier le mouvement du robot et X_{ext} défini dans le programme C++ sur l'ordinateur externe pour la modification de trajectoire. Un exemple de programme KRL est présenté en Annexe B.1. Ainsi, via les fonctions du RSI, l'ordinateur externe reçoit chaque 12 ms les positions et orientations du robot fournies par la commande du robot pour calculer le paramètre u et renvoie en

Tableau 3.3 – Coordonnées des points de définition - trajectoire "arc de cercle"

Points de définition	P_0	P_1	P_2	P_3	P_4	P_5
P_x [mm]	1523,50	1373,446	1224,392	1075,338	926,284	776,229
P_y [mm]	2005,373	2005,526	2005,643	2005,737	2005,817	2005,893
P_z [mm]	880,257	850,144	835,477	835,048	848,825	877,899
P_B [°]	-9,130	-4,564	-0,092	4,353	8,820	13,374

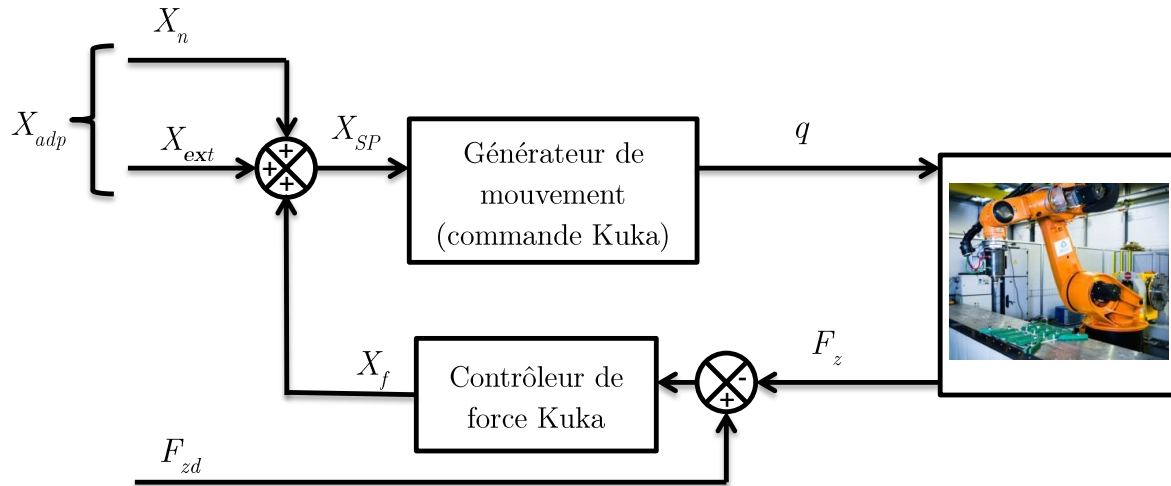


Figure 3.10 – Vue schématique de la mise en œuvre expérimentale

retour des commandes de modification en position et orientation nécessaires pour obtenir la trajectoire adaptée. Dans la commande du robot, la trajectoire effective notée X_{SP} , est la somme de la trajectoire adaptée X_{adp} et de la commande X_f calculée par le régulateur de force pour réaliser l'asservissement de force (Figure 3.10).

Pour ce cas d'application, une commande Kuka "LIN_REL" (déplacement relatif par rapport à un point) en X par rapport au point de départ de la trajectoire est utilisée pour programmer X_{adp} dans le fichier source KRL. Le robot envoie chaque 12 ms sa position x à l'ordinateur externe qui lui renvoie les commandes y , z et B nécessaires pour obtenir la trajectoire adaptée.

Trois essais de soudage de la trajectoire "arc de cercle" ont été réalisés pour valider l'efficacité de la méthodologie proposée et sa répétabilité. Nous dénommons ces essais par "essai Bézier".

3.6.3 Résultats et discussion

La Figure 3.11 montre un cordon de soudure obtenu. Afin de mesurer la déviation latérale avec un microscope, la trajectoire CAO, qui est la trajectoire désirée, est tracée sur le cordon de soudure avec un outil en forme de "pointe". La distance entre la trace

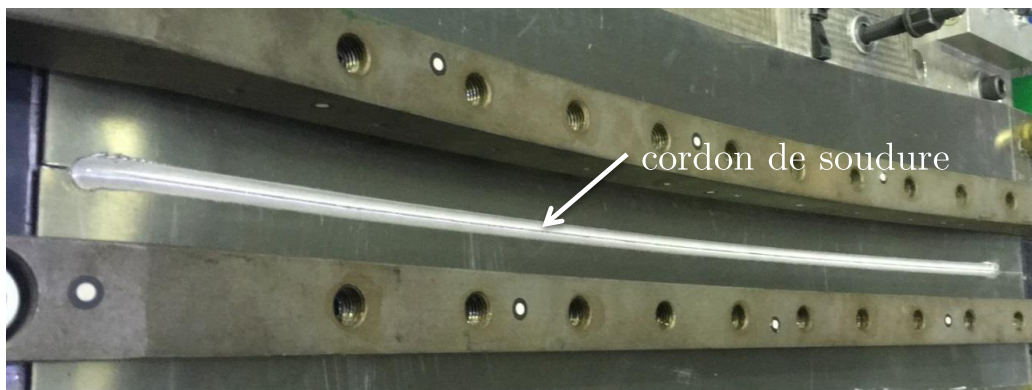


Figure 3.11 – Cordon de soudure - trajectoire "arc de cercle"

de l'outil "pointe" et un bord du cordon de soudure notée r_m est ensuite mesurée. Si le cordon de soudure est centré sur la trace de l'outil "pointe", il n'y a pas de déviation latérale. Dans le cas contraire, la déviation latérale d_l est obtenue par la différence entre la distance r_m et la moitié de la largeur du cordon de soudure notée r_s .

$$d_l = r_m - r_s$$

Une illustration du principe de mesure est donnée à la Figure 3.12.

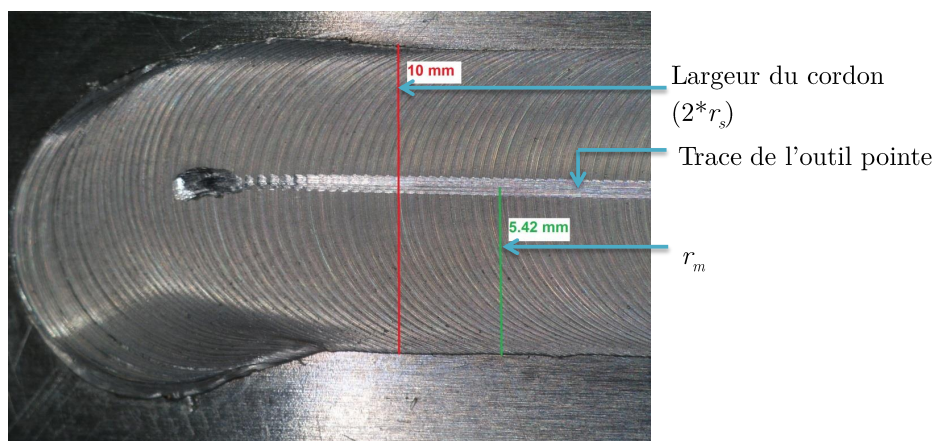


Figure 3.12 – Principe de mesure de la déviation latérale

La Figure 3.13 montre la déviation latérale de l'outil mesurée le long du cordon de soudure pour les trois essais Bézier. Toutes les déviations latérales mesurées sont inférieures à 0,5 mm (tolérance supérieure du procédé) et les valeurs moyennes sont de 0,34 mm pour l'essai Bézier 1, de 0,28 mm pour l'essai Bézier 2 et de 0,32 mm pour l'essai Bézier 3. Les déviations obtenues pour ces trois essais sont sensiblement égales et contenues dans l'intervalle $[0,31\text{mm} \pm 0,03]$, ce qui montre la répétabilité de la méthodologie. Pour apprécier les résultats obtenus, un essai sans les corrections de déviation a été effectué en générant la trajectoire du robot par le logiciel de PHL RobotMaster. Cet essai est dé-

nommé "essai RobotMaster". La Figure 3.13-a) montre les déviations latérales obtenues pour l'essai RobotMaster (essai sans correction) et l'essai Bézier 1 (essai avec correction). Une valeur moyenne de 2,8 mm est obtenue pour l'essai RobotMaster alors qu'une déviation moyenne de 0,3 mm est obtenue pour les trois essais Bézier, ce qui représente un gain d'amélioration de 89%. Ainsi, la méthodologie proposée a permis une réduction significative de la déviation de l'outil. Le Tableau 3.4 résume les valeurs moyennes des déviations latérales obtenues pour les trois expérimentations avec correction des déflexions et l'essai sans correction. Après la mesure des déviations, des analyses de qualité de soudure ont été effectuées.

Tableau 3.4 – Mesure des déviations latérales - trajectoire "arc de cercle"

Type d'essai	Déviations moyennes latérales (mm)
Essai Bézier 1	0,34 mm
Essai Bézier 2	0,28 mm
Essai Bézier 3	0,32 mm
Essai RobotMaster	2,8 mm

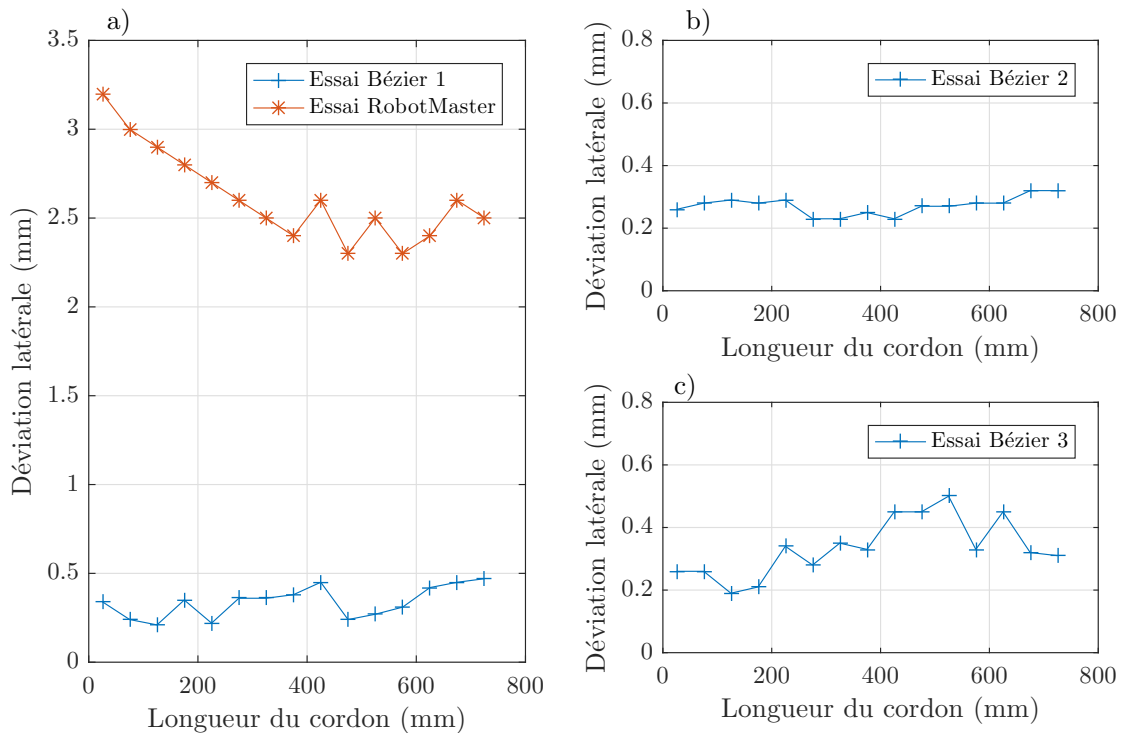


Figure 3.13 – Déviations latérales a) : essai Bézier 1 et essai RobotMaster, b) : essai Bézier 2, c) : essai Bézier 3

Des essais de contrôle de soudure ont été réalisés afin d'évaluer la qualité du joint de soudure obtenu. L'analyse visuelle du cordon de soudure ne révèle aucun défaut surfacique. Trois coupons ont été prélevés en début (CP1), milieu (CP2) et fin (CP3) du cordon de

soudure pour réaliser des essais de pliage à l'envers. Aucun de ces trois coupons n'a subi de cassure lors du pliage (Figure 3.14). Aussi, trois autres coupons ont été prélevés dans le cordon pour réaliser des coupes macrographiques qui après analyse, ne révèlent aucun défaut volumique et de manque de pénétration en racine (Figure 3.15). Le succès des essais de qualité de soudure montre que la méthodologie de génération de trajectoire hors-ligne proposée a permis de maintenir correctement la position et l'orientation de l'outil FSW durant l'opération de soudage.

L'analyse de la courbe de la force axiale F_z de l'essai Bézier 1 montre que cet effort a été maintenu correctement à la valeur désirée ($F_{zd} = 8000$ N) avec une commande z_f de l'asservissement de force relativement faible (Figure 3.16). Pour l'essai RobotMaster, l'effort axial a été aussi correctement maintenu mais avec une plus grande commande z_f (Figure 3.17). Ainsi, l'ajout de la déflexion Δz à la coordonnée z issue de la CAO dans notre méthode de génération de trajectoire trouve tout son intérêt et permet de garantir de meilleures performances de l'asservissement de force pour le soudage FSW de pièces à formes complexes.

Après les essais sur la trajectoire "arc de cercle", la validation expérimentale de la méthode sur une trajectoire "sinus" permettant la mise en œuvre des fonctions B-splines est abordée.

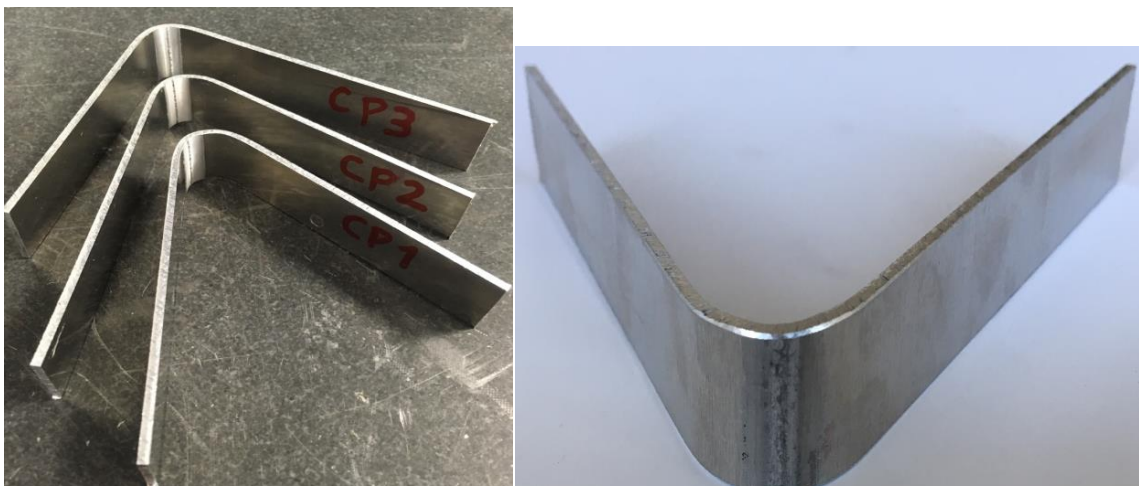


Figure 3.14 – Essais de pliage à l'envers sur les coupons

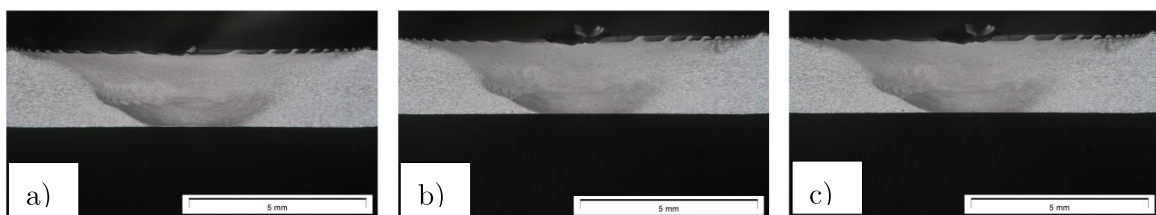


Figure 3.15 – Coupes macrographiques : a) début b) milieu c) fin

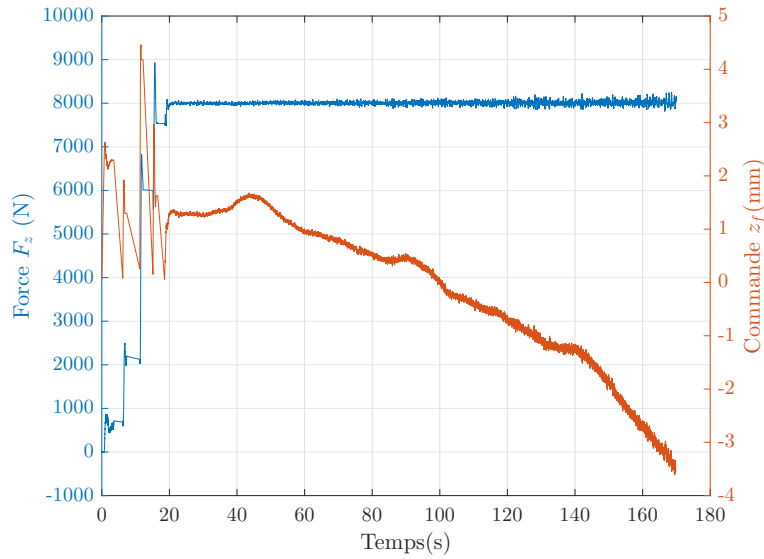


Figure 3.16 – Force F_z (essai Bézier 1)

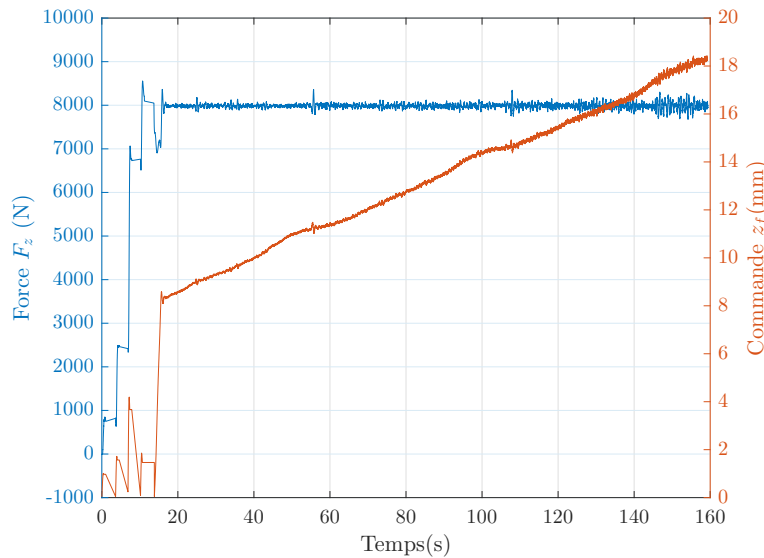


Figure 3.17 – Force F_z (essai RobotMaster)

3.7 Expérimentations sur une trajectoire "sinus"

La Figure 3.18 montre une illustration de la trajectoire que nous dénommons trajectoire "sinus". Nous ne disposons pas de tôles dont les bords mis bout à bout forment cette trajectoire "sinus". Ainsi, l'essai de validation consiste à expérimenter une trajectoire de malaxage dans une tôle pleine et à mesurer les déviations latérales. Les paramètres de soudage sont les mêmes que pour les essais de la trajectoire "arc de cercle".

La trajectoire "sinus" est définie dans la CAO de l'outillage expérimental et discrétisée en 100 points. De même que pour la trajectoire "arc de cercle", le paramètre u utilisé est fonction de la coordonnée x des points extraits. Pour obtenir une erreur d'approximation

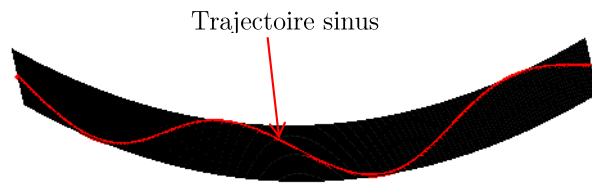


Figure 3.18 – Illustration de la trajectoire "sinus"

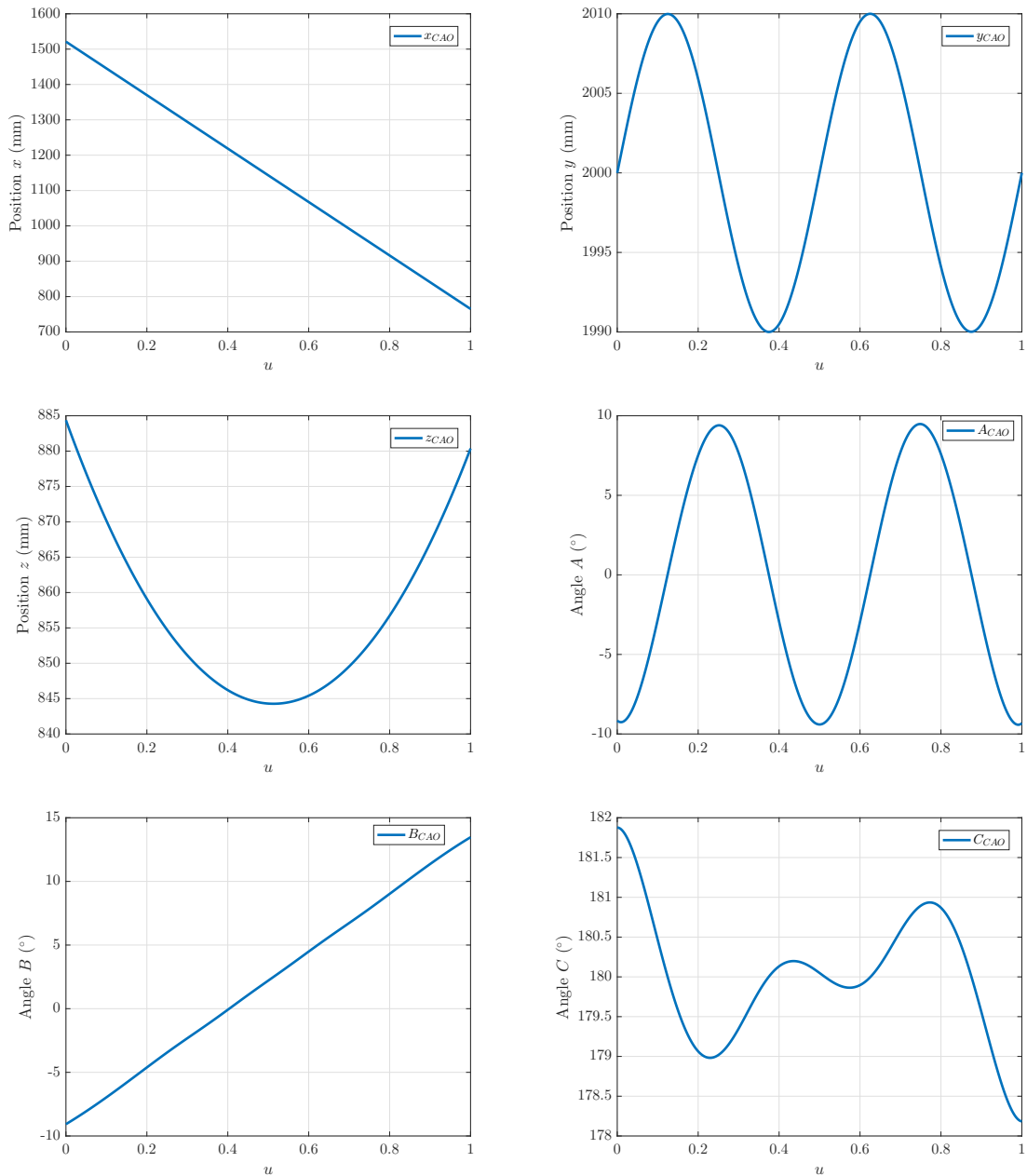


Figure 3.19 – Positions et angles d'orientation de l'outil FSW pour la trajectoire "sinus" issue de la CAO

inférieur à 0,01 mm, une fonction de Bézier de degré 13 est nécessaire pour modéliser la coordonnée y qui a une forme sinusoïdale. Ainsi, des fonctions B-splines ont été préférées pour modéliser les positions et angles d'orientation du parcours d'outil de la trajectoire "sinus". Les positions (x, y, z) dans le repère de base et les angles d'orientation (A, B, C) du parcours d'outil (voir Figure 3.19) sont modélisés chacun par des courbes B-splines de degré 4, 12 coefficients de contrôle et un vecteur nœud de 17 éléments. Les coefficients de contrôle et le vecteur nœud sont regroupés en annexe B.2.

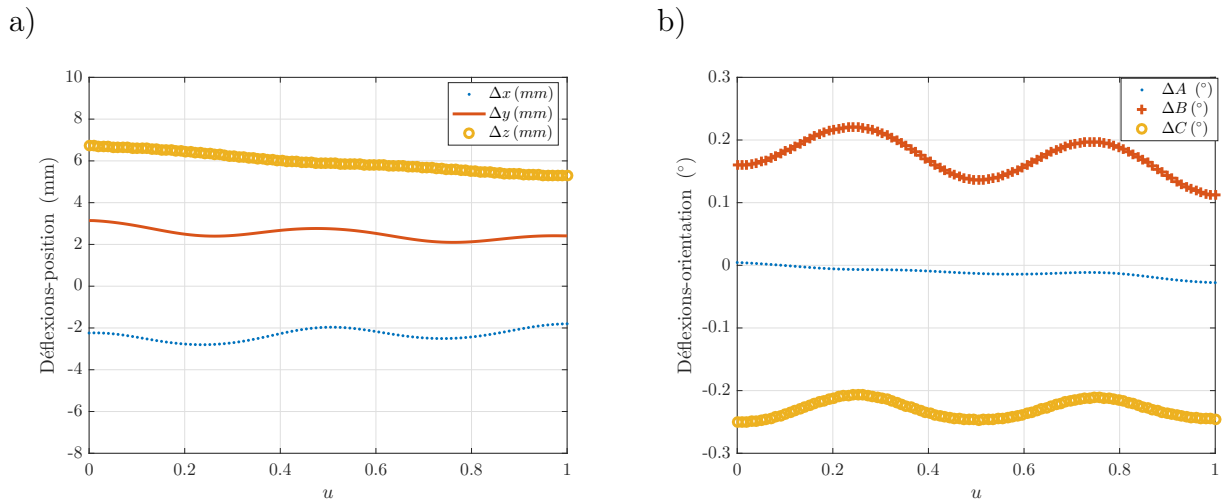


Figure 3.20 – Trajectoire "sinus", déflexions en : a) position b) angles d'orientation

Les déflexions sur la trajectoire "sinus" sont ensuite calculées. La Figure 3.20-a) montre les déflexions en position exprimées dans le repère outil. La déflexion Δx représente la déflexion dans la direction d'avance et a une valeur moyenne de $-2,32$ mm. Il n'y a pas de bifurcation majeure de la direction d'avance sur ce type de trajectoire. Ainsi, la déflexion Δx est négligée dans la génération de la trajectoire adaptée. La déflexion Δy représente la déflexion dans la direction latérale et avec une valeur moyenne de $2,52$ mm. Elle est utilisée pour corriger le décalage latéral de l'outil. La déflexion Δz , avec une valeur moyenne de $5,95$ mm, représente la déflexion dans la direction axiale. La déflexion Δz est utilisée pour aider à l'amélioration des performances du régulateur de force. La Figure 3.20-b) montre les déflexions en angle d'orientation. La déflexion ΔA autour de l'angle A varie très faiblement et a une valeur moyenne de $-0,01^\circ$. La déflexion ΔB autour de l'angle B agit sur l'angle de tilt du procédé. Elle a une valeur moyenne de $0,17^\circ$. La déflexion ΔC autour de l'angle C agit sur l'angle d'inclinaison latéral du procédé. Elle a une valeur moyenne de $-0,23^\circ$. Les déflexions ΔB et ΔC sont contenues dans l'intervalle de tolérance du procédé. Elles peuvent être négligées. Néanmoins, pour expérimenter notre méthode, nous les utilisons dans la génération de la trajectoire adaptée.

Les déflexions Δy et Δz sont calculées dans le repère de base et ajoutées aux coordonnées de position issues de la CAO et les déflexions ΔB et ΔC sont ajoutées aux angles d'orien-

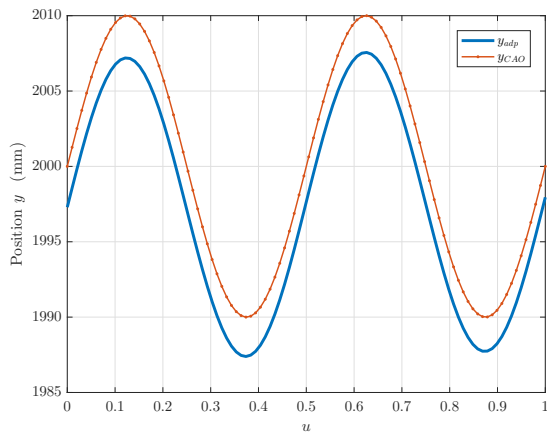


Figure 3.21 – Position y_{adp} - trajectoire "sinus"

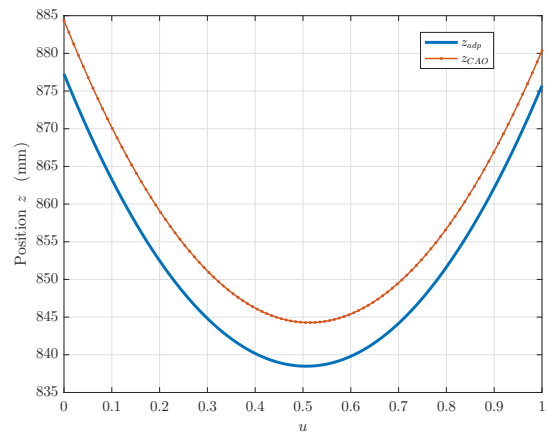


Figure 3.22 – Position z_{adp} - trajectoire "sinus"

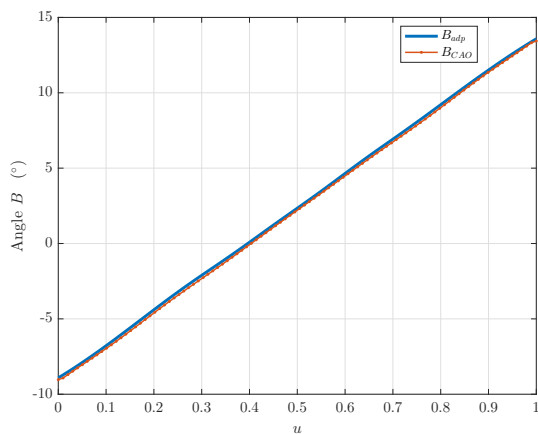


Figure 3.23 – Angle B_{adp} - trajectoire "sinus"

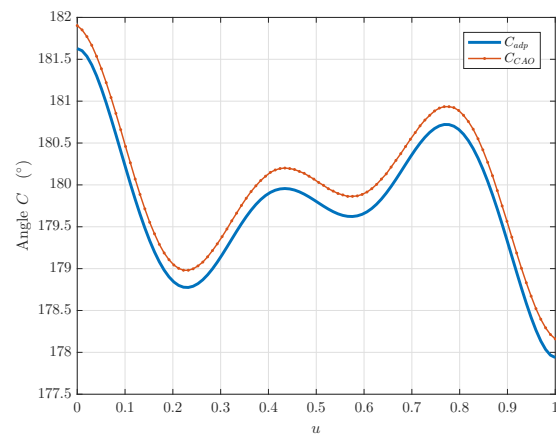


Figure 3.24 – Angle C_{adp} - trajectoire "sinus"

tation B_{CAO} et C_{CAO} afin de générer la trajectoire adaptée. Les positions x_{adp} , y_{adp} , z_{adp} , et les angles B_{adp} , C_{adp} sont modélisés chacun par une courbe B-spline de degré 4 avec 12 coefficients de contrôle. Les coefficients de contrôle sont regroupés en annexe B.2. Les Figures 3.21, 3.22, 3.23 et 3.24 montrent respectivement les positions y_{adp} , z_{adp} , les angles B_{adp} et C_{adp} .

En pratique, une commande "LIN_REL" en X par rapport au début de la trajectoire est utilisée pour programmer X_{adp} dans le fichier source KRL. Au cours de l'essai, le robot envoie chaque 12 ms la position x à l'ordinateur externe qui calcule les commandes y , z , A , B et C nécessaires pour obtenir la trajectoire adaptée. Nous dénomons cet essai par "essai B-spline".

La Figure 3.25 montre le cordon de malaxage obtenu. Les déviations latérales sur le cordon de malaxage ont été mesurées au microscope (Figure 3.26). Les déviations latérales pour cet essai B-spline sont inférieures à 0,5 mm avec une valeur moyenne de 0,27 mm. En

faisant un essai de malaxage avec une génération de trajectoire par le logiciel RobotMaster qui ne tient pas compte des déflexions, une déviation latérale moyenne de 2,32 mm est obtenue. Ainsi, la déviation latérale moyenne de l'outil a été réduite de 2,32 mm sur un essai sans correction de déflexions à 0,27 mm sur l'essai B-spline ; ce qui représente un gain d'amélioration de 88 %.

L'analyse de la courbe d'effort montre que la force axiale F_z a été correctement maintenue à sa valeur désirée au cours de l'essai B-spline (Figure 3.27).

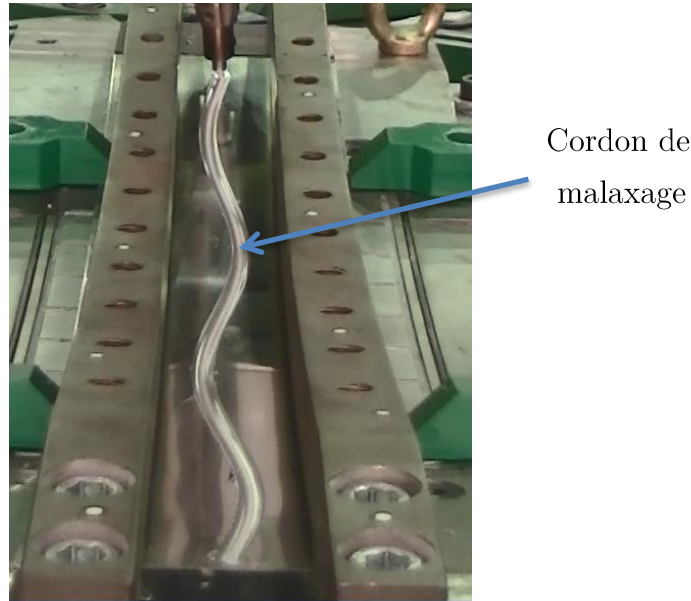


Figure 3.25 – Cordon de malaxage - trajectoire "sinus"

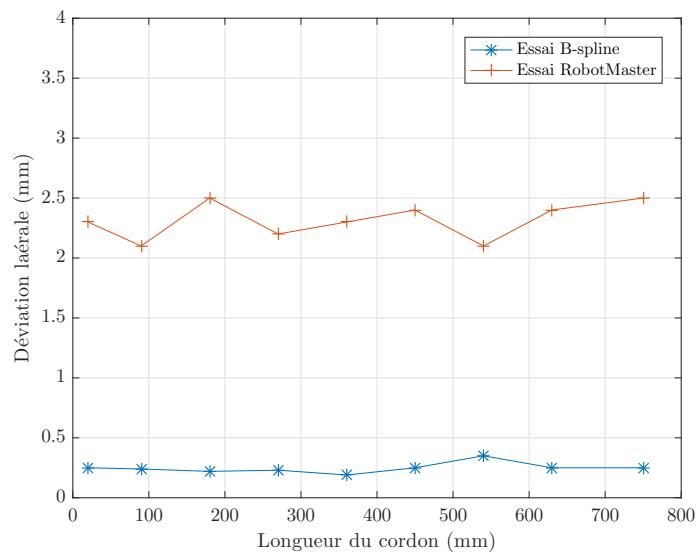
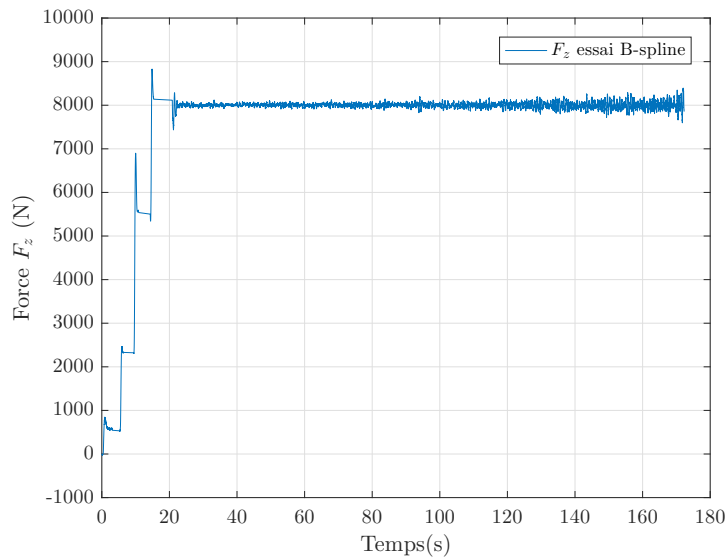


Figure 3.26 – Déviations latérales - trajectoire "sinus"

En conclusion, la méthodologie de génération de trajectoire adaptée qui tient compte des déflexions du robot a été validée sur la trajectoire "sinus". Sur cette trajectoire, tout


 Figure 3.27 – Force axiale F_z - trajectoire "sinus"

comme la trajectoire "arc de cercle", le vecteur tangent à la trajectoire ne présente pas de changement majeur de direction dans le repère fixe du robot. Alors, une trajectoire sous forme de "Z" a été définie avec de multiples changements de direction du vecteur tangent entraînant un changement majeur de direction des forces F_x et F_y dans le repère de base et donc une variation significative de la déviation latérale le long de la trajectoire.

3.8 Expérimentations sur une trajectoire sous forme de "Z"

La Figure 3.28 montre une esquisse de la trajectoire en "Z". Il s'agit d'une succession d'arcs de cercle et de droites raccordés par des arcs 3D. Cette trajectoire peut être décomposée en 9 zones. Le Tableau 3.5 regroupe la nature des courbes de chaque zone. Pour les expérimentations sur cette trajectoire, les paramètres de soudage sont les mêmes que ceux utilisés pour les trajectoires "sinus" et "arc de cercle".

Dans un environnement CAO, la trajectoire est discrétisée en 686 points régulièrement espacés de 2 mm. Les coordonnées de position x_{CAO} , y_{CAO} , z_{CAO} sont extraites et les angles d'orientation A_{CAO} , B_{CAO} , C_{CAO} sont calculées. En utilisant un paramétrage par abscisse curviligne normalisée, chaque coordonnée est modélisée par une courbe B-spline de degré 6 avec 306 coefficients de contrôle et un vecteur nœud de 313 éléments. La Figure 3.29 montrent les positions et angles d'orientation du parcours d'outil sur la trajectoire en "Z" en fonction du paramètre u .

Suivant les zones, les directions des forces F_x et F_y changent dans le repère fixe de base alors, les déflexions en position et en orientation varient le long de la trajectoire. La

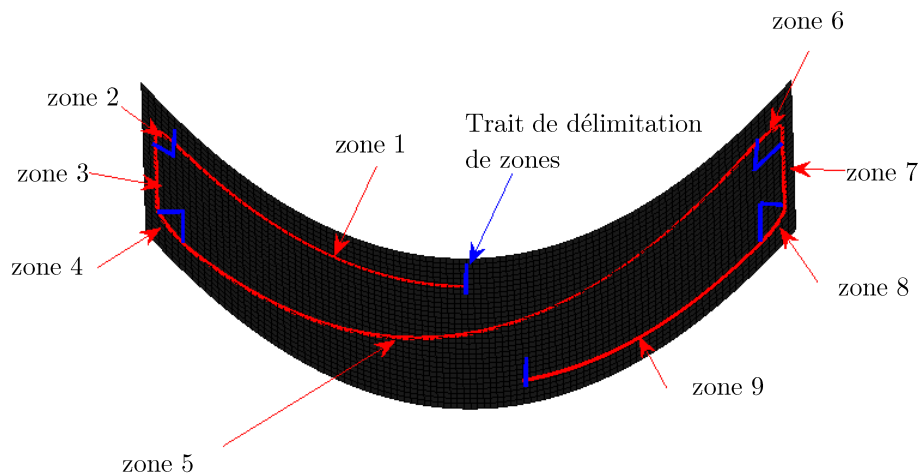


Figure 3.28 – Illustration de la trajectoire en "Z"

Tableau 3.5 – Nature des courbes dans les 9 zones de la trajectoire en "Z"

Zones	Nature de la courbe
1	arc de cercle
2	arc 3D
3	droite
4	arc 3D
5	arc d'hélice
6	arc 3D
7	droite
8	arc 3D
9	arc de cercle

Figure 3.30 montre les déflexions en position et la Figure 3.31 montre les déflexions en angles d'orientation. Les déflexions en orientation sont faibles et contenues dans l'intervalle de tolérance du procédé. Elles peuvent être négligées. Les déflexions en position Δx , Δy et Δz sont modélisées par des courbes B-splines de degré 6 avec 306 coefficients de contrôle et un vecteur nœud de 313 éléments.

Dans la mise en œuvre pratique, nous proposons une autre déclinaison de notre méthodologie. Cela consiste à programmer les coordonnées de la trajectoire issue de la CAO dans le fichier source KRL du robot et à programmer uniquement les déflexions Δx , Δy et Δz modélisées par les courbes B-splines dans l'ordinateur externe. Ainsi, chaque 12 ms le robot envoie ses coordonnées à l'ordinateur externe qui calcule l'abscisse curviligne et lui envoie en retour les corrections de déflexions préalablement calculées et modélisées par les courbes B-splines.

La Figure 3.32 montre le cordon de malaxage obtenu. Les déviations latérales sont mesurées dans les 9 zones de la trajectoire en "Z". Pour apprécier les améliorations ou

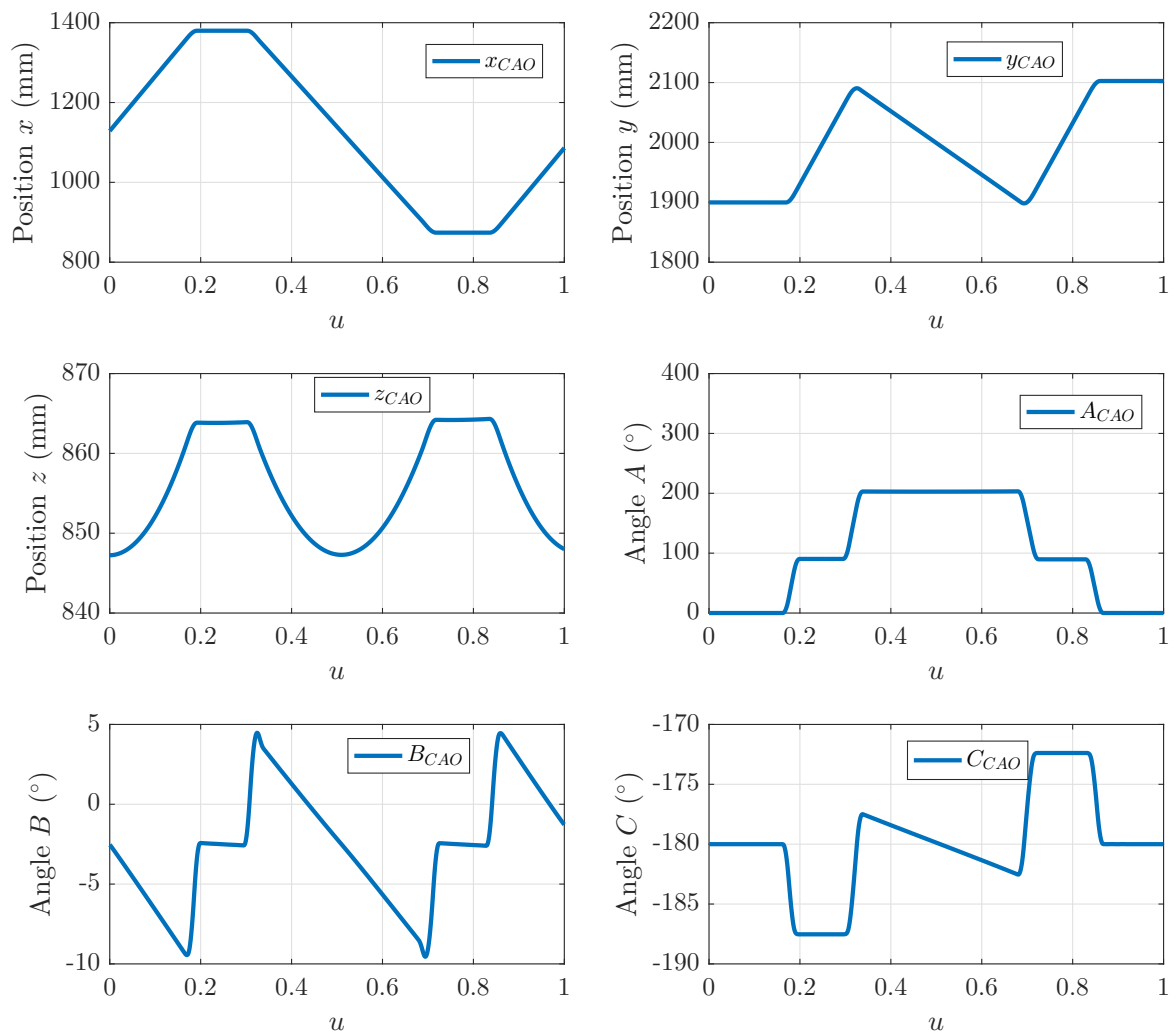


Figure 3.29 – Positions et angles d'orientation de l'outil FSW pour la trajectoire en "Z" issue de la CAO

non améliorations obtenues, un essai sans correction a été également effectué (Figure 3.33). Le Tableau 3.6 montre les déviations latérales obtenues pour les deux essais. Les suffixes "d, m et f" associées au numéro de zone sont mis pour indiquer que les mesures ont été prises en début, milieu ou fin de zone.

On remarque que le modèle de correction mis en œuvre a permis de corriger correctement les déviations dans les zones 1, 2, 7, 8 et 9. Par contre, dans les zones 3, 4, 5 et 6, d'importantes déviations résiduelles demeurent. Ceci s'explique par le fait que seule la déformation élastique du robot est prise en compte comme source d'erreur de positionnement.

En effet, sur cette trajectoire en "Z", les couples articulaires des axes 1, 4 et 5 changent de signe de façon cyclique le long de la trajectoire (Figure 3.34). Ainsi, les changements de signe des couples transmis correspondent à un positionnement différent de l'axe à cause

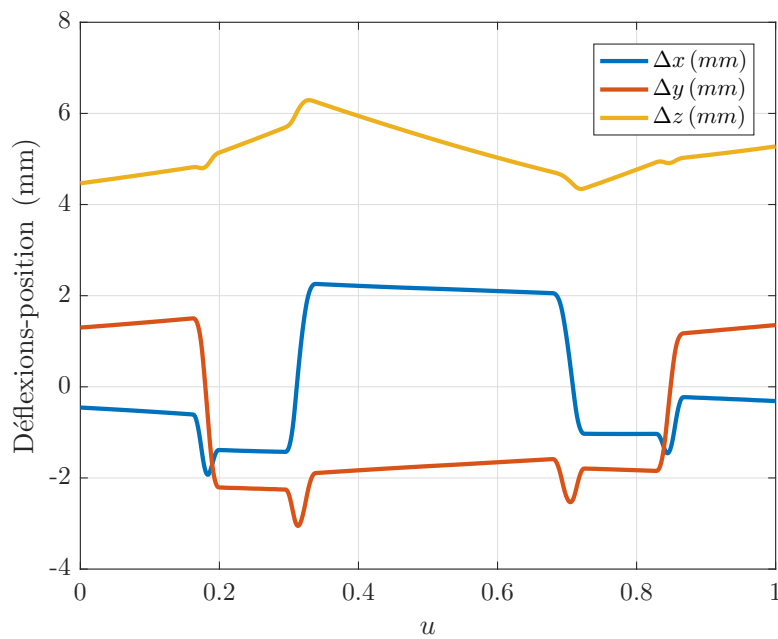


Figure 3.30 – Déflexions en position dans le repère outil- trajectoire en "Z"

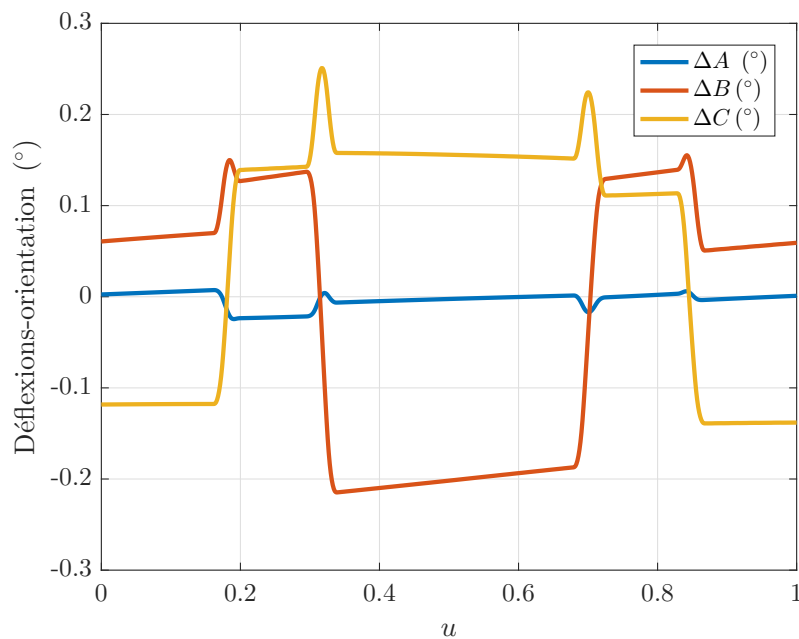


Figure 3.31 – Déflexions en angles d'orientation - trajectoire en "Z"

des jeux dans les transmissions mécaniques. Pour corriger intégralement les déviations latérales sur cette trajectoire, il s'avère nécessaire de mettre en œuvre un modèle de jeu.

La Figure 3.35 montre la représentation d'un modèle élasto-statique avec une intégration du jeu. En négligeant l'inertie et les frottements, un modèle classique de zone morte (*dead-zone model* en anglais) est utilisé pour la modélisation du jeu (Nordin et al., 1997; Nordin and Gutman, 2000, 2002; Akoto and Spangenberg, 2013).

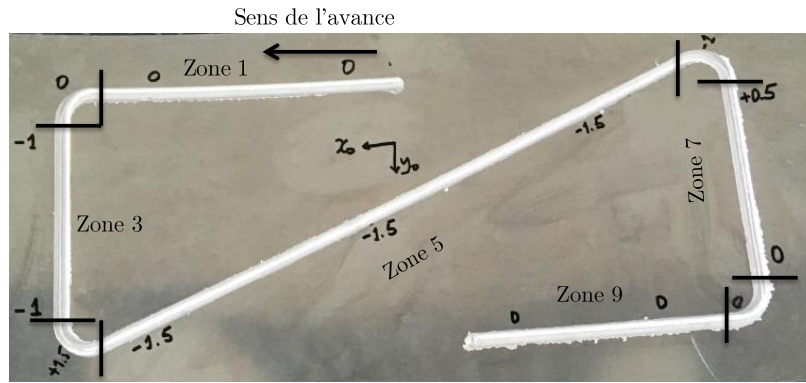


Figure 3.32 – Cordon de malaxage - trajectoire en "Z" (essai avec correction)

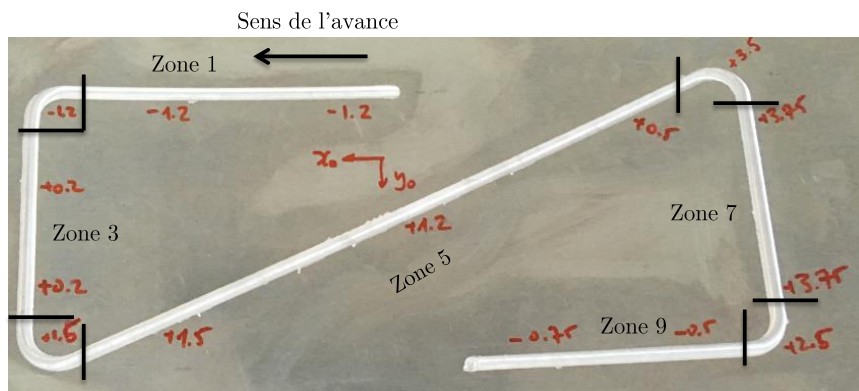


Figure 3.33 – Cordon de malaxage - trajectoire en "Z" (essai sans correction)

Tableau 3.6 – Mesure des déviations latérales - trajectoire en "Z"

Zones	Essai avec correction (mm)	Essai sans correction (mm)
1 _d	0	-1,2
1 _f	0	-1,2
2 _m	0	-1,2
3 _d	-1	+0,2
3 _f	-1	+0,2
4 _m	+1,5	+1,5
5 _d	-1,5	+1,5
5 _m	-1,5	+1,2
5 _f	-1,5	+0,5
6 _m	-1	+3,5
7 _d	+0,5	+3,75
7 _f	0	+3,75
8 _m	0	+2,5
9 _d	0	-0,5
9 _f	0	-0,75

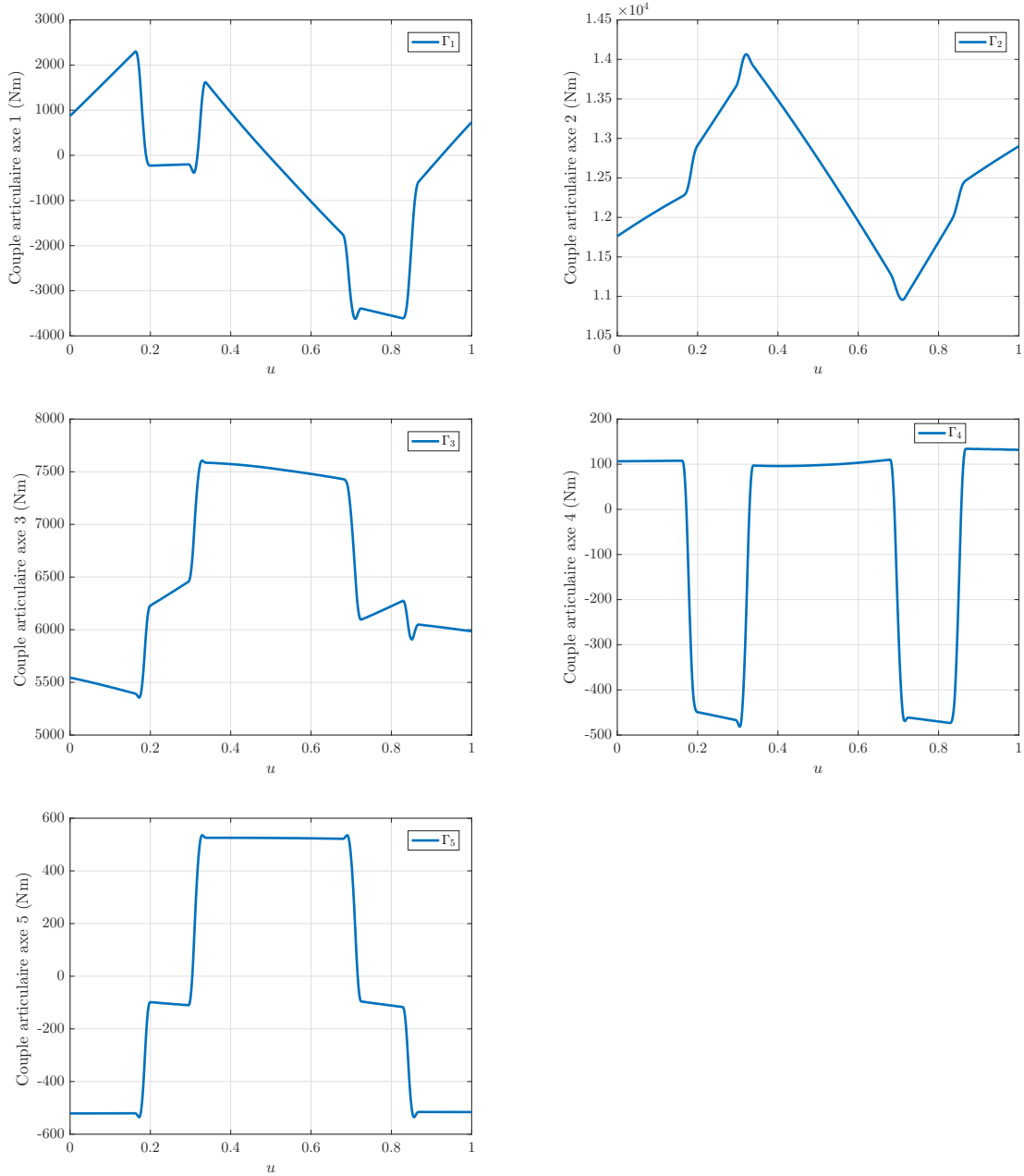


Figure 3.34 – Couples articulaires des axes 1, 2, 3, 4 et 5

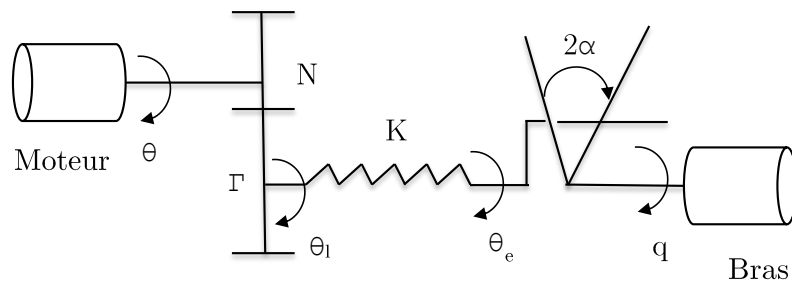


Figure 3.35 – Modèle de jeu d'une articulation

Avec $\Delta q = \theta_l - q$ et 2α la valeur du jeu de l'axe, nous avons :

$$\begin{cases} \Gamma = K(\Delta q - \alpha) & \Delta q > \alpha \\ \Gamma = 0 & |\Delta q| \leq \alpha \\ \Gamma = K(\Delta q + \alpha) & \Delta q < -\alpha \end{cases} \quad (3.19)$$

De manière simplifiée, nous avons :

$$\Gamma = K [\Delta q - \text{sign}(\Gamma)\alpha]. \quad (3.20)$$

Alors,

$$\Delta q = K^{-1}\Gamma + \text{sign}(\Gamma)\alpha \quad (3.21)$$

et en projetant dans le repère outil, on a :

$${}^t\Delta X = {}^tJ_t [K^{-1}\Gamma + \text{sign}(\Gamma)\alpha]. \quad (3.22)$$

Posons ${}^t\Delta X = {}^t\Delta X_e + {}^t\Delta X_{\text{jeu}}$ avec ΔX_e , la déviation due à l'élasticité et ΔX_{jeu} , la déviation due au jeu. La déviation latérale mesurée correspond à la composante de ${}^t\Delta X$ suivant l'axe y_t du repère outil. Si nous prenons pour Δy_m les mesures des déviations latérales sur l'essai sans correction et, ${}^t\Delta y_e$ la déviation latérale calculée avec le modèle élasto-statique, on a :

$$J_{21}\text{sign}(\Gamma_1)\alpha_1 + J_{22}\text{sign}(\Gamma_2)\alpha_2 + \dots + J_{26}\text{sign}(\Gamma_6)\alpha_6 = \Delta y_m - \Delta y_e \quad (3.23)$$

avec J_{ij} , $i, j = 1 \dots 6$, les coefficients de la matrice jacobienne tJ_t .

Nous faisons l'hypothèse que le jeu de l'axe 1 contribue plus aux déviations en position (bras de levier important) et que les jeux des axes 4 et 5 influencent moins les déviations en position (Freising et al., 2014). Nous avons :

$$J_{21}\text{sign}(\Gamma_1)\alpha_1 = \Delta y_m - \Delta y_e \quad (3.24)$$

Pour un nombre de mesures m_k de déviation latérales effectuées, on a :

$$\begin{cases} [J_{21}\text{sign}(\Gamma_1)]_{m1} \alpha_1 = \Delta y_{m1} - \Delta y_{e1} \\ [J_{21}\text{sign}(\Gamma_1)]_{m2} \alpha_1 = \Delta y_{m2} - \Delta y_{e2} \\ \vdots = \vdots \\ [J_{21}\text{sign}(\Gamma_1)]_{mk} \alpha_1 = \Delta y_{mk} - \Delta y_{ek} \end{cases} \quad (3.25)$$

Une solution au sens des moindres carrés de ce système d'équations donne :

$$\alpha_1 = (W^T W)^{-1} W^T R \quad (3.26)$$

avec

$$W = \begin{bmatrix} [J_{21}\text{sign}(\Gamma_1)]_{m1} \\ \vdots \\ [J_{21}\text{sign}(\Gamma_1)]_{mk} \end{bmatrix}$$

et

$$R = \begin{bmatrix} \Delta y_{m1} - \Delta y_{e1} \\ \vdots \\ \Delta y_{mk} - \Delta y_{ek} \end{bmatrix}$$

En appliquant la méthode sur les 15 mesures effectuées dans les 9 zones, nous obtenons une valeur de jeu sur l'axe 1 $2\alpha_1 = 0,00149$ rad soit 5,1 arcmin.

En expérimentant ce modèle de correction élasto-statique avec prise en compte du jeu de l'axe 1, nous avons pu corriger l'ensemble des déviations latérales de la trajectoire en "Z" (Figure 3.36). Le Tableau 3.7 recense les déviations latérales résiduelles sur cet essai de correction avec modèle local de jeu. Ces déviations résiduelles sont dans la tolérance $\pm 0,5$ mm admise. Le modèle de jeu déterminé est un modèle local simplifié et n'a pas été validé sur d'autres trajectoires et dans tout l'espace de travail du robot. De futurs travaux doivent être envisagés pour déterminer un modèle global de jeu. Aussi, d'autres modèles de jeu (Vörös, 2010; Papageorgiou et al., 2017; Márton and Lantos, 2009; Merzouki and Cadiou, 2005; Ruderman et al., 2009) peuvent être envisagés.

L'analyse de la courbe d'effort lors de l'essai de correction montre que la force axiale F_z a été correctement maintenue tout le long de la trajectoire (Figure 3.37).

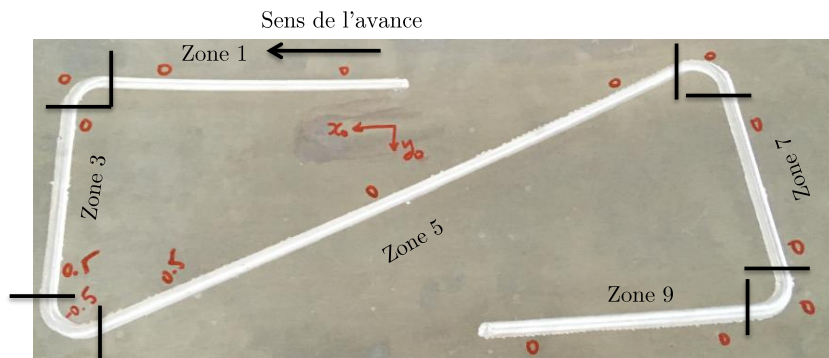
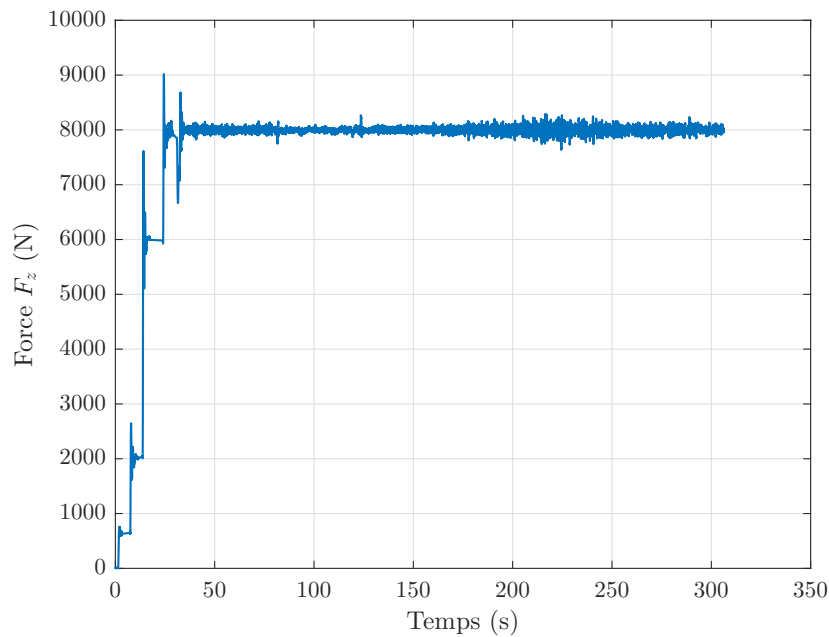


Figure 3.36 – Déviations latérales - trajectoire en "Z" (essai avec correction par modèle élasto-statique et jeu)

Tableau 3.7 – Mesure des déviations latérales sur l'essai avec correction du jeu - trajectoire en "Z"

Zones	1 _d	1 _f	2 _m	3 _d	3 _f	4 _m	5 _d	5 _m	5 _f	6 _m	7 _d	7 _f	8 _m	9 _d	9 _f
Valeur (mm)	0	0	0	0	0,5	-0,5	0,5	0	0	0	0	0	0	0	0

Figure 3.37 – Force axiale F_z - trajectoire en "Z"

3.9 Conclusion

Dans ce chapitre, une méthode de génération hors-ligne de trajectoire basée sur les courbes de Bézier et les courbes B-splines a été présentée. Les différentes étapes de la méthodologie ont été décrites et des validations expérimentales sur trois types de trajectoire différentes ont été effectuées. La génération de trajectoire adaptée par des courbes de Bézier a été validée sur une trajectoire "arc de cercle" avec un soudage de pièces en configuration bout à bout. La mise en œuvre de la méthode sur la trajectoire "arc de cercle" a permis d'obtenir une déviation résiduelle en valeur moyenne de 0,3 mm comparée à 2,8 mm lorsqu'on fait un essai sans correction des déflexions, soit un gain d'amélioration de 89 %. Aucun défaut de soudage relatif à une déviation d'outil n'a été observé pour cette configuration de soudage bout à bout. La déviation résiduelle reste dans les tolérances du procédé. Sur une trajectoire "sinus", l'utilisation des B-splines pour la génération de trajectoire adaptée a été validée. Sur la trajectoire sinus, une déviation résiduelle de 0,27 mm a été obtenue comparée à 2,32 mm pour un essai sans correction de déflexions, soit un gain d'amélioration de 88 %. La déviation résiduelle reste dans les tolérances du procédé. La validation de la méthode sur une trajectoire en "Z" a permis de mettre en évidence que l'implémentation d'un modèle linéaire élasto-statique de déformation utilisé pour les deux trajectoires précédentes ne suffit pas pour compenser intégralement les déviations sur des trajectoires où les axes subissent des changements de signe de couples le long de la trajectoire. Ainsi, un modèle local de jeu sur l'axe 1 a été déterminé pour compenser les déflexions sur la trajectoire en "Z". Ce modèle local n'est valable qu'à l'emplacement

de l'outillage expérimental où les essais ont été effectués. Pour ce faire, de futurs travaux peuvent être entrepris pour déterminer un modèle global de jeu sur les différents axes du robot KR500-2MT. Pour passer outre à la modélisation complexe de phénomènes non linéaires tels que le jeu, une deuxième solution de correction des déviations d'un robot FSW soumis à de fortes charges est envisagée. Il s'agit d'implémenter une commande de position en boucle fermée à partir de mesures des capteurs extéroceptifs à l'instar d'un capteur de profilométrie laser, ce qui est l'objectif du chapitre 4.

Publications

Les principaux résultats obtenus et décrits dans ce chapitre ont été publiés dans une revue internationale à comité de lecture ([Kolegain et al., 2018a](#)) et présentés dans deux conférences internationales avec actes ([Kolegain et al., 2018b](#), [2019](#)).

4

Compensation de déflexions par une commande référencée capteur

Sommaire

4.1	Introduction	94
4.2	Description du système "robot Kuka KR500-2MT-capteur laser Keyence LJ-V7080"	95
4.3	Algorithme d'extraction de points caractéristiques d'un joint de soudure et d'étalonnage du capteur	98
4.4	Modèles de déplacement rigide du robot	102
4.5	Lois de commande	103
4.6	Validations expérimentales	109
4.7	Conclusion	117

4.1 Introduction

Dans le chapitre précédent, une stratégie de correction de trajectoires à partir d'un modèle linéaire de déformation élasto-statique du robot a été présentée. Cette stratégie présente des limites dans la mesure où des non-linéarités interviennent également dans la déviation des robots industriels sur certains types de trajectoires à l'instar de la trajectoire en "Z" présentée précédemment. Pour ce faire, deux solutions peuvent être envisagées.

La première solution consiste à modéliser ces phénomènes non-linéaires dans les articulations. De futurs travaux peuvent être envisagés pour développer un modèle de jeu pour tous les axes. Etant donné que ces modèles peuvent être complexes et tous les phénomènes ne peuvent être pas pris en compte, la deuxième solution de correction consiste à implémenter des capteurs extéroceptifs pour mesurer les déviations de trajectoires et à corriger la position réelle du robot à partir du retour d'informations des capteurs. Cette méthode d'implémentation de capteurs externes pour réaliser la commande de robot se nomme en général la commande référencée capteur. Parmi les capteurs utilisés, les caméras de vision sont plus fréquemment retrouvées. Les travaux sur l'usage des caméras de vision pour réaliser la commande de mouvement des robots ont commencé dans les années 1980 et se regroupent sous la thématique d'asservissement visuel ou en anglais "*Visual Servoing*" (Chaumette and Hutchinson, 2008; Espiau et al., 1992).

Dans le cas de la robotisation des procédés de soudage, les techniques de suivi de gabarit ou de suivi de joint à base de capteurs disposant de caméra peuvent être considérées comme des techniques d'asservissement visuel. Pour le RFSW, De Backer (2014a), a réalisé un suivi de gabarit à partir de deux capteurs laser de déplacement 1D. La mise en place du gabarit pour des trajectoires complexes et l'environnement très encombré du FSW rend cette solution lourde à mettre en œuvre.

Pour notre travail, la solution par suivi de joint est abordée. Cette solution a déjà fait l'objet de nombreux travaux pour différents procédés de soudage notamment le soudage à l'arc et le soudage laser. Une revue de la littérature sur les capteurs utilisés et les différentes techniques de suivi de joint a été effectuée dans Rout et al. (2019), Ozelik and Moore (2003), Katayama (2013). En ce qui concerne le procédé de soudage par friction malaxage robotisé, les travaux trouvés sont ceux de De Backer et al. (2012a) dans lesquels une caméra de vision a été utilisée. Pour les autres procédés, des caméras de vision (Lee and Na, 2002; Chen et al., 2011; Shen et al., 2010), des caméras assistées d'un ou plusieurs faisceaux laser (Fang et al., 2010; Ding et al., 2016; Suyi et al., 2009; Zhang et al., 2009; Zou et al., 2018a,b), des capteurs laser de déplacement (De Graaf et al., 2010; Lü et al., 2017; Chang et al., 2012; Luo and Chen, 2005) sont utilisés. D'autres capteurs non visuels comme les capteurs ultrasons et les capteurs électromagnétiques (Kim and Shin, 2003; You and Kim, 2002) sont aussi utilisés. De même que pour les caméras de vision, l'extraction des caractéristiques du joint de soudure en utilisant les caméras assistées de laser se basent sur

les images acquises par la caméra. Cela nécessite de lourdes tâches de traitement d'images pour supprimer le bruit du procédé, définir la région d'intérêt et détecter le joint de soudure. Pour cette dernière, des algorithmes de détection de bord tels que les algorithmes de Sobel, Canny, Robert, Canny amélioré, Prewitt, la transformation de Hough sont utilisés (Xu et al., 2015). Pour passer outre à ces tâches de traitement d'images, des capteurs laser de déplacement peuvent être utilisés. Avec ces capteurs, les positions sont préalablement calculées par le capteur en utilisant le principe de triangulation et les coordonnées des points caractéristiques du joint de soudure peuvent être directement obtenues. Ainsi, nous avons opté pour un capteur laser de déplacement 2D pour suivre le joint de soudure au cours d'une opération de soudage par friction malaxage robotisé. Le capteur laser utilisé est de marque Keyence, série LJ, version 7080 (Keyence LJ-V7080) projetant une ligne de faisceau laser.

Dans ce chapitre, les différentes étapes pour réaliser un suivi de joint à partir d'un capteur laser sont présentées. La première étape consiste à paramétrer le capteur afin d'extraire les coordonnées des points caractéristiques de la ligne de joint, la seconde étape à étalonner le capteur pour obtenir les mesures du capteur dans un repère de travail du robot, et la troisième étape à synthétiser une loi de commande pour corriger les déviations de trajectoires. Le système "robot Kuka KR500-2MT- capteur laser Keyence LJ-V7080" est présenté au §4.2. Les algorithmes d'extraction des coordonnées des points caractéristiques de la ligne de joint et la méthode d'étalonnage du capteur sont décrits au §4.3. En vue de synthétiser des lois de commande, le modèle du système robot-capteur est identifié au §4.4. Les lois de commande synthétisées sont présentées au §4.5. Les validations expérimentales et la conclusion sont respectivement présentées aux §4.6 et §4.7.

4.2 Description du système "robot Kuka KR500-2MT- capteur laser Keyence LJ-V7080"

Le capteur LJ-V7080 du fabricant Keyence est un instrument de mesure de profils composé d'une caméra CMOS et d'un laser bleu générant un faisceau très fin pour une mesure de profil stable (Keyence, 2014a). Le capteur a une distance de référence de 80 mm, une plage de mesure de ± 23 mm et une résolution de $50 \mu\text{m}$. Le Tableau 4.1 regroupe quelques caractéristiques de ce capteur de profil. Le système capteur comprend une tête (caméra et laser) et un contrôleur qui contient une mémoire enregistrant tous les paramètres de mesure du capteur ainsi que les données de profil. La tête du capteur est montée sur la tête de soudage FSW par l'intermédiaire d'un support (Figure 4.1). Elle est connectée au contrôleur qui, à son tour, est relié à un ordinateur externe par une liaison série (Figure 4.2). Un logiciel constructeur dénommé "LJ-Navigator2" installé sur l'ordinateur externe permet de régler les paramètres de mesure désirés. Parmi les paramètres de réglage, des fréquences

Tableau 4.1 – Caractéristiques du capteur Keyence LJ-V7080

Caractéristiques	Valeurs
Type de laser	Laser bleu à semi-conducteur
Distance de référence	80 mm
Plage de mesure (hauteur)	80 ± 23 mm
Plage de mesure (largeur)	32 ± 7 mm
Intervalle d'émission des données de profil (largeur)	$50 \mu\text{m}$

d'acquisition de profils (10 Hz – 64 kHz), des plages de mesure, des filtres (passe bas, passe haut, médian) peuvent être réglés. Plusieurs modes de mesure (hauteur, position, largeur, angle, rayon, distance, pas...) et plusieurs cibles à mesurer sur le profil (crête, bas, point d'inflexion, moyenne, point d'intersection...) sont disponibles et permettent d'obtenir les coordonnées des points d'intersection de la nappe laser avec l'objet à mesurer dans un repère interne au capteur. Le détail de ces modes de réglage peut être trouvé dans le manuel d'utilisation du capteur (Keyence, 2014b). Dans le but d'exploiter ces mesures pour



Figure 4.1 – Montage du capteur sur le robot

faire du suivi de joint, un programme C++ a été développé pour récupérer les valeurs de mesure du capteur. Le programme C++ installé sur l'ordinateur externe, communique avec le contrôleur du capteur par le biais d'une liaison USB. Grâce au "*Framework RSI*" de Kuka, le programme C++ communique également avec la baie de commande du robot au travers de la liaison Ethernet sur un mode de communication "*half-duplex*" pour recevoir les positions du robot et envoyer les signaux de correction de trajectoire au robot. Le "*Framework RSI*" de la commande Kuka KRC2 dispose d'un cycle de communication de 12 ms soit une fréquence f_r de commande de 83,33 Hz. La fréquence d'échantillonnage du capteur laser f_c sera donc réglée sur une fréquence multiple de f_r . Pour les essais, nous

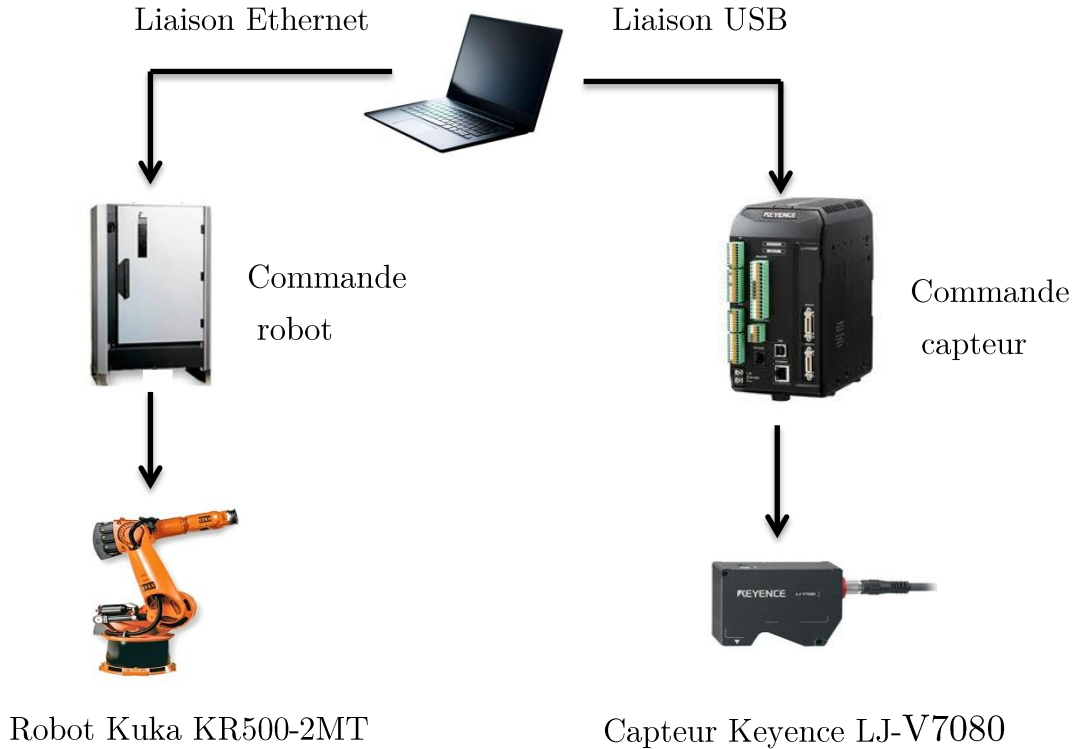


Figure 4.2 – Système robot-ordinateur externe-capteur

avons réglé la fréquence d'échantillonnage du capteur à $f_c = 1000$ Hz soit :

$$f_c = 12 * f_r \quad (4.1)$$

Dans un cycle, la séquence de communication entre le capteur laser, l'ordinateur externe et la commande du robot se présente comme suit :

- A un instant t_k , l'ordinateur externe reçoit du robot la trame de données configurée dans le fichier de configuration du RSI envoyée par le robot ;
- à l' instant $t_k + \delta T1$, l'ordinateur externe reçoit les mesures du capteur laser ;
- à l'instant $t_k + \delta T2$, l'ordinateur externe envoie au robot la trame de correction de trajectoires ;

avec $k = 1...N$, N étant le nombre de cycles sur un déplacement du robot.

Les temps $\delta T1$ et $\delta T2$ ont été mesurés sur un déplacement à vide du robot suivant une trajectoire rectiligne de 100 mm. La Figure 4.3 montre les temps mesurés sur les cycles 100 à 105. Nous obtenons un temps moyen $\delta T1 = 3,2$ ms et $\delta T2 = 3,6$ ms. La trame de correction de trajectoires est donc envoyée 0,4 ms après la réception des valeurs du capteur laser, ce délai peut être négligé. Pour une vitesse de déplacement de 300 mm/min qui correspond à la vitesse utilisée lors de nos essais de soudage, le déplacement entre l'instant t_k et l'instant $t_k + \delta T1$ équivaut à $15 \mu\text{m}$, ce qui est très faible. En général, le procédé FSW est effectué à de faibles vitesses de soudage, ce délai $\delta T1$ de 3,2 ms peut donc

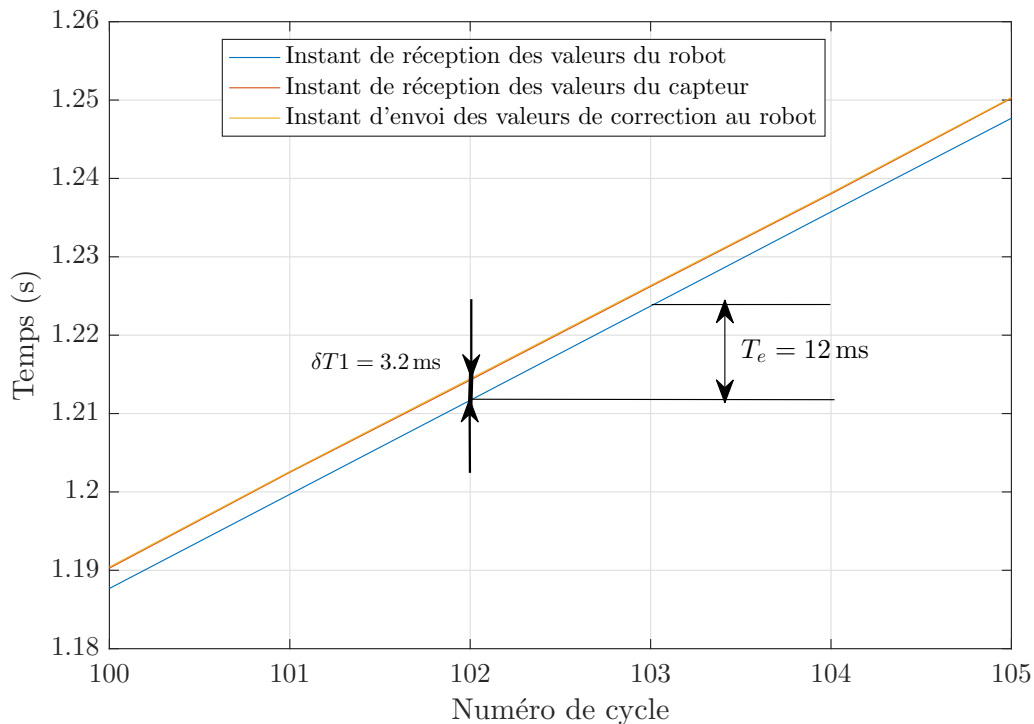


Figure 4.3 – Mesure des temps de délai

être négligé. Pour des vitesses de soudage élevées pouvant tendre vers 3 m/min (Hovanski et al., 2015; Zhang et al., 2017), une interpolation de positions entre les instants t_k et t_{k+1} peut être effectuée pour déterminer la position réelle du robot à l'instant de mesure du capteur $t_k + \delta T1$ (De Graaf et al., 2004; Liu et al., 2004). Une fois la communication entre l'ordinateur externe, le robot et le capteur établie, il faut régler le capteur afin de mesurer les coordonnées des points caractéristiques d'un joint de soudure.

4.3 Algorithme d'extraction de points caractéristiques d'un joint de soudure et d'étalonnage du capteur

4.3.1 Algorithme d'extraction de points caractéristiques

Dans les procédés de soudage en général, différentes configurations des joints de soudure telles que les configurations en bout à bout, en T, en recouvrement sont rencontrées. La forme du profil laser sur le joint diffère d'une configuration à l'autre. Il en est de même pour l'extraction de points caractéristiques. Dans la suite de ce travail, nous mettons en œuvre les algorithmes pour une configuration de soudage en bout à bout.

Pour une configuration de soudage de type bout à bout, deux tôles sont accostées avec un léger jeu. La ligne de joint se caractérise par l'interface d'accostage entre les deux tôles. Avec un jeu entre les pièces supérieur à l'intervalle d'émission des données de profil

suivant l'axe x_s (0,05 mm), le laser peut identifier les deux bords de l'interface de soudage. La Figure 4.4 montre un exemple de profil avec des bords détectés par le laser. Les points notés $FP1$ et $FP2$ correspondent aux bords détectés. Leurs coordonnées sont données dans le repère local du capteur noté (O_S, x_s, y_s, z_s) . Le capteur utilisé est un laser 2D. Les points $FP1$ et $FP2$ sont contenus dans le plan (O_S, x_s, z_s) du laser. Les coordonnées suivant l'axe y_s sont donc nulles. Notons ${}^S FP1 = [{}^S FP1_x \ 0 \ {}^S FP1_z]^T$ et ${}^S FP2 = [{}^S FP2_x \ 0 \ {}^S FP2_z]^T$, les coordonnées des points $FP1$ et $FP2$ dans le repère du capteur. Le point de suivi de joint est défini comme étant le milieu des points $FP1$ et $FP2$. Notons E ce point de suivi du joint.

$${}^S E = \begin{bmatrix} \frac{{}^S FP1_x + {}^S FP2_x}{2} \\ 0 \\ \frac{{}^S FP1_z + {}^S FP2_z}{2} \end{bmatrix} \quad (4.2)$$

Outre les coordonnées du point de suivi, l'angle entre le profil de la pièce et l'axe x_s du capteur est également programmé. Cet angle correspond à une orientation du robot autour du vecteur tangent. L'environnement du FSW étant bruité, les données sont filtrées par un filtre réjecteur de la fréquence de rotation de l'outil et un filtre passe-bas. Toutefois, des données erronées peuvent subvenir. Elles sont remplacées par la moyenne des trois derniers échantillons corrects.

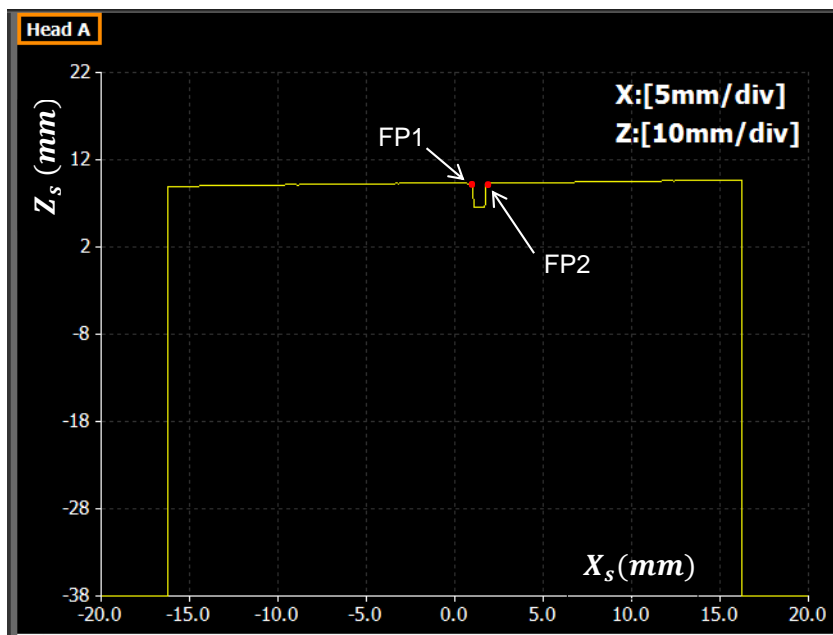


Figure 4.4 – Exemple de détection des bords par le capteur laser

Les coordonnées du point de suivi étant connues dans le repère du capteur laser, elles doivent être converties dans un repère connu du robot afin de pouvoir effectuer les corrections de trajectoires. Cette étape se nomme l'étalonnage.

4.3.2 Etalonnage du capteur laser

Les problématiques sur l'étalonnage d'un capteur monté sur un robot sont connus, en anglais, sous l'expression de *"hand-eye calibration"* ou *"sensor mounted registration problem"*. Il consiste à trouver la matrice de transformation homogène entre le repère du capteur et un repère du robot (repère de la flange (axe 6), repère de l'outil ou repère de base). [Shiu and Ahmad \(1987\)](#) ont formulé le problème sous forme mathématique avec une équation du type :

$$AX = XB \quad (4.3)$$

avec $A_{(4 \times 4)}$ la matrice de passage du repère d'outil d'une pose 1 vers une pose 2, $B_{(4 \times 4)}$ la matrice de passage du repère du capteur de la pose 1 vers la pose 2, $X_{(4 \times 4)}$ la matrice de transformation recherchée entre le repère du capteur et le repère d'outil (Figure 4.5).

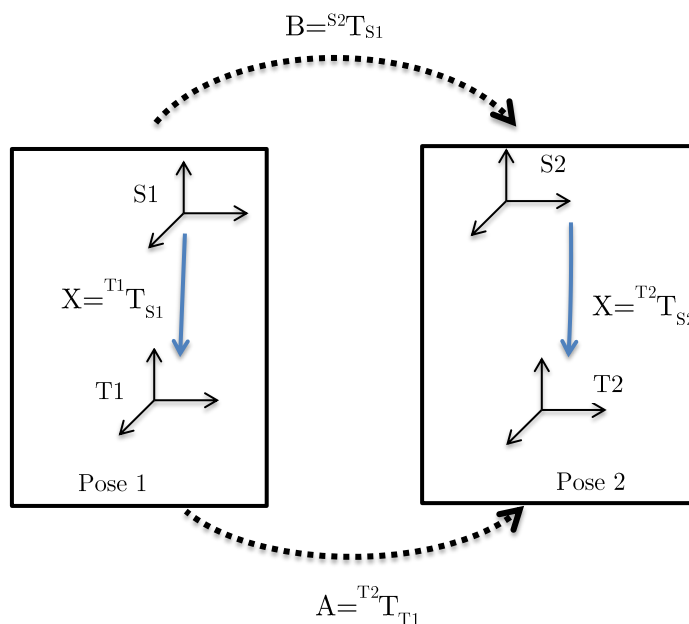


Figure 4.5 – Illustration des repères pour l'étalonnage

Pour trouver une solution à l'équation (4.3), deux mouvements du robot sont nécessaires afin de former un système de deux équations :

$$\begin{cases} A_1 X = X B_1 \\ A_2 X = X B_2 \end{cases} \quad (4.4)$$

La résolution de ce système d'équations nécessite que les axes de rotation des deux mouvements ne soient pas parallèles (Shiu and Ahmad, 1989). Les matrices $\{(A_1, B_1), (A_2, B_2)\}$ étant connues avec un bruit de mesure, Park and Martin (1994) proposent d'effectuer n mesures des matrices A et B , soient $\{(A_1, B_1), (A_2, B_2), \dots, (A_n, B_n)\}$ et de résoudre l'équation (4.3) en minimisant un critère d'erreur. Différentes techniques de résolution de l'équation (4.3) ont été proposées dans la littérature. Parmi ces techniques, certaines consistent à trouver d'abord une solution exacte (Shiu and Ahmad, 1989; Wang, 1992; Chou and Kamel, 1988; Horaud and Dornaika, 1995) ou approchée (Tsai and Lenz, 1989; Park and Martin, 1994; Fassi and Legnani, 2005) de la matrice d'orientation de la matrice homogène X puis à trouver ensuite le vecteur de translation de la matrice X . Pour ces techniques, l'erreur commise sur la matrice d'orientation se propage dans la solution du vecteur translation. Ainsi, d'autres techniques portent sur la recherche simultanée de la matrice d'orientation et du vecteur position pour éviter la propagation d'erreur des méthodes précédentes (Daniilidis, 1999; Dornaika and Horaud, 1998; Li et al., 2010; Zhuang et al., 1994). Une revue générale de ces méthodes de résolution est effectuée dans Shah et al. (2012).

Les matrices A_i de passage du repère de la flange d'une pose i du robot à une pose $i + 1$ peuvent être obtenues grâce aux coordonnées articulaires du robot et au modèle géométrique du robot. Les matrices B_i , contrairement aux matrices A_i , sont calculées à partir d'un objet d'étalonnage dont les dimensions sont connues et qui est placé dans le champ de vision du capteur lors des différents mouvements du robot. Cette méthode d'obtention des matrices $\{(A_i B_i)\}$ a été utilisée dans De Graaf (2007) et Huissoon (2002) et la méthode de Park and Martin (1994) a été utilisée pour résoudre l'équation (4.3) dans le cadre de l'étalonnage d'un capteur laser utilisé pour le suivi de joint en soudage laser.

Il faut noter que l'étalonnage du capteur doit être refait à chaque opération de démontage puis montage du capteur sur le robot. Ainsi, nous avons préféré développé dans ce travail, une méthode simple, pratique en milieu industriel pour l'étalonnage du capteur laser LJ-V7080. Cet étalonnage consiste à déterminer la matrice de transformation homogène ${}^tT_{S(4 \times 4)}$ entre le repère du capteur laser et le repère outil du robot.

$${}^tT_S = \begin{bmatrix} {}^tR_S & {}^tP_S \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (4.5)$$

avec tR_S et tP_S , respectivement la matrice d'orientation et le vecteur translation du repère laser dans le repère outil. Le capteur laser est monté sur un support fixé sur la tête de soudage. Les dimensions géométriques de ce support sont connues. A partir de ces dimensions géométriques, la matrice d'orientation tR_S peut être déduite. Pour obtenir le vecteur de translation, le robot est placé sur le bord d'une tôle plane. Le capteur étant monté dans la direction avant par rapport à l'outil FSW, cette distance-avant dénommée

en anglais, "*Look Ahead Distance (LAD)*" peut être mesurée. Soit ${}^S I$, les coordonnées du point d'intersection du faisceau laser avec le bord de la tôle. Le vecteur translation ${}^t P_S$ de la matrice homogène est déterminé en résolvant l'équation suivante :

$$[LAD \ 0 \ 0]^T = {}^t R_S \times {}^S I + {}^t P_S \quad (4.6)$$

Application :

Pour les essais d'expérimentation, le capteur a été monté pour avoir une distance LAD d'environ 25 mm afin d'éviter l'interférence des copeaux enlevés au cours du procédé FSW dans le champ de vision du laser. La matrice de transformation obtenue entre le repère laser et le repère outil est :

$${}^t T_S = \begin{bmatrix} 0,0000 & 0,7705 & 0,6374 & 18,3070 \\ 0,9995 & -0,0189 & 0,0228 & -1,9392 \\ 0,0296 & 0,6371 & -0,7701 & 8,0369 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (4.7)$$

${}^t P_S = [18,3070 \ -1,9392 \ 8,0368]^T$ est exprimé en mm.

Une fois l'étalonnage effectué, les coordonnées du point de suivi ${}^t E = [E_x \ E_y \ E_z]$ d'une trajectoire dans une configuration de soudage bout à bout sont connues dans le repère outil du robot. La position du centre d'outil par rapport à la ligne de joint est donc déterminée et sera corrigée dans le cas de déviation du robot de la ligne de joint. Pour corriger ces déviations, un modèle de déplacement du robot est identifié et une loi de commande synthétisée.

4.4 Modèles de déplacement rigide du robot

La commande de correction de position du robot Kuka est basée sur la fonction "*path-corr*" du RSI. La Figure 4.6 montre le schéma-bloc de cette commande. Ce schéma-bloc comprend un intégrateur avec une constante d'intégration $K_I = 1/T_e$ ($T_e = 12$ ms),

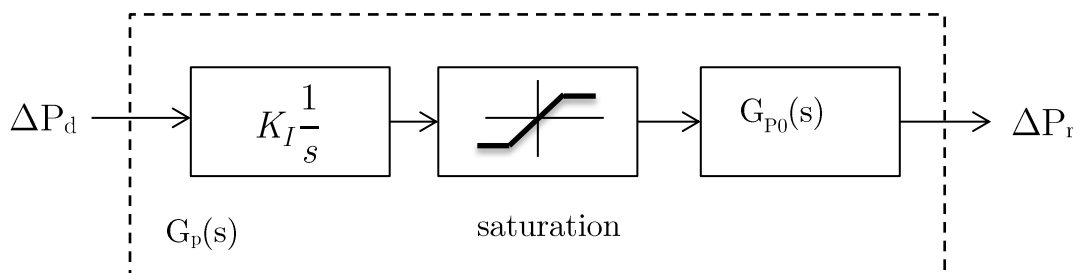


Figure 4.6 – Schéma-bloc de la commande en position du RSI

une fonction de saturation et une fonction de transfert $G_{P_0}(s)$ qui rend compte de la dynamique de la correction. $\Delta P_d = [\Delta x_d \quad \Delta y_d \quad \Delta z_d]^T$ représente les commandes de déplacement désirées dans les directions x, y, z du robot et $\Delta P_r = [\Delta x_r \quad \Delta y_r \quad \Delta z_r]^T$, le déplacement réel du robot.

Pour des raisons de sécurité, la fonction de saturation permet de paramétrer les commandes minimale et maximale autorisées au cours d'un déplacement. Par défaut, ces valeurs minimum et maximum sont réglées à ± 5 mm pour les corrections en translation. La fonction de transfert $G_{P_0}(s)$ du robot Kuka KR500-2MT de l'Institut de Soudure a déjà été identifiée dans Wang (2016).

La méthode utilisée consiste à modéliser la fonction de transfert $G_{P_0}(s)$ par un système du deuxième ordre :

$$G_{P_0}(s) = \frac{K}{1 + \frac{2\xi}{\omega_n}s + \frac{1}{\omega_n^2}s^2} \quad (4.8)$$

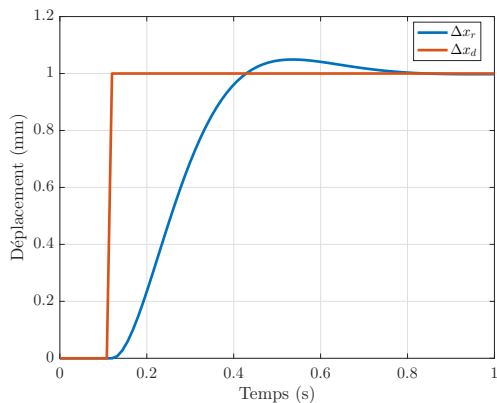
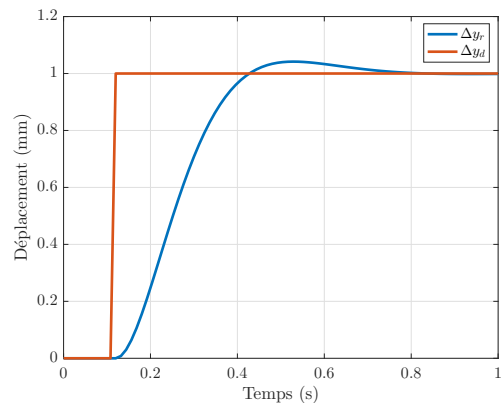
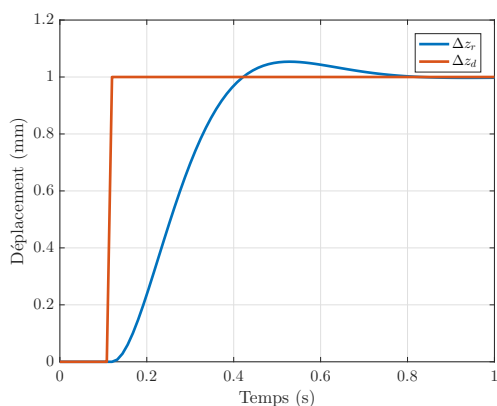
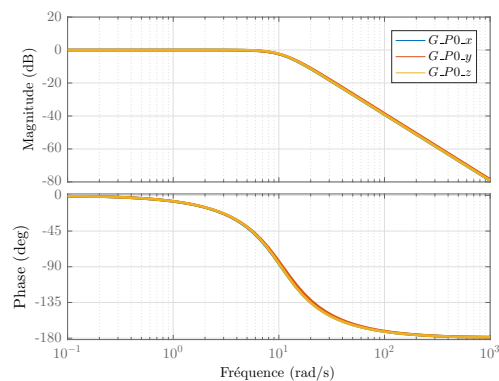
avec K le gains statique, ξ le coefficient d'amortissement et ω_n la pulsation propre non amortie. Pour les trois directions x, y et z , un gain statique $K = 1$, un coefficient d'amortissement $\xi = 0,7$ et une pulsation propre non amortie $\omega_n = 10$ rad/s sont identifiés. Les Figures 4.7, 4.8, et 4.9 montrent les réponses indicielles des fonctions de transfert identifiées respectivement dans les directions x, y et z et la Figure 4.10 montre les diagrammes de Bode.

4.5 Lois de commande

Nous définissons dans ce travail une *tâche* qui est de commander la position et/ou l'orientation du robot afin de maintenir l'outil FSW sur la ligne de joint de soudure. Pour réaliser la loi de commande, il est donc nécessaire de connaître l'interaction entre les informations du capteur et les déplacements en position et en orientation du robot. Grâce aux mesures du capteur, les coordonnées du point de suivi sont connues dans le repère outil.

Dans la mesure où l'axe x_t du repère outil est aligné sur le vecteur tangent à la trajectoire, la variation de la mesure du capteur est liée au déplacement en position du robot.

L'angle d'orientation du robot autour du vecteur tangent mesuré par le capteur permet de corriger les déflexions autour de l'angle C . Mais, nous nous intéressons qu'à la correction du décalage latéral de l'outil FSW dans la suite de ce travail. Alors, seule la coordonnée du point de suivi suivant l'axe y_t , tE_y , est utilisée comme mesure. Notons par $d = {}^tE_y$, la mesure et par d_c la consigne. On définit la *fonction de tâche* telle que décrite dans les travaux de Samson and Espiau (1990); Samson et al. (1991); Chaumette et al. (1991) par


 Figure 4.7 – Réponse indicielle dans la direction x

 Figure 4.8 – Réponse indicielle dans la direction y

 Figure 4.9 – Réponse indicielle dans la direction z

 Figure 4.10 – Diagrammes de Bode de G_{P0} dans les directions x, y, z

$e(t) = d(t) - d_c(t)$. L'objectif de la loi de commande est alors de faire converger cette fonction vers la valeur nulle. Pour cela, la consigne doit être clairement définie.

4.5.1 Génération de la consigne de tâche

La génération de la consigne constitue une tâche déterminante en asservissement visuel car une mauvaise détermination de la consigne engendre des erreurs de précision de l'asservissement (Espiau, 1995).

La consigne d_c est nulle pour des trajectoires rectilignes. En effet, lorsque le robot se trouve sur une ligne de joint rectiligne, la projection du point de suivi situé à la distance LAD en avant de l'outil suivant l'axe y_t du repère outil est nulle. Mais pour des trajectoires complexes, cette projection n'est plus nulle le long de la trajectoire (Figure 4.11). Ainsi pour des trajectoires complexes, la consigne d_c est variable le long de la trajectoire et doit être parfaitement déterminée. Pour ce faire, deux méthodes sont envisagées :

- une génération de la consigne via la connaissance de l'équation de la trajectoire nominale ;

— une génération de la consigne par apprentissage.

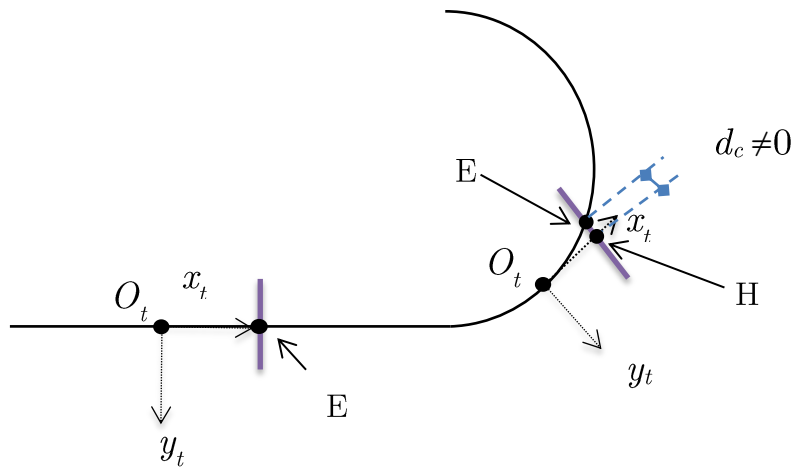


Figure 4.11 – Illustration de la variation de consigne

Pour la première méthode, l'équation de la trajectoire nominale issue de la CAO peut être modélisée par les courbes de Bézier ou les courbes B-splines évoquées au chapitre 3. Soit $O_t(u) = [x(u) \ y(u) \ z(u)]^T$ avec $x(u)$, $y(u)$, $z(u)$ des fonctions de Bézier ou B-splines d'ordre n exprimant les coordonnées du centre d'outil dans le repère de base du robot et u un paramètre d'abscisse curviligne. Soit H le point d'intersection de la raie laser avec le vecteur tangent à la courbe au point O_t et E le point d'intersection de la courbe nominale issue de la CAO avec la droite formée par la raie laser. La consigne d_c est donnée par la composante suivant l'axe y_t du vecteur EH . Pour la déterminer, il faut connaître les coordonnées des points H et E .

La raie laser est située à la distance LAD du point O_t et est orthogonale au vecteur tangent t à la trajectoire.

$$O_t H = LAD * t \quad (4.9)$$

La distance LAD et les coordonnées du vecteur tangent sont connues. Alors, les coordonnées du point H sont calculées. La droite (HE) étant orthogonale au vecteur tangent, son équation analytique peut être déduite. Soit $a_l x + b_l y + c_l z + d_l = 0$ l'équation de la droite (HE) avec a_l , b_l , c_l des coefficients réels. $E \in (HE)$, alors, on a :

$$a_l x_E + b_l y_E + c_l z_E + d_l = 0 \quad (4.10)$$

En remplaçant x_E , y_E , z_E respectivement par $x(u)$, $y(u)$, $z(u)$ dans l'équation (4.10), on calcule le paramètre u_E correspondant au point E par la résolution d'une équation polynomiale de degré n . Grâce au paramètre u_E , les coordonnées du point E sont déterminées et la consigne d_c calculée.

La deuxième méthode envisagée, celle par apprentissage, consiste à générer la consigne

dont la fonction de transfert G_F est la suivante :

$$G_F(s) = \frac{1 + \frac{s^2}{\omega_r^2}}{1 + \frac{2\zeta}{\omega_o}s + \frac{1}{\omega_o^2}s^2} \quad (4.12)$$

avec $\zeta = 1$, ω_r , la fréquence de réjection et ω_o la fréquence de coupure du filtre passe-bas. La fonction de transfert en boucle ouverte du système non corrigé se décline comme suit :

$$G_{BO}(s) = G_P(s) G_F(s)$$

$$G_{BO}(s) = \frac{K_I}{s} \frac{K_S}{1 + \frac{2\xi}{\omega_n}s + \frac{1}{\omega_n^2}s^2} \frac{1 + \frac{s^2}{\omega_r^2}}{1 + \frac{2\zeta}{\omega_o}s + \frac{1}{\omega_o^2}s^2} \quad (4.13)$$

La fonction de transfert en boucle ouverte étant déterminée, on peut synthétiser le correcteur.

4.5.3 Méthode de synthèse du correcteur

Nous explorons dans ce travail deux types de correcteurs : un correcteur proportionnel et un correcteur par avance de phase.

Pour la synthèse du correcteur proportionnel, une marge de phase M_ϕ est fixée. A partir d'un diagramme de Nichols de la fonction de transfert du système non corrigé en boucle ouverte, la pulsation notée ω_p correspondant à la phase désirée ($-180^\circ + M_\phi$) du système est déterminée. Le gain du correcteur proportionnel est alors :

$$K_C = \frac{1}{|G_{BO}(j\omega_p)|} \quad (4.14)$$

Une méthode classique qu'on peut trouver dans [Houpis et al. \(2003\)](#); [Franklin et al. \(2002\)](#) est mise en œuvre pour la synthèse du correcteur par avance de phase .

$$G_C(s) = K_C \frac{1 + a\tau s}{1 + \tau s} \quad (4.15)$$

avec $a > 1$, τ et K_C les paramètres du correcteur à déterminer.

On choisit une pulsation d'avance de phase maximale ω_m .

Le gain à la pulsation ω_m est calculé par :

$$|G_{BO}(j\omega_m)| = \frac{K_I}{\omega_m} \frac{K_S}{\sqrt{(1 - \omega_m^2 T_n^2)^2 + 4\xi^2 \omega_m^2 T_n^2}} \frac{1 - \omega_m^2 T_r^2}{\sqrt{(1 - \omega_m^2 T_o^2)^2 + 4\zeta^2 \omega_m^2 T_o^2}} \quad (4.16)$$

avec $T_n = 1/\omega_n$, $T_r = 1/\omega_r$ et $T_o = 1/\omega_o$.

La phase du système non corrigé à ω_m est déterminée par :

Pour $\omega_r > \omega_m$:

$$\begin{aligned} \angle G_{BO}(j\omega_m) = -90^\circ - \frac{180^\circ}{\pi} & [\arctan2(2\xi\omega_m T_n, 1 - \omega_m^2 T_n^2) \\ & + \arctan2(2\zeta\omega_m T_o, 1 - \omega_m^2 T_o^2)] \end{aligned} \quad (4.17)$$

Pour $\omega_r < \omega_m$:

$$\begin{aligned} \angle G_{BO}(j\omega_m) = -90^\circ - \frac{180^\circ}{\pi} & \arctan2(2\xi\omega_m T_n, 1 - \omega_m^2 T_n^2) \\ & + 180^\circ - \frac{180^\circ}{\pi} \arctan2(2\zeta\omega_m T_o, 1 - \omega_m^2 T_o^2) \end{aligned} \quad (4.18)$$

Soit $\Delta\phi$ la phase à ajouter par le correcteur par avance de phase :

$$\Delta\phi = -180^\circ + M_\phi - \angle G_{BO}(j\omega_m) \quad (4.19)$$

Pour $\Delta\phi > 0$, un correcteur par avance de phase peut être synthétisé :

A la pulsation ω_m , la phase et le gain d'un correcteur à avance de phase s'écrivent :

$$\angle G_C(j\omega_m) = \arcsin \frac{a - 1}{a + 1} \quad (4.20)$$

$$|G_C(j\omega_m)| = K_C \sqrt{a} \quad (4.21)$$

Les paramètres a et τ sont liés par la relation :

$$\omega_m = \frac{1}{\tau \sqrt{a}} \quad (4.22)$$

En combinant les équations (4.19) et (4.20), on obtient :

$$\sin \Delta\phi = \frac{a - 1}{a + 1} \quad (4.23)$$

La valeur de a se déduit de l'équation (4.23) et celle de τ de la relation (4.22).

En égalisant les équations (4.21) et (4.16), la valeur de K_C est déduite.

$$K_C = \frac{1}{\sqrt{a} |G_{BO}(j\omega_m)|} \quad (4.24)$$

4.5.4 Résultats en simulation

On désire corriger les déviations de trajectoire au cours d'une soudure FSW. La fréquence de rotation de l'outil est 800 tr/min et la fréquence du filtre passe-bas est réglée à 5 Hz.

Pour une marge de phase désirée de 65° , un correcteur par avance de phase ($G_{C1}(s)$) et un correcteur proportionnel ($G_{C2}(s)$) sont synthétisés.

$$G_{C1}(s) = 0,036 \frac{1 + 0,0702s}{1 + 0,0032s} \quad (4.25)$$

$$G_{C2}(s) = 0,025 \quad (4.26)$$

Le correcteur à avance de phase analogique est échantillonné à 12 ms grâce à la méthode d'approximation des pôles et zéros (fonction "c2d" de Matlab) pour obtenir un correcteur numérique. Les deux correcteurs sont ensuite implémentés dans un programme C++ pour la correction de trajectoires. La Figure 4.13 montre les réponses indicielles en simulation du système en boucle fermée avec les correcteurs synthétisés et la Figure 4.14 montre les réponses fréquentielles. Le Tableau 4.2 résume les caractéristiques des différentes réponses indicielles.

4.6 Validations expérimentales

Avant de passer aux essais de soudage, les performances des correcteurs par avance de phase et proportionnel synthétisés ont été validées par une réponse à l'échelon unité lors d'un essai à vide. Deux tôles planes ont été mises bout à bout et une trajectoire rectiligne de 100 mm a été programmée (Figure 4.15).

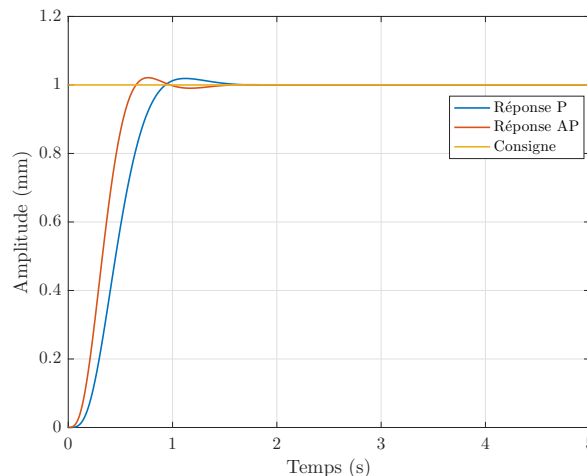


Figure 4.13 – Réponses indicielles en simulation du système corrigé

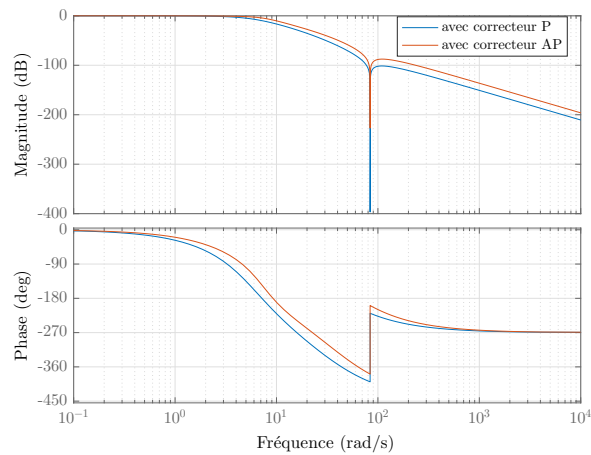


Figure 4.14 – Réponses fréquentielles du système corrigé

Tableau 4.2 – Caractéristiques des réponses indicielles du système corrigé

Caractéristiques	Avance de phase (AP)	Proportionnel (P)
Marge de phase désirée	65°	65°
Temps de réponse	0,532 s	0,9 s
Dépassement	2,2 %	2 %
Marge de phase après correction	65,4°	65,6°
Marge de gain après correction	12,2 dB	12,6 dB

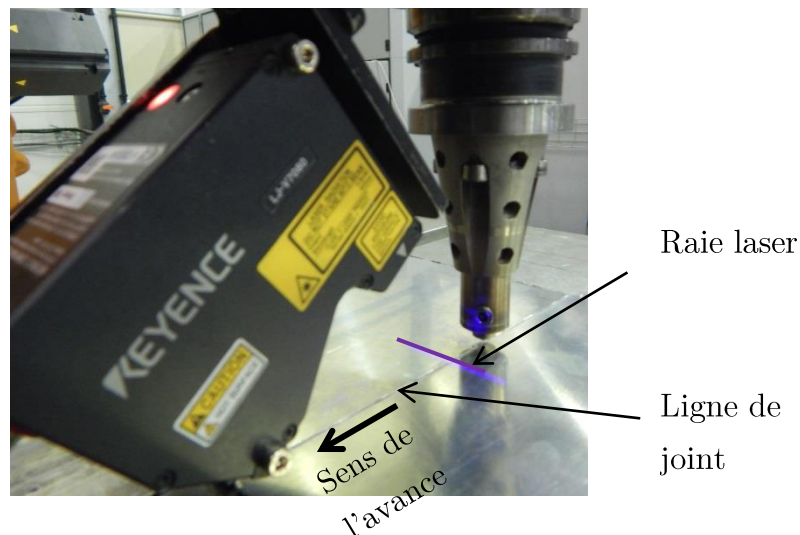


Figure 4.15 – Trajectoire rectiligne : mise en position des tôles bout à bout

Au début de la trajectoire, le robot est positionné correctement sur la ligne de joint. La consigne d_c du capteur est égale à 0. Après 1,2 s, on change la consigne d_c à 1 mm et on observe la réponse du robot. La Figure 4.16 montre le décalage latéral entre le

centre d'outil du robot et la ligne de joint obtenu, ce qui représente la dynamique de la réponse indicielle réelle du système corrigé. On observe un temps de réponse de 0,5 s et un dépassement de 0,05 mm pour le correcteur par avance de phase et un temps de réponse 0,9 s, un dépassement de 0,05 mm pour le correcteur proportionnel. Ces performances correspondent à celles obtenues en simulation. Le correcteur par avance de phase a une dynamique plus rapide que celle du correcteur proportionnel. Ces dynamiques obtenues sur un essai à vide peuvent être expérimentées pour la correction en soudage.

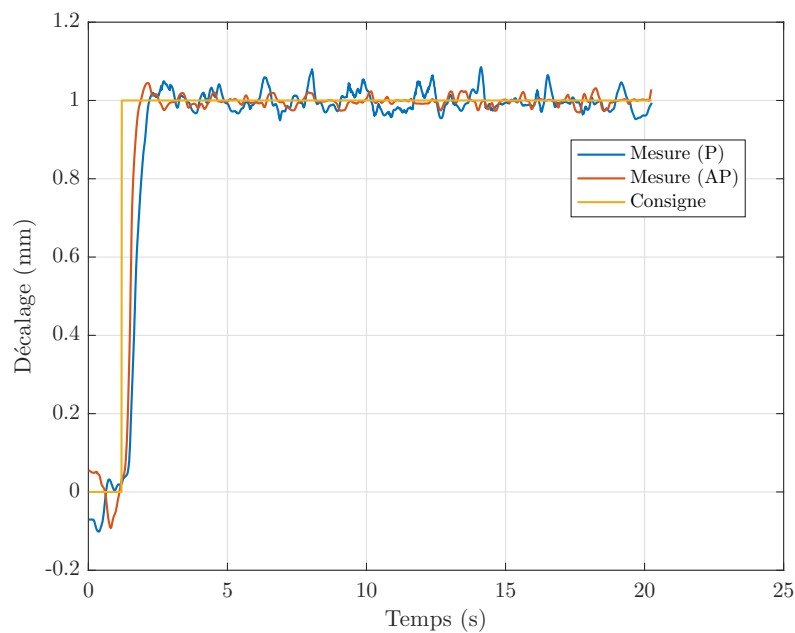


Figure 4.16 – Réponses indicielles réelles du système corrigé

4.6.1 Validation de la correction en soudage sur une trajectoire rectiligne

Les essais de validation consistent au soudage de deux tôles planes mises bout à bout avec un léger jeu de 0,2 mm comme illustrée à la Figure 4.15. Une trajectoire de 100 mm suivant l'axe x_0 du repère de base du robot est programmée. La phase de plongée consiste en une succession de 4 paliers d'effort soient 600 N, 2000 N, 6000 N puis 8000 N. La vitesse de soudage est de 300 mm/min, la vitesse de rotation 800 tr/min et la force axiale désirée lors de la phase de soudage de $F_z = 8000$ N.

Avant de faire les essais d'expérimentation des correcteurs synthétisés, un essai de soudage sans correction (essai SC) a été effectué. La Figure 4.17 montre la déviation obtenue. Pendant la phase de plongée, les déviations vont de 0 mm pour 600 N à $-1,4$ mm pour 8000 N. Sur cette phase de plongée, la déviation est principalement due à la force F_z .

Tableau 4.3 – Essai SC : déviations latérales

Phases	Forces	Déviations
Phase de plongée	600 N	0 mm
	2000 N	-0,5 mm
	6000 N	-0,8 mm
	8000 N	-1,4 mm
Phase de soudage	8000 N	-2,25 mm

Sur la phase de soudage, une déviation moyenne de $-2,25$ mm est observée. Sur la phase de soudage, la force F_y induit un décalage latéral en plus de la force F_z . Le Tableau 4.3 regroupe les déviations obtenues lors de la phase de plongée et de soudage. Deux cas de correction correspondant à la mise en œuvre du correcteur par avance de phase (essai AP) et du correcteur proportionnel (essai P) sont expérimentés afin de corriger la déviation latérale de trajectoire.

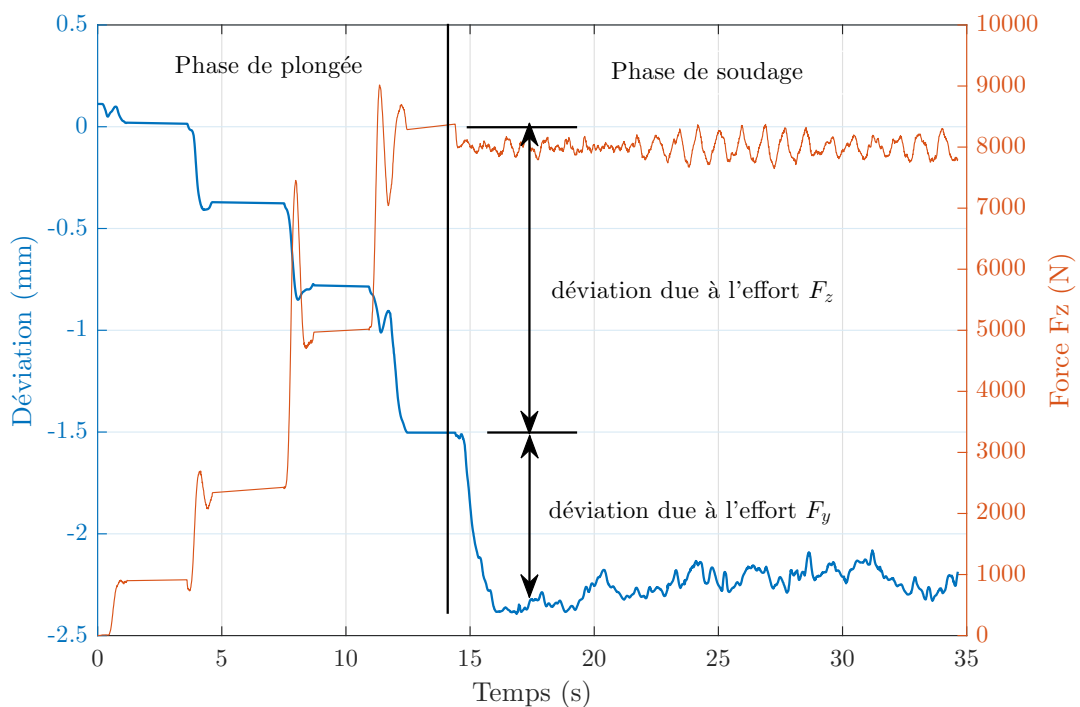


Figure 4.17 – Essai SC : déviation latérale et effort

4.6.1.1 Mise en œuvre du correcteur par avance de phase

La Figure 4.18 montre le décalage entre l'outil FSW et la ligne de joint ainsi que la courbe en effort lors de cet essai. Lors de la phase de plongée, la déviation augmente avec les paliers d'effort de la même manière que pour l'essai sans correction. Aucune correction

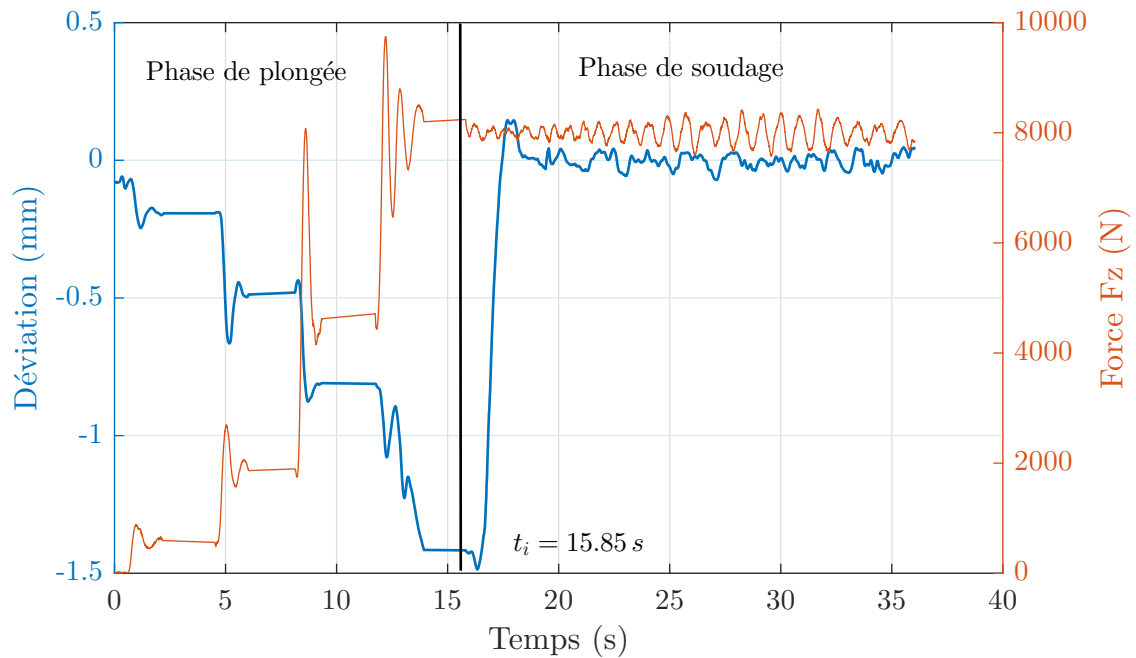


Figure 4.18 – Essai AP : déviation résiduelle et courbe d’effort

n’est effectuée lors de cette phase.

Une fois, la phase de plongée terminée, la correction de trajectoire démarre à l’instant $t_i = 15,85\text{ s}$. Au cours de la phase transitoire de correction, un dépassement de $0,14\text{ mm}$ est constaté. La déviation tend vers la valeur nulle à partir de l’instant $t_s = 18,3\text{ s}$; ce qui correspond à un temps de réponse de $2,45\text{ s}$. Les flexibilités du robot réduisent la marge de phase du système corrigé et donc augmentent le temps de réponse par rapport au modèle rigide. Une déviation résiduelle moyenne lors de la phase de soudage de $0,05\text{ mm}$ avec un écart type de $0,02\text{ mm}$ est obtenue. Pour la même trajectoire sans correction, la déviation en phase de soudage est de $-2,25\text{ mm}$ (Figure 4.17). Ainsi, la mise en œuvre de la méthode de correction a permis de corriger la déviation latérale.

4.6.1.2 Mise en œuvre du correcteur proportionnel

La Figure 4.19 montre le décalage entre l’outil FSW et la ligne de joint ainsi que la courbe en effort pour cet essai de correction. Les mêmes déviations sont observées dans la phase de plongée que précédemment. La correction de trajectoire démarre à l’instant $t_i = 16,22\text{ s}$. Au cours de la phase transitoire de correction, un dépassement de $0,3\text{ mm}$ est constaté. La déviation tend vers la valeur nulle à partir de l’instant $t_s = 18,94\text{ s}$; ce qui correspond à un temps de réponse de $2,72\text{ s}$. Une déviation résiduelle moyenne lors de la phase de soudage de $0,05\text{ mm}$ avec un écart type de $0,04\text{ mm}$ est obtenue.

Les valeurs moyennes des déviations obtenues pour les essais AP et P sont similaires. Nous prenons le cordon de soudure obtenu pour l’essai AP (Figure 4.20) afin d’effectuer

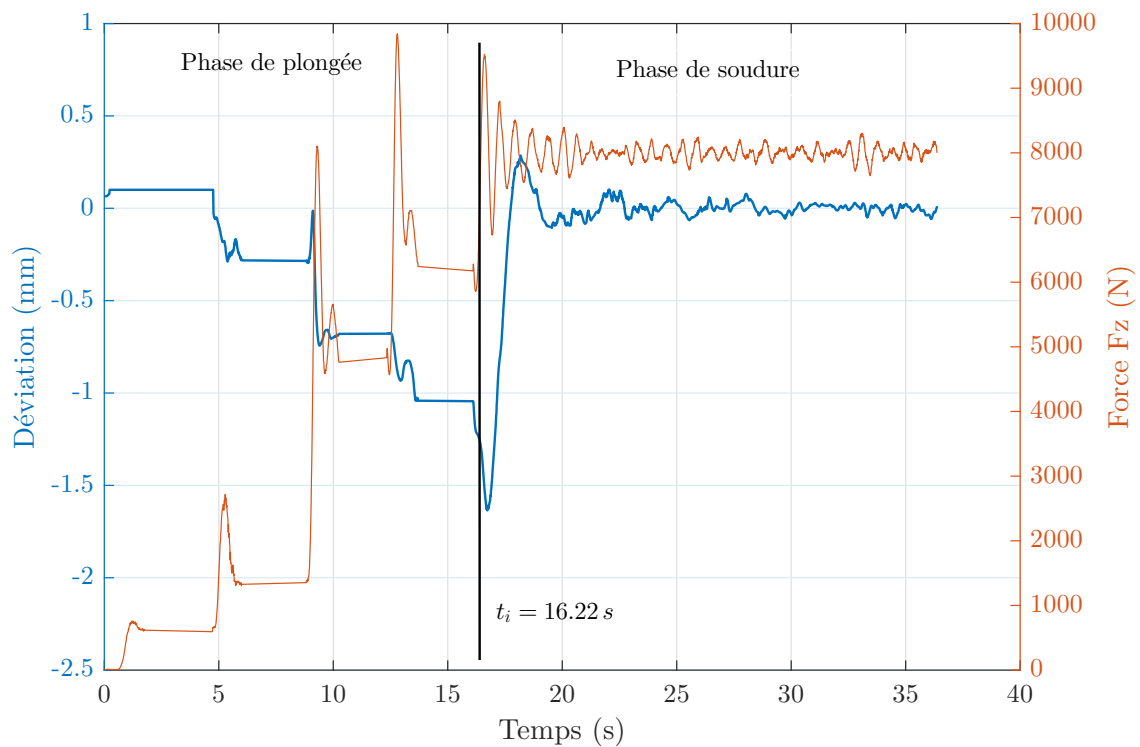


Figure 4.19 – Essai P : déviation résiduelle et courbe d'effort



Figure 4.20 – Essai AP : cordon de soudure

des essais de contrôle de défauts. Des coupons ont été prélevés en début et fin de trajectoire. Aucune cassure n'a été obtenue lors des essais de pliage à l'envers sur les coupons (Figure 4.21). Les coupes macrographiques (Figure 4.22) ne révèlent aucun défaut volumique et de manque de pénétration en racine ; ce qui confirme l'exactitude de la correction effectuée.

La validation sur une trajectoire rectiligne effectuée, il s'avère nécessaire d'effectuer également une expérimentation sur une trajectoire curviligne. Nous reprenons le cas de deux tôles mises bout à bout formant la trajectoire "arc de cercle" (Figure 3.4) décrite au §3.5.

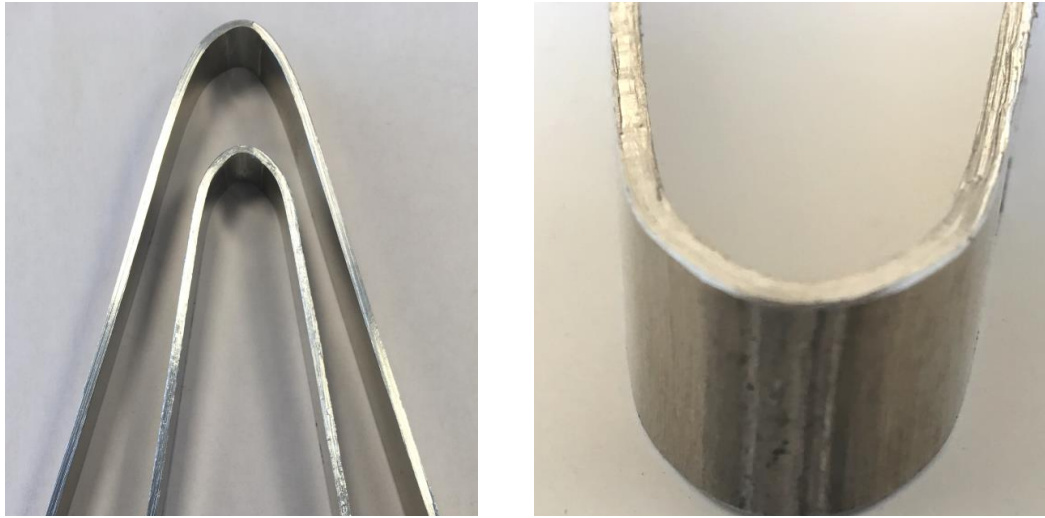


Figure 4.21 – Essai AP : pliage à l'envers sur coupons

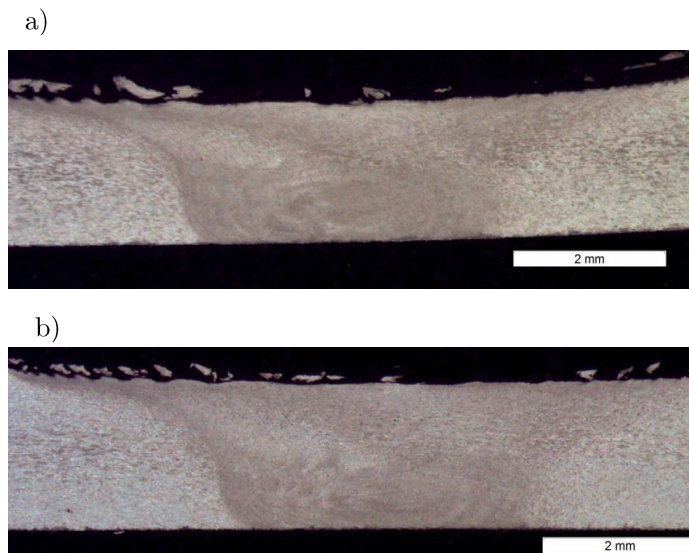


Figure 4.22 – Essai AP : coupes macrographiques : a) début ; b) fin

4.6.2 Validation de la correction sur une trajectoire "arc de cercle".

Les deux correcteurs synthétisés ont été utilisés pour corriger les déviations sur une "trajectoire "arc de cercle" de longueur d'environ 615 mm. Sur un essai sans correction, une déviation moyenne sur la phase de soudure de $-2,5$ mm est constatée. Nous notons par "essai APC", l'essai correspondant à la mise en œuvre du correcteur par avance de phase sur la trajectoire curviligne et par "essai PC", l'essai correspondant à la mise en œuvre du correcteur proportionnel.

La Figure 4.23 montre la déviation latérale résiduelle obtenue pour l'essai APC. La correction des déviations commence après la phase de plongée à partir de l'instant $t_i = 16,87$ s et un temps de réponse de $3,5$ s est obtenu. Comme pour les essais sur la trajectoire

rectiligne, les flexibilités du robot en soudage réduisent la marge de phase du système corrigé ce qui augmente le temps de réponse. Sur la partie stable de la phase de soudure, une déviation résiduelle moyenne de 0,05 mm avec un écart type de 0,08 mm est obtenue. L'amplitude des oscillations de la déviation latérale est contenue dans l'intervalle $[-0,25 \text{ mm} ; 0,25 \text{ mm}]$. Une variation de l'amplitude des oscillations qui est plus grande sur certaines parties de la trajectoire s'explique par des perturbations dans la mesure des coordonnées du point de suivi dues à des facteurs externes tels que les irrégularités des bords des tôles qui forment la ligne de joint, l'irrégularité de la surface de l'enclume et la non-uniformité du jeu entre les pièces.

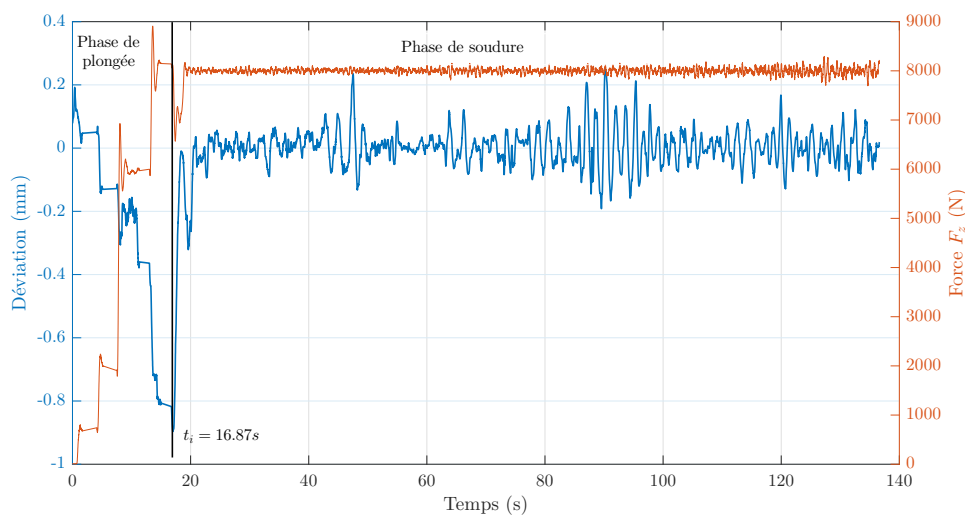


Figure 4.23 – Essai APC : déviation résiduelle et courbe d'effort

La Figure 4.24 montre la déviation latérale résiduelle obtenue pour l'essai PC. La correction des déviations commence après à partir de l'instant $t_i = 17 \text{ s}$ et un temps de réponse de $t_i = 3,66 \text{ s}$ est obtenu. Entre les instants $t_{p1} = 72,16 \text{ s}$ et $t_{p2} = 103,7 \text{ s}$, l'amplitude des oscillations de la déviation observée est plus grande par rapport au reste de la soudure. Sur cette partie située au milieu de la trajectoire et distante de 150 mm, une déviation moyenne de 0,05 mm avec un écart type de 0,3 mm est obtenue. Ceci est lié aux perturbations dans la mesure des coordonnées du point de suivi dues aux irrégularités des bords des tôles et de la surface de l'enclume sur cette partie de la trajectoire. Sur le reste du cordon de soudure, une déviation moyenne de 0,05 mm avec un écart type de 0,18 mm est obtenue. Sur l'ensemble de la phase de soudure, une déviation résiduelle moyenne de 0,05 mm avec un écart type de 0,18 mm est obtenue. L'amplitude des oscillations de la déviation latérale sur la phase de soudage est contenue dans l'intervalle $[-0,6 \text{ mm} ; 0,6 \text{ mm}]$.

Nous prenons le cordon de soudure obtenu pour l'essai PC afin d'effectuer des essais de contrôle de défauts. La Figure 4.25 montre l'aspect surfacique du cordon de soudure

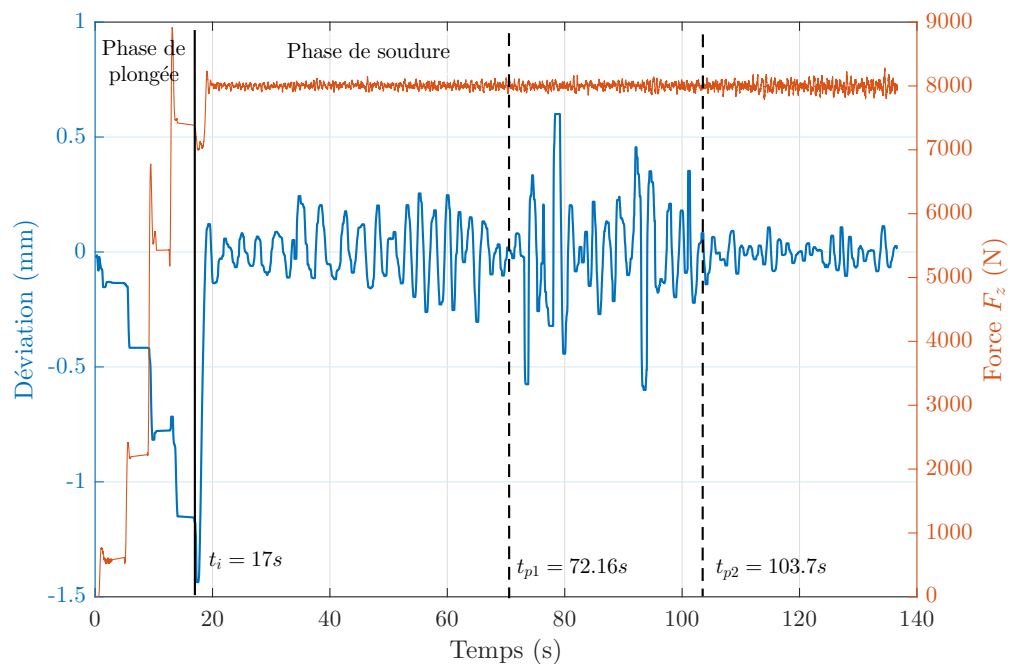


Figure 4.24 – Essai PC : déviation résiduelle et courbe d'effort

obtenue. Des coupons ont été prélevés en début, milieu et fin sur le cordon de soudure obtenu pour l'essai PC. Aucune cassure n'a été obtenue lors des essais de pliage à l'envers sur les coupons (Figure 4.26). Des coupes macrographiques ont été également réalisées (Figure 4.27). Aucun défaut volumique et de manque de pénétration en racine n'ont été observés, ce qui confirme l'exactitude de la correction de trajectoire observée.

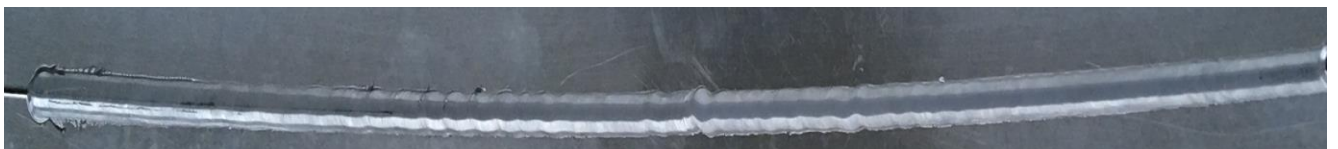


Figure 4.25 – Essai PC : cordon de soudure

4.7 Conclusion

Dans ce chapitre, une stratégie de correction des déviations du robot du type suivi de joint à partir de capteur laser 2D de distance a été développée. Les algorithmes pour extraire les coordonnées d'un point de suivi d'une ligne de joint dans le repère du capteur ont été décrits. Une méthode simple d'étalonnage du capteur permettant de transformer les coordonnées du repère capteur vers le repère outil du robot a été exposée. Afin de corriger les déviations de trajectoire, deux lois de commande à savoir une loi de commande par avance de phase et une loi de commande proportionnelle ont été synthétisées. Ces correcteurs ont été validés sur deux trajectoires différentes : une trajectoire rectiligne et

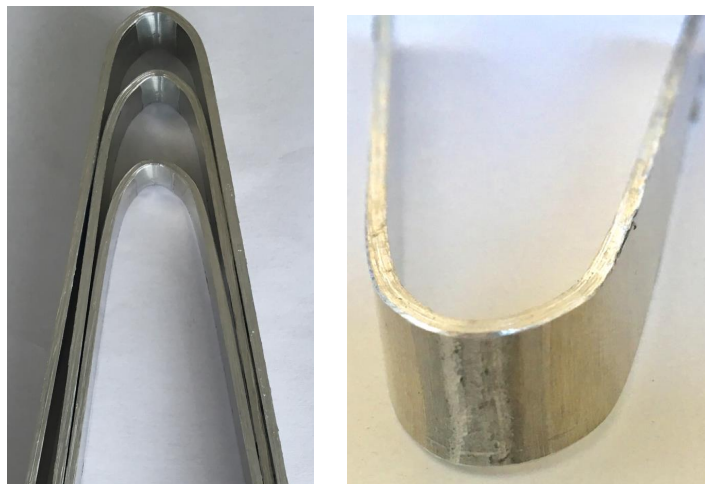


Figure 4.26 – Essai PC : pliage à l'envers sur coupes

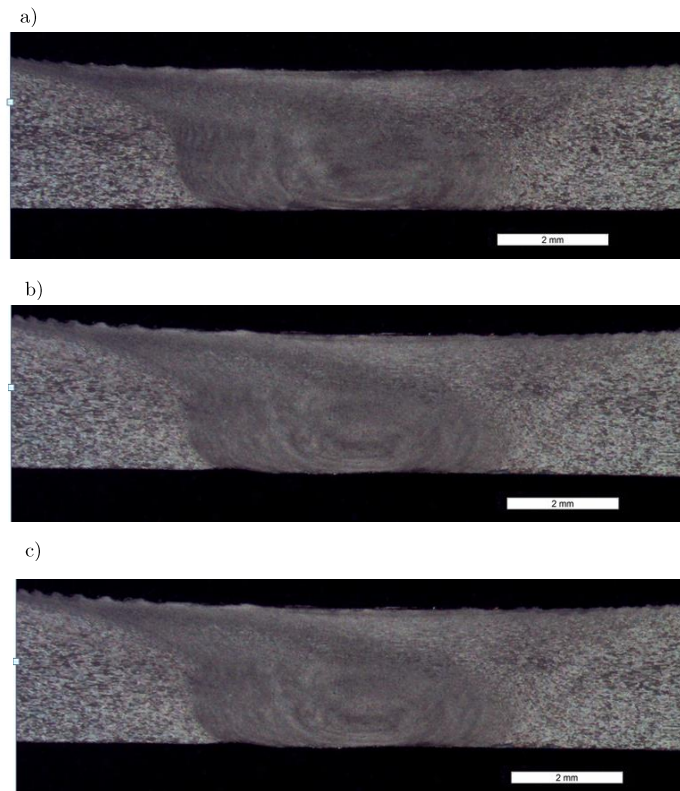


Figure 4.27 – Essai PC : coupes macrographiques a) début b) milieu c) fin

une trajectoire "arc de cercle". Des déviations résiduelles moyennes de 0,05 mm ont été obtenues. Une oscillation variable de la déviation résiduelle a été observée au cours de la validation sur la trajectoire "arc de cercle". La non-uniformité du jeu entre les pièces sur une trajectoire longue, la non détection de la ligne de joint par le laser quand il n'y a plus de jeu, les irrégularités de bords des tôles qui forment la ligne de joint, les irrégularités

de la surface de l'enclume induisent des erreurs de mesure des coordonnées du point de suivi de joint par le capteur laser sont des perturbations externes qui influent sur les performances de l'asservissement.

Au cours des essais en soudage, des dynamiques de correction plus lentes ont été remarquées par rapport à la dynamique obtenue sur un essai à vide. Ceci est dû à la non intégration des fonctions de transfert des flexibilités du robot dans la synthèse des correcteurs. Toutefois, les marges de phase et de gain obtenues lors de la synthèse des correcteurs ont permis d'obtenir des corrections stables. Ainsi, dans la perspective des travaux, il s'avère nécessaire d'intégrer la modélisation des flexibilités du robot dans la synthèse des correcteurs et de développer des lois de commandes avancées pour rejeter les perturbations et garantir la robustesse de l'asservissement.

Aussi, la validation expérimentale dans ce chapitre a été effectuée sur des trajectoires ne présentant pas une variation de la consigne. Pour la suite des travaux, des validations expérimentales sur des trajectoires nécessitant la mise en œuvre de la commande avec anticipation de la variation de la consigne (Figure 4.12) peuvent être réalisées ; par exemple une validation sur la trajectoire "sinus" décrite au chapitre 3 en configuration de soudage bout à bout.

A partir de la mesure de la position du point de suivi de joint, seul le décalage latéral du robot a été corrigé dans ces travaux. Le capteur laser 2D permet également la mesure de l'angle que fait la nappe laser avec la pièce ; c'est-à-dire l'angle d'orientation de l'effecteur autour du vecteur tangent à la trajectoire mais cette mesure n'a pas été utilisé dans nos essais de validation. Ainsi, en ajoutant un second capteur laser, l'angle d'orientation de l'effecteur autour du vecteur binormal, orthogonal au vecteur tangent, peut être obtenu et un asservissement complet de position et d'orientation peut être réalisé.

Conclusion générale

Les robots sériels utilisés pour le procédé de soudage par friction malaxage se déforment lors des opérations de soudage entraînant des déviations de trajectoires. L'objectif de ce travail était de proposer des solutions de correction de trajectoires du robot manipulateur sériel afin de réaliser des opérations de soudage FSW de pièces complexes.

Tout d'abord, les généralités sur le procédé de soudage par friction malaxage robotisé ont été présentées dans le chapitre 1. Une description du procédé de soudage, des forces mises en jeu et des différentes machines utilisées a été effectuée. Pour un soudage optimal, des techniques de contrôle associées au procédé sont nécessaires. Les technologies de contrôle de force, de température et les techniques existantes de correction de trajectoires d'un robot sériel soumis aux forces d'un procédé ont été présentées. Ces méthodes de correction sont généralement regroupées en deux catégories : les méthodes hors-ligne et les méthodes en ligne. Dans les méthodes hors-ligne, les déflexions du robot sont calculées à partir d'un modèle de déformation et d'un modèle de forces avant les opérations de soudage et utilisées pour générer une trajectoire adaptée qui est différente de la trajectoire initialement désirée. Dans les méthodes en ligne, un calcul ou une mesure en temps réel des déflexions du robot est effectué pendant l'opération de soudage. Ces méthodes se basent soit sur un modèle de déformation et une mesure des forces du procédé, soit sur la mesure de capteurs extéroceptifs à l'instar de capteurs de profil laser et/ou de caméras qui sont utilisés dans une boucle fermée d'asservissement de position.

A partir de cette revue des méthodes de correction, nous avons mis en œuvre deux solutions de correction de trajectoire pour un robot soumis aux forces du procédé FSW :

- une solution de correction hors-ligne basée sur un modèle de déformation du robot avec une approche de génération de trajectoires adaptées à partir de courbes paramétrées telles que les courbes de Bézier et les courbes B-splines et,
- une solution de correction en ligne de type suivi de joint basée sur les mesures d'un capteur de profil laser 2D.

Afin de mettre en œuvre la solution de correction hors-ligne, les différents modèles du robot Kuka KR500 -2MT utilisé pour le soudage FSW à l'Institut de Soudure ont été établis et décrits dans le chapitre 2. Il s'agit des modèles géométriques direct et inverse, des modèles cinématiques direct et inverse, des modèles dynamiques et du modèle élasto-

statique. A partir du modèle élasto-statique, nous avons établi une cartographie de la souplesse du robot dans son espace de travail. Sur un cas d'application industrielle, nous avons montré, à partir de l'implémentation d'un algorithme d'optimisation non linéaire, qu'il est possible de déterminer un positionnement et une orientation de la pièce à souder dans l'espace de travail du robot minimisant les déflexions latérales du robot.

Dans le chapitre 3, la solution de correction de trajectoire basée sur le modèle de déformation est présentée. La connaissance a priori des déflexions permet de générer un programme de trajectoire adaptée. Ainsi, nous avons proposé une méthodologie de programmation hors-ligne basée sur les courbes de Bézier et les courbes B-splines. A partir de la CAO des pièces à souder, la trajectoire géométrique de l'outil est extraite. Les déflexions sont ensuite calculées et ajoutées à la trajectoire géométrique pour former une trajectoire adaptée qui est modélisée par les courbes de Bézier ou les courbes B-splines. Cette méthodologie de génération de trajectoire hors-ligne a été expérimentée sur deux trajectoires différentes en forme d'arc de cercle et de courbe sinusoïdale, dénommées respectivement trajectoire "arc de cercle" et trajectoire "sinus". L'expérimentation sur la trajectoire "arc de cercle" a permis de réduire une déviation latérale de 2,8 mm à 0,31 mm soit un gain de 89%. Sur la trajectoire "sinus", la mise en œuvre de la méthodologie a permis de réduire la déviation latérale de 2,32 mm à 0,27 mm soit un gain de 88%. La mise en œuvre de la méthode sur une trajectoire en forme de "Z" a permis de mettre en évidence que le modèle linéaire de déformation élasto-statique ne permet pas de compenser intégralement les déviations sur ce type de trajectoire où les couples de certains axes changent de signe de façon cyclique le long de la trajectoire. Ainsi, un modèle local de jeu sur l'axe 1 du robot a été déterminé afin de compenser les déviations sur cette trajectoire en forme de "Z". Les déviations résiduelles obtenues pour cette trajectoire en "Z" sont contenues dans l'intervalle $[-0,5; 0,5]$ mm, qui est la tolérance admise pour le décalage latéral.

Dans le chapitre 4, la deuxième solution de correction de trajectoires est abordée. Un capteur laser de profil 2D monté sur la tête de soudage du robot et qui projette un faisceau sous forme de nappe laser en avant du joint de soudure est présenté. Des algorithmes de mesure en temps réel de la déviation latérale du robot sont développés. A partir de la mesure du capteur, une boucle fermée d'asservissement de position est réalisée. Ainsi, deux différentes lois de commande sont proposées. Le modèle de commande du robot disposant déjà un intégrateur, une commande par avance de phase et une commande proportionnelle sont synthétisées. La mise en œuvre expérimentale de ces lois de commande sur une trajectoire rectiligne a permis de réduire la déviation latérale moyenne de 2,25 mm à 0,1 mm soit un gain de 95%. Sur une trajectoire "arc de cercle", la déviation latérale a été réduite de 2,5 mm à 0,1 mm soit un gain de 96%. Des analyses visuelles, des coupes macrographiques et des pliages à l'envers sur les cordons de soudure n'ont révélé aucun défaut, ce qui montre l'efficacité des lois de commande implémentées. Les essais de vali-

dation ont révélé la sensibilité de la méthode par capteur laser aux perturbations externes liées au procédé et à l'environnement telles que la non détection de la ligne de joint, les irrégularités de bord des pièces, de la surface de l'enclume.

Ces travaux réalisés contribuent à une avancée de la maîtrise de la trajectoire d'un robot sous charge et un pas supplémentaire vers l'industrialisation du FSW robotisé. Pour la suite de ces travaux, des perspectives scientifiques et industrielles sont envisagées.

Perspectives

Le modèle de déformation utilisé dans la méthode de génération hors-ligne de trajectoire est un modèle linéaire de torsion localisée des axes qui ne permet pas de compenser les déviations sur tous les types de trajectoires comme cela a été mis en évidence sur la trajectoire sous forme de "Z". Pour ce faire, une problématique de modélisation de jeu sur les robots industriels peut être envisagée. Pour le cas du soudage de pièces de grandes dimensions, les déformations articulaires des robots peuvent également se présenter sous forme de cycle d'hystérésis. Il s'avère donc nécessaire d'aborder également cette problématique de modélisation d'hystérésis.

Certains modèles pouvant être complexes à manipuler, une autre possibilité pour prédire les déflexions de robot sans passer par des modèles physiques serait de mettre en œuvre des algorithmes d'intelligence artificielle tels que les réseaux de neurones, l'apprentissage statistique ou l'apprentissage profond.

Pour la méthode de correction à partir de capteur laser 2D, seule la correction de la déviation latérale du robot a été effectuée. Un deuxième capteur laser peut lui être également associé pour corriger à la fois les déviations en position et en orientation. Des commandes avancées robustes peuvent être envisagées pour garantir des performances optimales des asservissements en dépit des perturbations externes telles que les irrégularités de bord des pièces, les irrégularités de la surface de l'enclume, la non-uniformité de jeu entre les pièces de grande longueur. Dans ces travaux, la validation a été effectuée uniquement sur des trajectoires où la consigne ne varie pas. Il s'avère nécessaire de procéder à une validation sur des trajectoires complexes à l'instar de la trajectoire sous forme de "sinus" où la consigne varie.

Dans une perspective industrielle, une combinaison des deux solutions de correction proposées peut être envisagée. Pour passer outre à des éventuels problèmes de détection de joint par le laser, de perturbations externes de l'environnement de soudage, la correction de la déviation latérale peut se faire avec la méthode de correction hors-ligne. La déviation latérale serait intégrée dans la génération de trajectoire adaptée et les capteurs seraient utilisés exclusivement pour corriger les déviations en orientation.

L'exploration de ces pistes contribuera à une maîtrise plus accrue de la précision d'un robot manipulateur utilisé pour le soudage par friction malaxage.

Publications personnelles

Revue internationale à comité de lecture

Kolegain, Komlan, Léonard, François, Zimmer–Chevret, Sandra, Ben Attar, Amarilys, Abba, Gabriel. Off–line path programming for three-dimensional robotic friction stir welding based on Bézier curves. *Industrial Robot : An International Journal*, 2018, vol. 45, no 5, p. 669-678.

Actes de congrès internationaux

Kolegain, Komlan, Léonard, François, Zimmer–Chevret, Sandra, Ben Attar, Amarilys, Abba, Gabriel. A feedforward deflection compensation scheme coupled with an offline path planning for robotic friction stir welding., *IFAC-PapersOnLine*, 2018, vol. 51, no 11, p. 728-733. (16th IFAC Symposium on Information Control Problems in Manufacturing, 11-13 Juin 2018, Bergamo, Italy).

Kolegain, Komlan, Léonard, François, Zimmer–Chevret, Sandra, Ben Attar, Amarilys, Abba, Gabriel. Robotic Friction Stir Welding Path Planning with Deflection Compensation Using B-Splines. In : *ROMANSY 22-Robot Design, Dynamics and Control*. Springer, Cham, 2019. p. 264-271. (22nd CISM IFToMM Symposium on Robot Design, Dynamics and Control, 25-28 Juin 2018, Rennes, France).

Présentations aux congrès internationaux sans actes

Kolegain Komlan, Léonard, François, Zimmer–Chevret, Sandra, Ben Attar, Amarilys, Abba, Gabriel. Methodology for off line trajectory programming of three dimensional Robotic Friction Stir Welding. 5th International Conference on Scientific and Technical Advances on Friction Stir Welding & Processing, 11-13 Octobre 2017, Metz, France.

Kolegain Komlan, Léonard, François, Zimmer–Chevret, Sandra, Ben Attar, Amarilys, Abba, Gabriel. Continuous path generation for 3D Robotic Friction Stir Welding based

on Bézier curves. International Symposium on Friction Stir Welding, 26-28 Juin 2018, Chicoutimi, Canada.

Kolegain Komlan, Léonard, François, Zimmer–Chevret, Sandra, Ben Attar, Amarilys, Abba, Gabriel. Off line programming three dimensional complex FSW trajectories integrating robot deflections. 6th International Conference on Scientific and Technical Advances on Friction Stir Welding & Processing, 11-13 Septembre 2019, Louvain-la-Neuve, Belgique.

Présentations aux congrès nationaux

Kolegain KOMLAN. Robust path correction of an industrial robot used for Friction Stir Welding, Journée des Jeunes Chercheurs en Robotique, 10 Novembre 2017, Biarritz, France.

Posters

Kolegain Komlan. Correction robuste de trajectoires d'un robot manipulateur utilisé pour le soudage par friction malaxage, présenté aux Journées de rencontre des doctorants de deuxième année de l'ENSAM, Juin 2017, Paris, France.

Bibliographie

- Abba, G. and Sardain, P. (2003), ‘Friction modelling of a robot transmission chain with identification in mind’, *Mecanique et Industries* **4**(4), 391–396. 43
- Abele, E., Bauer, J., Rothenbücher, S., Stelzer, M. and Von Stryk, O. (2008a), Prediction of the tool displacement by coupled models of the compliant industrial robot and the milling process, *in* ‘Proceedings of the International Conference on Process Machine Interactions, September 2008’, pp. 223–230. 25
- Abele, E., Rothenbücher, S. and Weigold, M. (2008b), ‘Cartesian compliance model for industrial robots using virtual joints’, *Production Engineering* **2**(3), 339. 47
- Abele, E., Weigold, M. and Rothenbücher, S. (2007), ‘Modeling and identification of an industrial robot for machining applications’, *CIRP Annals-Manufacturing Technology* **56**(1), 387–390. 47
- Akoto, C. and Spangenberg, H. (2013), Modeling of backlash in drivetrains, *in* ‘CEAS 2013 The International Conference of the European Aerospace Societies’. 85
- Alici, G. and Shirinzadeh, B. (2005), ‘Enhanced stiffness modeling, identification and characterization for robot manipulators’, *Proceedings of IEEE Transactions on Robotics* **21**(4), 554–564. 47
- Andulkar, M., Chiddarwar, S. and Marathe, A. (2015), ‘Novel integrated offline trajectory generation approach for robot assisted spray painting operation’, *Journal of Manufacturing Systems* **37**, 201–216. 58
- Aoyagi, S., Kohama, A., Nakata, Y., Hayano, Y. and Suzuki, M. (2010), Improvement of robot accuracy by calibrating kinematic model using a laser tracking system-compensation of non-geometric errors using neural networks and selection of optimal measuring points using genetic algorithm, *in* ‘2010 IEEE/RSJ International conference on intelligent robots and systems’, IEEE, pp. 5660–5665. 45
- Armstrong-Helouvry, B. (2012), *Control of machines with friction*, Vol. 128, Springer Science & Business Media. 43

- Armstrong-Hélouvry, B., Dupont, P. and De Wit, C. C. (1994), ‘A survey of models, analysis tools and compensation methods for the control of machines with friction’, *Automatica* **30**(7), 1083–1138. 43
- Arora, K., Pandey, S., Schaper, S. and Kumar, M. (2010), ‘Effect of process parameters on friction stir welding of aluminium alloy 2219-T87’, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **50**(9-12), 941–952. 12
- Avettand-Fènoël, M.-N. and Simar, A. (2016), ‘A review about friction stir welding of metal matrix composites’, *Materials Characterization* **120**, 1–17. 6
- Bachmann, A., Gamper, J., Krutzlinger, M., Zens, A. and Zaeh, M. (2017), ‘Adaptive model-based temperature control in friction stir welding’, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **93**(1-4), 1157–1171. 14
- Balasubramanian, N., Gattu, B. and Mishra, R. S. (2009), ‘Process forces during friction stir welding of aluminium alloys’, *Science and technology of welding and joining* **14**(2), 141–145. 9
- Bauer, J., Friedmann, M., Hemker, T., Pischian, M., Reinl, C., Abele, E. and von Stryk, O. (2013), Analysis of industrial robot structure and milling process interaction for path manipulation, in ‘Process Machine Interactions’, Springer, pp. 245–263. 24
- Belchior, J., Guillo, M., Courteille, E., Maurine, P., Leotoing, L. and Guines, D. (2013), ‘Off-line compensation of the tool path deviations on robotic machining : Application to incremental sheet forming’, *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing* **29**(4), 58–69. 24
- Besharati-Givi, M.-K. and Asadi, P. (2014), *Advances in friction-stir welding and processing*, Elsevier. 6
- Besnard, S. (2000), Etalonnage géométrique des robots série et parallèles, PhD thesis, Nantes. 59
- Bézier, P. (1987), *Courbes et surfaces pour la CFAO*, Ed. Techniques Ingénieur. 61
- Bona, B. and Indri, M. (2005), Friction compensation in robotics : an overview, in ‘Proceedings of the 44th IEEE Conference on Decision and Control’, IEEE, pp. 4360–4367. 43
- Bres, A., Monsarrat, B., Dubourg, L., Birglen, L., Perron, C., Jahazi, M. and Baron, L. (2010), ‘Simulation of friction stir welding using industrial robots’, *Industrial Robot* **37**(1), 36–50. 20

- Burford, D., Widener, C. and Tweedy, B. (2006), Advances in friction stir welding for aerospace applications, *in* '6th AIAA Aviation Technology, Integration and Operations Conference (ATIO)', p. 7730. 6
- Busu, N., Jaffarullah, M. S., Low, C. Y., Shaari, M. S. B. and Jaffar, A. (2015), 'A review of force control techniques in friction stir process', *Procedia Computer Science* **76**, 528–533. 13
- Caravaca, D. S., Bird, C. R., Beamish, K. and Maddox, S. (2007), Correlation of phased array inspection and fatigue performance of fsw joints, *in* 'ASME 2007 26th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering', American Society of Mechanical Engineers, pp. 243–248. 22
- Cederqvist, L. (2011), Friction stir welding of copper canisters using power and temperature control, PhD thesis, Lund University. ix, 10, 16, 65
- Cederqvist, L., Garpinger, O., Hägglund, T. and Robertsson, A. (2012), 'Cascade control of the friction stir welding process to seal canisters for spent nuclear fuel', *Control Engineering Practice* **20**(1), 35–48. 14
- Cen, L., Melkote, S. N., Castle, J. and Appelman, H. (2016), 'A wireless force-sensing and model-based approach for enhancement of machining accuracy in robotic milling', *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics* **21**(5), 2227–2235. 23
- Chang, D., Son, D., Lee, J., Lee, D., Kim, T.-w., Lee, K.-Y. and Kim, J. (2012), 'A new seam-tracking algorithm through characteristic-point detection for a portable welding robot', *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing* **28**(1), 1–13. 94
- Chaumette, F. and Hutchinson, S. (2008), 'Visual servoing and visual tracking. Springer Handbook of Robotics'. 94
- Chaumette, F., Rives, P. and Espiau, B. (1991), The task function approach applied to vision-based control, *in* 'Fifth International Conference on Advanced Robotics' Robots in Unstructured Environments', IEEE, pp. 1392–1397. 103
- Chen, H.-B., Lin, T. and Chen, S.-B. (2015), 'The application of robotic welding in the shipbuilding', *Advances in Intelligent Systems and Computing* **363**, 483–492. 58
- Chen, H.-B., Yan, K., Lin, T., Chen, S.-B., Jiang, C.-Y. and Zhao, Y. (2006), 'The investigation of typical welding defects for 5456 aluminum alloy friction stir welds', *Materials Science and Engineering : A* **433**(1-2), 64–69. 22
- Chen, H., Lin, T. and Chen, S. (2011), Seam tracking and dynamic process control for high precision arc welding, *in* 'Robotic Welding, Intelligence and Automation', Springer, pp. 193–201. 94

- Chou, J. C. and Kamel, M. (1988), Quaternions approach to solve the kinematic equation of rotation, $a/\sub a/a/\sub x/= a/\sub x/a/\sub b/$, of a sensor-mounted robotic manipulator, *in* 'Proceedings. 1988 IEEE International Conference on Robotics and Automation', IEEE, pp. 656–662. 101
- Cook, G., Crawford, R., Clark, D. and Strauss, A. (2004), 'Robotic friction stir welding', *Industrial robot* **31**(1), 55–63. 20
- Cordes, M. and Hintze, W. (2017), 'Offline simulation of path deviation due to joint compliance and hysteresis for robot machining', *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **90**(1-4), 1075–1083. 47
- Cortsen, J. and Petersen, H. G. (2012), Advanced off-line simulation framework with deformation compensation for high speed machining with robot manipulators, *in* '2012 IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM)', pp. 934–939. 24
- Craig, J. J. (2005), *Introduction to robotics : mechanics and control*, Vol. 3, Pearson Prentice Hall Upper Saddle River. 28, 29, 31
- Crawford, R., Cook, G. E., Strauss, A. M. and Hartman, D. A. (2006), 'Modelling of friction stir welding for robotic implementation', *International Journal of Modelling, Identification and Control* **1**(2), 101–106. 20
- Damak, M. (1996), Théorie et instrumentation pour l'étalonnage statique des robots : Vers une programmation hors-ligne industriellement plus efficace, PhD thesis, Paris, ENSAM. 46, 59
- Daniilidis, K. (1999), 'Hand-eye calibration using dual quaternions', *The International Journal of Robotics Research* **18**(3), 286–298. 101
- Dardouri, F., Abba, G. and Seemann, W. (2017), Parallel robot structure optimizations for a friction stir welding application, *in* 'ICINCO 2017 - Proceedings of the 14th International Conference on Informatics in Control, Automation and Robotics', Vol. 2, pp. 372–381. 17
- Davis, T. A., Shin, Y. C. and Yao, B. (2011), 'Observer-based adaptive robust control of friction stir welding axial force', *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics* **16**(6), 1032–1039. 13, 15
- De Backer, J. (2014a), Feedback Control of Robotic Friction Stir Welding, PhD Thesis, West University, Trollhättan, Sweden. 94

- De Backer, J. and Bolmsjö, G. (2013), ‘Thermoelectric method for temperature measurement in friction stir welding’, *Science and Technology of Welding and Joining* **18**(7), 558–565. 14
- De Backer, J. and Bolmsjö, G. (2014b), ‘Deflection model for robotic friction stir welding’, *Industrial Robot : An International Journal* **41**(4), 365–372. 22
- De Backer, J., Bolmsjö, G. and Christiansson, A. (2014c), ‘Temperature control of robotic friction stir welding using the thermoelectric effect’, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **70**(1-4), 375–383. 14
- De Backer, J., Christiansson, A.-K., Oqueka, J. and Bolmsjö, G. (2012a), ‘Investigation of path compensation methods for robotic friction stir welding’, *Industrial Robot : An International Journal* **39**(6), 601–608. 24, 94
- De Backer, J., Soron, M. and Cederqvist, L. (2012b), Influence of side-tilt angle on process forces and lap joint strength in robotic friction stir welding, in ‘9th International friction stir welding symposium’, Huntsville, AL, USA. 22
- De Backer, J., Soron, M., Ijal, T. and Christiansson, A. (2010), Friction stir welding with robot for light weight vehicle design., in ‘Proc. of 8th International Friction Stir Welding Symposium’, Timmendorfer Strand, Germany, pp. 14–24. ix, 6, 18, 19, 51
- De Boor, C. (1971), ‘Subroutine package for calculating with B-splines, Los Alamos Scientific Lab’, *Report LA-472% MS* . 66
- De Boor, C. (1978), *A practical guide to splines*, Vol. 27, springer-verlag New York. 64
- De Casteljaou, P. (1963), ‘Courbes et surfaces à pôles’, *André Citroën, Automobiles SA, Paris* . 66
- De Graaf, M. (2007), Sensor-guided robotic laser welding, PhD Thesis, University of Twente, Twente, Netherlands. 101
- De Graaf, M., Aarts, R., Jonker, B. and Meijer, J. (2010), ‘Real-time seam tracking for robotic laser welding using trajectory-based control’, *Control engineering practice* **18**(8), 944–953. 94
- De Graaf, M., Aarts, R., Meijer, J. and Jonker, J. B. (2004), ‘Robot-sensor synchronization for real-time seam-tracking in robotic laser welding’, *Proc. 23rd Int. Cong. On Applications of Lasers and Electro-Optics* **1301**. 98
- De Wit, C. C., Olsson, H., Astrom, K. J. and Lischinsky, P. (1995), ‘A new model for control of systems with friction’, *IEEE Transactions on automatic control* **40**(3), 419–425. 43

- Deblaise, D., Hernot, X. and Maurine, P. (2006), A systematic analytical method for pkm stiffness matrix calculation, *in* 'Proceedings 2006 IEEE International Conference on Robotics and Automation, 2006. ICRA 2006.', IEEE, pp. 4213–4219. 46
- Demengel, G. and Pouget, J.-P. (1998), *Mathématiques des Courbes et des Surfaces. Modèles de Bézier, des B-Splines et des NURBS*, Ellipses. 63
- Denavit, J. and Hartenberg, R. S. (1955), 'A kinematic notation for lower pair mechanisms based on matrices', *Journal of applied mechanics* **77**(2), 215–221. 31
- Ding, Y., Huang, W. and Kovacevic, R. (2016), 'An on-line shape-matching weld seam tracking system', *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing* **42**, 103–112. 94
- Dombre, É. (1998), *Programmation des robots*, Techniques de l'Ingénieur. 58
- Donahue, B. B. (2018), Space launch system exploration upper stage development & missions, *in* '2018 AIAA SPACE and Astronautics Forum and Exposition', p. 5236. 6
- Dong, W., Li, H. and Teng, X. (2007), Off-line programming of Spot-weld Robot for Car-body in White Based on Robcad, *in* '2007 International Conference on Mechatronics and Automation', IEEE, pp. 763–768. 58
- Dornaika, F. and Horaud, R. (1998), 'Simultaneous robot-world and hand-eye calibration', *IEEE transactions on Robotics and Automation* **14**(4), 617–622. 101
- Douilly, M. (2009), Contribution à l'amélioration de la qualité géométrique de positionnement d'un robot anthropomorphe dans le cas d'assemblage de structures aéronautiques, PhD thesis, Ecole Normale Supérieure de Cachan. 59
- Douilly, M., Chartier, D. and Ben Attar, A. (2018), Friction stir welded longitudinal junction for aircraft fuselage - robustness study, *in* 'Proceedings of 12th International Friction Stir Welding Symposium', Chicoutimi, Canada. 22, 70
- Douss, M. (1996), Programmation hors ligne par CAO-robotique : caractérisation de lois de contrôleurs de robots et étalonnage de cellules robotisées en vue d'améliorer la précision, PhD thesis, Besançon. 59
- Du, Y. Y. (2017), Trajectory pre-compensation algorithm for improving the path accuracy of industrial robots, *in* '2017 International Conference on Advanced Robotics and Intelligent Systems (ARIS)', pp. 94–98. 24
- Dumas, C. (2011), Développement de méthodes robotisées pour le parachèvement de pièces métalliques et composites, PhD Thesis, in French, Nantes University, Nantes, France. 46, 47

- Dumas, C., Caro, S., Cherif, M., Garnier, S. and Furet, B. (2012), ‘Joint stiffness identification of industrial serial robots’, *Robotica* **30**(4), 649–659. 47
- Dumas, C., Caro, S., Garnier, S. and Furet, B. (2011), ‘Joint stiffness identification of six-revolute industrial serial robots’, *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing* **27**(4), 881–888. 47
- Espiau, B. (1995), Sur les erreurs en asservissement visuel, Technical Report RR-2619, INRIA. 104, 106
- Espiau, B., Chaumette, F. and Rives, P. (1992), ‘A new approach to visual servoing in robotics’, *IEEE Transactions on Robotics and Automation* **8**(3), 313–326. 94
- Fang, Z., Xu, D. and Tan, M. (2010), ‘Visual seam tracking system for butt weld of thin plate’, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **49**(5-8), 519–526. 94
- Fassi, I. and Legnani, G. (2005), ‘Hand to sensor calibration : A geometrical interpretation of the matrix equation $AX = XB$ ’, *Journal of Robotic Systems* **22**(9), 497–506. 101
- Fehrenbacher, A., Duffie, N. A., Ferrier, N. J., Pfefferkorn, F. E. and Zinn, M. R. (2011), ‘Toward automation of friction stir welding through temperature measurement and closed-loop control’, *Journal of Manufacturing Science and Engineering* **133**(5), 051008. 13, 15
- Fehrenbacher, A., Smith, C., Duffie, N., Ferrier, N., Pfefferkorn, F. and Zinn, M. (2014), ‘Combined temperature and force control for robotic friction stir welding’, *Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME* **136**(2). 14
- Ferreira, L. A., Figueira, Y. L., Iglesias, I. F. and Souto, M. Á. (2017), ‘Offline cad-based robot programming and welding parametrization of a flexible and adaptive robotic cell using enriched cad/cam system for shipbuilding’, *Procedia Manufacturing* **11**, 215–223. 59
- Filion, A. (2015), Étalonnage de robots industriels à l’aide d’un système portable de photogrammétrie, PhD thesis, École de technologie supérieure. 59
- Fitter, H. N., Pandey, A. B., Patel, D. D. and Mistry, J. M. (2014), ‘A Review on Approaches for Handling Bezier Curves in CAD for Manufacturing’, *Procedia Engineering* **97**, 1155 – 1166. 62
- Franklin, G., Powell, J. and Emami-Naeini, A. (2002), *Feedback Control of Dynamic Systems*, Addison-Wesley series in electrical and computer engineering, Prentice Hall. 107

- Freising, M., Kothe, S., Rott, M., Susemihl, H. and Hintze, W. (2014), Increasing accuracy of industrial robots in machining of carbon fiber reinforced plastics, *in* B. Denkena, ed., ‘New Production Technologies in Aerospace Industry’, Springer International Publishing, Cham, pp. 115–121. 23, 88
- Gautier, M. (1991), ‘Numerical calculation of the base inertial parameters of robots’, *Journal of robotic systems* **8**(4), 485–506. 43
- Gautier, M., Jubien, A., Abba, G. and Qin, J. (2013), Identification du modèle avec flexibilité : méthode et paramètres numériques, Technical report, IRCCyN et LCFC. xiii, 43, 44, 47, 48, 55
- Gautier, M. and Khalil, W. (1990), ‘Direct calculation of minimum set of inertial parameters of serial robots’, *IEEE Transactions on robotics and Automation* **6**(3), 368–373. 43
- Giberti, H., Sbaglia, L. and Urgo, M. (2017), ‘A path planning algorithm for industrial processes under velocity constraints with an application to additive manufacturing’, *Journal of Manufacturing Systems* **43**, 160–167. 60
- Golz, J., Wruetz, T., Eickmann, D. and Biesenbach, R. (2016), Robo-2l, a matlab interface for extended offline programming of kuka industrial robots, *in* ‘2016 11th France-Japan 9th Europe-Asia Congress on Mechatronics (MECATRONICS) /17th International Conference on Research and Education in Mechatronics (REM)’, pp. 064–067. 59
- Gong, C., Yuan, J. and Ni, J. (2000), ‘Nongeometric error identification and compensation for robotic system by inverse calibration’, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* **40**(14), 2119–2137. 59
- Guérin, D., Caro, S., Garnier, S. and Girin, A. (2014), Optimal measurement pose selection for joint stiffness identification of an industrial robot mounted on a rail, *in* ‘2014 IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics’, IEEE, pp. 1722–1727. xiii, 47, 48
- Guillo, M. and Dubourg, L. (2016), ‘Impact & improvement of tool deviation in friction stir welding : Weld quality & real-time compensation on an industrial robot’, *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing* **39**, 22–31. 22
- Guillo, M. and Dubourg, L. (2018), Dual encoder robot for accurate robotic FSW, *in* ‘Proceedings of 12th International Friction Stir Welding Symposium’, Chicoutimi, Canada. 23

- Haage, M., Halbauer, M., Lehmann, C. and Städter, J. P. (2014), Increasing robotic machining accuracy using offline compensation based on joint-motion simulation, *in* ‘Proceedings of ISR/Robotik 2014 ; 41st International Symposium on Robotics’, VDE, pp. 1–8. 24
- Hamon, P., Gautier, M. and Garrec, P. (2010), Dynamic identification of robots with a dry friction model depending on load and velocity, *in* ‘Intelligent Robots and Systems (IROS), 2010 IEEE/RSJ International Conference on’, IEEE, pp. 6187–6193. 43
- Horaud, R. and Dornaika, F. (1995), ‘Hand-eye calibration’, *The international journal of robotics research* **14**(3), 195–210. 101
- Hori, H. (1999), Friction stir welding of rolling stock for subway, *in* ‘The First International Symposium on Friction Stir Welding, Gothenburg’. 22
- Houpis, C., Sheldon, S. and D’Azzo, J. (2003), *Linear Control System Analysis and Design : Fifth Edition, Revised and Expanded*, Automation and Control Engineering, CRC Press. 107
- Hovanski, Y., Upadhyay, P., Carsley, J., Luzanski, T., Carlson, B., Eisenmenger, M., Soulami, A., Marshall, D., Landino, B. and Hartfield-Wunsch, S. (2015), ‘High-speed friction-stir welding to enable aluminum tailor-welded blanks’, *Jom* **67**(5), 1045–1053. 98
- Huissoon, J. P. (2002), ‘Robotic laser welding : seam sensor and laser focal frame registration’, *Robotica* **20**(3), 261–268. 101
- Jahanpour, J., Motallebi, M. and Porghoveh, M. (2016), ‘A Novel Trajectory Planning Scheme for Parallel Machining Robots Enhanced with NURBS Curves’, *Journal of Intelligent and Robotic Systems : Theory and Applications* **82**(2), 257–275. 59
- Johnson, R. et al. (2001), Forces in friction stir welding of aluminum alloys, *in* ‘3rd International Symposium on Friction Stir Welding (Kobe, Japan)’, pp. 6–19. 9
- Jubien, A., Abba, G. and Gautier, M. (2014), Joint stiffness identification of a heavy Kuka robot with a low-cost clamped end-effector procedure, *in* ‘Proceedings of the 11th International Conference on Informatics in Control, Automation and Robotics, ICINCO 2014’, Vol. 2, Vienna, Austria, pp. 585–591. 47
- Kah, P., Rajan, R., Martikainen, J. and Suoranta, R. (2015), ‘Investigation of weld defects in friction-stir welding and fusion welding of aluminium alloys’, *International Journal of Mechanical and Materials Engineering* **10**(1), 26. 8

- Kaldestad, K. B., Tyapin, I. and Hovland, G. (2015), Robotic face milling path correction and vibration reduction, *in* ‘2015 IEEE International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM)’, pp. 543–548. 24
- Katayama, S. (2013), *Handbook of laser welding technologies*, Elsevier. 94
- Keck, A., Zimmermann, J. and Sawodny, O. (2017), ‘Friction parameter identification and compensation using the elastoplastic friction model’, *Mechatronics* **47**, 168 – 182. 43
- Keyence, C. (2014a), ‘Instrument de mesure de profil haute vitesse en ligne série LJ-V7000’, <https://www.keyence.fr/products/measure/laser-2d/lj-v/index.jsp>. Consulté le 10-05-2016. 95
- Keyence, C. (2014b), ‘Manuel d’utilisation- instrument de mesure de profil haute vitesse en ligne série LJ-V7000’, <https://www.keyence.fr/products/measure/laser-2d/lj-v/downloads/>. Consulté le 10-05-2016. 96
- Khalil, W., Bennis, F., Chevallereau, C. and Kleinfinger, J. (1989), Symoro : A software package for the symbolic modelling of robots, *in* ‘Proc. 20th Int. Symp. Ind. Robots’, pp. 1023–1030. 44
- Khalil, W. and Dombre, E. (2004), *Modeling, Identification and Control of Robots*, Elsevier Ltd, Oxford. 28, 36, 41, 59
- Khalil, W. and Kleinfinger, J. (1986), A new geometric notation for open and closed-loop robots, *in* ‘Proceedings. 1986 IEEE International Conference on Robotics and Automation’, Vol. 3, IEEE, pp. 1174–1179. 31
- Khatib, O. and Siciliano, B. (2008), *Springer handbook of robotics*, Springer. 28, 36
- Kim, J. and Shin, J. (2003), ‘A study of a dual-electromagnetic sensor system for weld seam tracking of i-butt joints’, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B : Journal of Engineering Manufacture* **217**(9), 1305–1313. 94
- Klimchik, A. (2011), Enhanced stiffness modeling of serial and parallel manipulators for robotic-based processing of high performance materials, PhD thesis, Ecole Centrale de Nantes (ECN) ; Ecole des Mines de Nantes. 45
- Klimchik, A., Bondarenko, D., Pashkevich, A., Briot, S. and Furet, B. (2012), Compensation of tool deflection in robotic-based milling, *in* ‘ICINCO 2012 - Proceedings of the 9th International Conference on Informatics in Control, Automation and Robotics’, Vol. 2, pp. 113–122. 25

- Klimchik, A., Bondarenko, D., Pashkevich, A., Briot, S. and Furet, B. (2014c), Compliance error compensation in robotic-based milling, *in* ‘Informatics in Control, Automation and Robotics’, Springer, pp. 197–216. 24
- Klimchik, A., Caro, S., Furet, B. and Pashkevich, A. (2014a), Complete stiffness model for a serial robot, *in* ‘11th International Conference on Informatics in Control, Automation and Robotics (ICINCO)’, Vol. 02, pp. 192–202. 46
- Klimchik, A., Furet, B., Caro, S. and Pashkevich, A. (2015), ‘Identification of the manipulator stiffness model parameters in industrial environment’, *Mechanism and Machine Theory* **90**, 1–22. 46
- Klimchik, A., Wu, Y., Caro, S., Furet, B. and Pashkevich, A. (2014b), Accuracy Improvement of Robot-Based Milling Using an Enhanced Manipulator Model, *in* M. Ceccarelli and V. A. Glazunov, eds, ‘Advances on Theory and Practice of Robots and Manipulators : Proceedings of Romansy 2014 XX CISM-IFTToMM Symposium on Theory and Practice of Robots and Manipulators’, Springer International Publishing, Cham, pp. 73–81. 24
- Klimchik, A., Wu, Y., Dumas, C., Caro, S., Furet, B. and Pashkevich, A. (2013), Identification of geometrical and elastostatic parameters of heavy industrial robots, *in* ‘The 2013 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2013)’, Karlsruhe, Germany, pp. 3707–3714. 45, 47
- Kolegain, K., Léonard, F., Chevret, S., Ben Attar, A. and Abba, G. (2018a), ‘Off-line path programming for three-dimensional robotic friction stir welding based on Bézier curves’, *Industrial Robot : An International Journal* **45**(5), 669–678. 91
- Kolegain, K., Léonard, F., Chevret, S., Ben Attar, A. and Abba, G. (2018b), ‘A feedforward deflection compensation scheme coupled with an offline path planning for robotic friction stir welding’, *IFAC-PapersOnLine* **51**(11), 728 – 733. 16th IFAC Symposium on Information Control Problems in Manufacturing INCOM 2018. 91
- Kolegain, K., Léonard, F., Chevret, S., Ben Attar, A. and Abba, G. (2019), Robotic friction stir welding path planning with deflection compensation using b-splines, *in* V. Arakelian and P. Wenger, eds, ‘ROMANSY 22 – Robot Design, Dynamics and Control’, Springer International Publishing, Cham, pp. 264–271. 91
- Krut, S. (2003), Contribution à l’étude des robots parallèles légers, 3T-1R et 3T-2R, à forts débattements angulaires, PhD thesis, Université Montpellier 2. 15
- KUKA (2003), ‘KR C2 KR C3 Expert Programming’. ix, 30

- KUKA (2009a), ‘KUKA System Software Manuel de service et de programmation pour intégrateurs de systèmes’. 37, 39
- KUKA (2009b), ‘KUKA.robotsensorinterface 2.3’. 72
- Kumar, R., Singh, K. and Pandey, S. (2012), ‘Process forces and heat input as function of process parameters in aa5083 friction stir welds’, *Transactions of Nonferrous Metals Society of China* **22**(2), 288–298. 12
- Kusuda, Y. (2013), ‘Honda develops robotized FSW technology to weld steel and aluminum and applied it to a mass-production vehicle’, *Industrial Robot* **40**(3), 208–212. 6
- Leali, F., Pellicciari, M., Pini, F., Berselli, G. and Vergnano, A. (2013), ‘An offline programming method for the robotic Deburring of aerospace components’, *Communications in Computer and Information Science* **371**, 1–13. 58
- Lee, S. and Na, S.-J. (2002), ‘A study on automatic seam tracking in pulsed laser edge welding by using a vision sensor without an auxiliary light source’, *Journal of Manufacturing Systems* **21**(4), 302–315. 94
- Li, A., Wang, L. and Wu, D. (2010), ‘Simultaneous robot-world and hand-eye calibration using dual-quaternions and Kronecker product’, *International Journal of Physical Sciences* **5**(10), 1530–1536. 101
- Li, G., Zhang, F., Fu, Y. and Wang, S. (2019), ‘Joint stiffness identification and deformation compensation of serial robots based on dual quaternion algebra’, *Applied Sciences* **9**(1), 65. 45
- Li, Q., Wu, W., Xiang, J., Li, H. and Wu, C. (2015), ‘A hybrid robot for friction stir welding’, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C : Journal of Mechanical Engineering Science* **229**(14), 2639–2650. 17
- Liu, Y., Hoover, A. W. and Walker, I. D. (2004), ‘A timing model for vision-based control of industrial robot manipulators’, *IEEE Transactions on robotics* **20**(5), 891–898. 98
- Lohwasser, D. and Chen, Z. (2009), *Friction Stir Welding : From Basics to Applications*, 1st edn, Elsevier Ltd. 6
- Longhurst, W. R., Strauss, A. and Cook, G. (2010b), ‘Enabling automation of friction stir welding : the modulation of weld seam input energy by traverse speed force control’, *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control* **132**(4), 041002. 13, 15

- Longhurst, W. R., Strauss, A. M., Cook, G. E., Cox, C. D., Hendricks, C. E., Gibson, B. T. and Dawant, Y. S. (2010c), ‘Investigation of force-controlled friction stir welding for manufacturing and automation’, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B : Journal of Engineering Manufacture* **224**(6), 937–949. 13
- Lü, X., Zhang, K. and Wu, Y. (2017), ‘The seam position detection and tracking for the mobile welding robot’, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **88**(5-8), 2201–2210. 94
- Luo, H. and Chen, X. (2005), ‘Laser visual sensing for seam tracking in robotic arc welding of titanium alloys’, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **26**(9-10), 1012–1017. 94
- Lyles, G., Honeycutt, J. and Cook, J. (2016), Status of NASA’s Space Launch System, in ‘67th International Astronautical Congress’, Guadalajara, Mexico. 6
- Marcotte, O. and Vanden Abeele, L. (2010), 2d and 3d friction stir welding with articulated robot arm, in ‘Proc. of 8th International Friction Stir Welding Symposium’, Timmendorfer Strand, Germany. ix, 19, 20
- Marie, S., Courteille, E. and Maurine, P. (2013), ‘Elasto-geometrical modeling and calibration of robot manipulators : Application to machining and forming applications’, *Mechanism and Machine Theory* **69**, 13–43. cited By 12. 45, 46
- Marie, S. and Maurine, P. (2008), Elasto-geometrical modelling of closed-loop industrial robots used for machining applications, in ‘2008 IEEE International Conference on Robotics and Automation’, IEEE, pp. 1294–1300. 46
- Márton, L. and Lantos, B. (2009), ‘Control of mechanical systems with stribek friction and backlash’, *Systems & Control Letters* **58**(2), 141–147. 89
- Maurine, P. (1996), Développement et mise en œuvre de méthodologies d’étalonnage de robots manipulateurs industriels, PhD thesis, Montpellier 2. 59
- Maurine, P. and Quinet, J.-F. (2013), *L’étalonnage des robots manipulateurs industriels*, Lavoisier. 47, 59
- Meggiolaro, M. A., Dubowsky, S. and Mavroidis, C. (2005), ‘Geometric and elastic error calibration of a high accuracy patient positioning system’, *Mechanism and Machine Theory* **40**(4), 415–427. 59
- Mendes, N., Neto, P. and Loureiro, A. (2014), Robotic friction stir welding aided by hybrid force/motion control, in ‘Emerging Technology and Factory Automation (ETFA), 2014 IEEE’, IEEE, pp. 1–4. 20

- Mendes, N., Neto, P., Loureiro, A. and Moreira, A. P. (2016a), ‘Machines and control systems for friction stir welding : a review’, *Materials & Design* **90**, 256–265. 13, 14
- Mendes, N., Neto, P., Simão, M., Loureiro, A. and Pires, J. (2016b), ‘A novel friction stir welding robotic platform : welding polymeric materials’, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **85**(1-4), 37–46. 9
- Merzouki, R. and Cadiou, J. (2005), ‘Estimation of backlash phenomenon in the electro-mechanical actuator’, *Control Engineering Practice* **13**(8), 973–983. 89
- Mishra, R. S. and Ma, Z. Y. (2005), ‘Friction stir welding and processing’, *Materials Science and Engineering, Reports* **50**, 1–78. 6
- Monsarrat, S. L., Wanjara, P., Fortin, Y., Comeau, G. and Yousefpour, A. (2016), Industrialization of robotic fsw for refurbishing of aluminum cathodes, *in* ‘Proceedings of the 11th International Symposium on Friction Stir Welding, Cambridge, UK’. 22
- Murr, L., Li, Y., Trillo, E. and McClure, J. C. (2000), ‘Fundamental issues and industrial applications of friction-stir welding’, *Materials Technology* **15**(1), 37–48. 6
- Muthukumaran, S. and Mukherjee, S. (2008), ‘Multi-layered metal flow and formation of onion rings in friction stir welds’, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **38**(1), 68–73. 9
- Neto, P. and Mendes, N. (2013), ‘Direct off-line robot programming via a common CAD package’, *Robotics and Autonomous Systems* **61**(8), 896–910. 59, 60
- Neto, P., Pires, J. N. and Moreira, A. P. (2010), 3D CAD-based robot programming for the SME shop-floor, *in* ‘20th International Conference on Flexible Automation and Intelligent Manufacturing, FAIM’. 59
- Neubauer, M. and Muller, A. (2015), Smooth orientation path planning with quaternions using B-splines, *in* ‘IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems’, pp. 2087–2092. 59
- NF EN ISO 25239-1 (2012), ‘Soudage par frictin malaxage, Aluminium, Partie 1 : Vocabulaire’. 7, 8, 9
- Nielson, G. M. and Foley, T. A. (1989), A survey of applications of an affine invariant norm, *in* ‘Mathematical methods in computer aided geometric design’, Elsevier, pp. 445–467. 63
- Nordin, M., Galic, J. and Gutman, P.-O. (1997), ‘New models for backlash and gear play’, *International journal of adaptive control and signal processing* **11**(1), 49–63. 85

- Nordin, M. and Gutman, P.-O. (2000), Nonlinear speed control of elastic systems with backlash, *in* ‘Decision and Control, 2000. Proceedings of the 39th IEEE Conference on’, Vol. 4, IEEE, pp. 4060–4065. 85
- Nordin, M. and Gutman, P.-O. (2002), ‘Controlling mechanical systems with backlash a survey’, *Automatica* **38**(10), 1633–1649. 85
- Okawa, Y., Taniguchi, M., Sugii, H. and Marutani, Y. (2006), Development of 5-axis friction stir welding system, *in* ‘SICE-ICASE, 2006. International Joint Conference’, IEEE, pp. 1266–1269. 15
- Olabi, A., Damak, M., Bearee, R., Gibaru, O. and Leleu, S. (2012), Improving the accuracy of industrial robots by offline compensation of joints errors, *in* ‘2012 IEEE International Conference on Industrial Technology (ICIT)’, IEEE, pp. 492–497. 25, 47
- Olsson, H., Åström, K. J., De Wit, C. C., Gäfvert, M. and Lischinsky, P. (1998), ‘Friction models and friction compensation’, *Eur. J. Control* **4**(3), 176–195. 43
- Oueslati, M., Béarée, R., Gibaru, O. and Moraru, G. (2012), Improving the dynamic accuracy of elastic industrial robot joint by algebraic identification approach, *in* ‘2012 1st International Conference on Systems and Computer Science (ICSCS)’, IEEE, pp. 1–6. 43
- Ozcelik, S. and Moore, K. (2003), *Modeling, sensing and control of gas metal arc welding*, Elsevier. 94
- Palpacelli, M., Callegari, M., Carbonari, L. and Palmieri, G. (2015), ‘Theoretical and experimental analysis of a hybrid industrial robot used for friction stir welding’, *International Journal of Mechatronics and Manufacturing Systems* **8**(5-6), 258–275. cited By 0. 15
- Pan, Z., Polden, J., Larkin, N., Van Duin, S. and Norrish, J. (2012), ‘Recent progress on programming methods for industrial robots’, *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing* **28**(2), 87–94. 58
- Pan, Z., Polden, J., Larkin, N., van Duin, S. and Norrish, J. (2012b), *Automated Offline Programming for Robotic Welding System with High Degree of Freedoms*, Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, pp. 685–692. 59
- Pan, Z. and Zhang, H. (2009), Improving robotic machining accuracy by real-time compensation, *in* ‘ICCAS-SICE, 2009’, IEEE, pp. 4289–4294. 23
- Papageorgiou, D., Blanke, M., Niemann, H. H. and Richter, J. H. (2017), ‘Backlash estimation for industrial drive-train systems’, *IFAC-PapersOnLine* **50**(1), 3281–3286. 89

- Park, F. C. and Martin, B. J. (1994), ‘Robot sensor calibration : solving $AX=XB$ on the Euclidean group’, *IEEE Transactions on Robotics and Automation* **10**(5), 717–721. 101
- Peiper, D. L. (1968), The kinematics of manipulators under computer control, PhD thesis, Stanford University. 36, 55
- Polden, J., Pan, Z., Larkin, N., Duin, S. and Norrish, J. (2011), ‘Offline programming for a complex welding system using DELMIA automation’, *Robotic Welding, Intelligence and Automation* pp. 341–349. 59
- Qin, J. (2013), Robust hybrid position/force control of a manipulator used in machining and in friction stir welding, PhD thesis, ENSAM, Metz, France. 23, 47
- Qin, J., Léonard, F. and Abba, G. (2014), Nonlinear Discrete Observer for Flexibility Compensation of Industrial Manipulators, in ‘The 19th IFAC World Congress’, Vol. 19, Cap Town, South Africa, pp. 5598–5604. 23
- Qin, J., Léonard, F. and Abba, G. (2016), ‘Real-time trajectory compensation in robotic friction stir welding using state estimators’, *IEEE Transactions on Control Systems Technology* **24**(6), 2207–2214. 23
- Quinet, J.-F. and Maurine, P. (2006), ‘Étalonnage des robots industriels’, *Techniques de l’ingénieur. Informatique industrielle* **2**(S7733). 59
- Reinl, C., Friedmann, M., Bauer, J., Pischian, M., Abele, E. and von Stryk, O. (2011), Model-based off-line compensation of path deviation for industrial robots in milling applications, in ‘Advanced Intelligent Mechatronics (AIM), 2011 IEEE/ASME International Conference on’, IEEE, pp. 367–372. 25
- Roesch, O. (2013), Model-based on-line compensation of path deviations for milling robots, in ‘Advanced Materials Research’, Vol. 769, Trans Tech Publ, pp. 255–262. 23
- Roesch, O. and Zaeh, M. F. (2014), Fuzzy controller for the compensation of path deviations during robotic milling operations, in ‘2014 IEEE International Conference on Mechatronics and Automation’, pp. 192–197. 23
- Rout, A., Deepak, B. and Biswal, B. (2019), ‘Advances in weld seam tracking techniques for robotic welding : A review’, *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing* **56**, 12–37. 94
- Ruderman, M. and Bertram, T. (2013), ‘Two-state dynamic friction model with elasto-plasticity’, *Mechanical Systems and Signal Processing* **39**(1-2), 316–332. 43

- Ruderman, M., Hoffmann, F. and Bertram, T. (2009), ‘Modeling and identification of elastic robot joints with hysteresis and backlash’, *IEEE Transactions on Industrial Electronics* **56**(10), 3840–3847. 43, 89
- Salisbury, J. K. (1980), Active stiffness control of a manipulator in cartesian coordinates, *in* ‘Decision and Control including the Symposium on Adaptive Processes, 1980 19th IEEE Conference on’, Vol. 19, IEEE, pp. 95–100. 46
- Samson, C. and Espiau, B. (1990), ‘Application of the task-function approach to sensor-based control of robot manipulators’, *IFAC Proceedings Volumes* **23**(8), 269–274. 103
- Samson, C., Espiau, B. and Borgne, M. L. (1991), *Robot control : the task function approach*, Oxford University Press, Inc. 103
- Schneider, U., Drust, M., Ansaloni, M., Lehmann, C., Pellicciari, M., Leali, F., Gunnink, J. W. and Verl, A. (2016), ‘Improving robotic machining accuracy through experimental error investigation and modular compensation’, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **85**(1-4), 3–15. 24
- Schneider, U., Momeni-K, M., Ansaloni, M. and Verl, A. (2014), Stiffness modeling of industrial robots for deformation compensation in machining, *in* ‘2014 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems’, pp. 4464–4469. 47
- Schorr, A., Robinson, K. F. and Perry, B. A. (2018), Payload accommodations in nasa’s space launch system, block 1 and beyond, *in* ‘2018 AIAA SPACE and Astronautics Forum and Exposition’, p. 5147. 6
- Shah, M., Eastman, R. D. and Hong, T. (2012), An overview of robot-sensor calibration methods for evaluation of perception systems, *in* ‘Proceedings of the Workshop on Performance Metrics for Intelligent Systems’, ACM, pp. 15–20. 101
- Shen, H., Lin, T., Chen, S. and Li, L. (2010), ‘Real-time seam tracking technology of welding robot with visual sensing’, *Journal of Intelligent & Robotic Systems* **59**(3-4), 283–298. 94
- Shi, J., Wang, Y., Zhang, G. and Ding, H. (2013), ‘Optimal design of 3-dof pkm module for friction stir welding’, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **66**(9-12), 1879–1889. ix, 15, 17
- Shiu, Y. and Ahmad, S. (1987), Finding the mounting position of a sensor by solving a homogeneous transform equation of the form $AX = XB$, *in* ‘Proceedings. 1987 IEEE International Conference on Robotics and Automation’, Vol. 4, IEEE, pp. 1666–1671. 100

- Shiu, Y. C. and Ahmad, S. (1989), 'Calibration of wrist-mounted robotic sensors by solving homogeneous transform equations of the form $AX = XB$ ', *IEEE Transactions on Robotics and Automation* **5**(1), 16–29. 101
- Shultz, E., Cole, E., Smith, C., Zinn, M., Ferrier, N. and Pfefferkorn, F. (2010), 'Effect of compliance and travel angle on friction stir welding with gaps', *Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME* **132**(4), 101–109. 22
- Siciliano, B., Sciavicco, L., Villani, L. and Oriolo, G. (2010), *Robotics : Modelling, Planning and Control*, Springer Verlag, London. 28, 36
- Slavkovic, N., Milutinovic, D. and Glavonjic, M. (2014), 'A method for off-line compensation of cutting force-induced errors in robotic machining by tool path modification', *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **70**. 24
- Slavković, N. R., Milutinović, D. S., Kokotović, B. M., Glavonjić, M. M., Živanović, S. T. and Ehmann, K. F. (2013), 'Cartesian compliance identification and analysis of an articulated machining robot', *FME Transactions* **41**(2), 83–95. 47
- Smith, C. B. (2000), Robotic friction stir welding using a standard industrial robot, *in* '2nd International Friction Stir Welding Symposium', Sweden, pp. 85–95. 17, 18
- Soron, M. (2007), Robot System for Flexible 3D Friction Stir Welding, PhD thesis, Örebro University, Örebro. 18
- Soron, M., De Backer, J., Christiansson, A.-K. and Ilar, T. (2010), A local model for online path corrections in friction stir welding, *in* 'Friction stir welding and processing conference, Lille, France, 28th to 29th of January, 2010'. 22
- Soron, M. and Kalaykov, I. (2006), A robot prototype for friction stir welding, *in* '2006 IEEE Conference on Robotics, Automation and Mechatronics', IEEE, pp. 1–5. 18
- Soron, M. and Kalaykov, I. (2007), Generation of continuous tool paths based on CAD models for Friction Stir Welding in 3d, *in* '2007 Mediterranean Conference on Control and Automation, MED'. 59, 60
- Spong, M. W., Hutchinson, S. and Vidyasagar, M. (2005), *Robot Modeling and Control*, John Wiley and Sons, Inc., Berlin Heidelberg. 28, 36
- Sun, L. and Fang, L. (2018), 'An approximation method for stiffness calculation of robotic arms with hybrid open-and closed-loop kinematic chains', *Advances in Mechanical Engineering* **10**(2), 1687814018761297. 45

- Sun, T., Wu, H., Lian, B., Qi, Y., Wang, P. and Song, Y. (2017), ‘Stiffness modeling, analysis and evaluation of a 5 degree of freedom hybrid manipulator for friction stir welding’, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C : Journal of Mechanical Engineering Science* **231**(23), 4441–4456. 15
- Suyi, L., Lingteng, L., Hua, Z., Jianjun, B. and Guorong, W. (2009), Study of robot seam tracking system with laser vision, *in* ‘2009 International Conference on Mechatronics and Automation’, pp. 1296–1301. 94
- Taysom, B. S., Sorensen, C. D. and Hedengren, J. D. (2016), ‘Dynamic modeling of friction stir welding for model predictive control’, *Journal of Manufacturing Processes* **23**, 165–174. 14
- Thomas, W. M., Nicholas, E. D., Needham, J. C., Murch, M. G., Temple-Smith, P. and Dawes, C. J. (1991), International Patent Application PCT/GB92/02203, Technical report, The Welding Institute, London, UK. 6
- Threadgill, P., Leonard, A., Shercliff, H. and Withers, P. (2009), ‘Friction Stir Welding of Aluminium Alloys’, *International Materials Reviews* **54**(2), 49–93. 6
- Tsai, R. Y. and Lenz, R. K. (1989), ‘A new technique for fully autonomous and efficient 3D robotics hand/eye calibration’, *IEEE Transactions on robotics and automation* **5**(3), 345–358. 101
- Tyapin, I., Kaldestad, K. B. and Hovland, G. (2015), Off-line path correction of robotic face milling using static tool force and robot stiffness, *in* ‘2015 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)’, pp. 5506–5511. 24
- Voellner, G., Zaeh, M., Kellenberger, O., Lohwasser, D. and Silvanus, J. (2006), 3-dimensional friction stir welding using a modified high payload robot, *in* ‘6th International Friction Stir Welding Symposium’, Saint Sauveur, Canada, pp. 10–13. 18
- Voellner, G., Zaeh, M., Silvanus, J. and Kellenberger, O. (2007), Robotic friction stir welding, Technical report, SAE Technical Paper. 18
- Vörös, J. (2010), ‘Modeling and identification of systems with backlash’, *Automatica* **46**(2), 369–374. 89
- Vuong, N. D., Lim, T. M. and Yang, G. (2015), *Simulation and Offline Programming for Contact Operations*, Springer London, London, pp. 2071–2090. 59
- Wan, D., Hui, L. and Xiaoting, T. (2007), Off-line programming of spot-weld robot for car-body in white based on robcad, *in* ‘Proceedings of the 2007 IEEE International Conference on Mechatronics and Automation, ICMA 2007’, pp. 763–768. 58

- Wang, C.-C. (1992), ‘Extrinsic calibration of a vision sensor mounted on a robot’, *IEEE Transactions on Robotics and Automation* **8**(2), 161–175. 101
- Wang, D., Bai, Y. and Zhao, J. (2012), ‘Robot manipulator calibration using neural network and a camera-based measurement system’, *Transactions of the Institute of Measurement and Control* **34**(1), 105–121. 45
- Wang, J., Zhang, H. and Fuhlbrigge, T. (2009), Improving machining accuracy with robot deformation compensation, in ‘2009 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems’, pp. 3826–3831. 23
- Wang, K. (2016), Modélisation d’un robot manipulateur en vue de la commande robuste en force utilisé en soudage FSW, PhD thesis, Ecole nationale supérieure d’arts et métiers-ENSAM. 43, 103
- Wenger, P., Gosselin, C. and Maillé, B. (1999), A comparative study of serial and parallel mechanism topologies for machine tools, in ‘Proceedings of International Workshop on Parallel Kinematic Machines’, pp. 23–32. 15
- Xu, Y., Fang, G., Lv, N., Chen, S. and Zou, J. J. (2015), ‘Computer vision technology for seam tracking in robotic gtaw and gmaw’, *Robotics and computer-integrated manufacturing* **32**, 25–36. 95
- Yin, Z., Guan, Y., Chen, S., Wu, W. and Zhang, H. (2013), Off-line programming of robotic system based on dxf files of 3d models, in ‘2013 IEEE International Conference on Information and Automation (ICIA)’, pp. 1296–1301. 59
- You, B. and Kim, J. (2002), ‘A study on an automatic seam tracking system by using an electromagnetic sensor for sheet metal arc welding of butt joints’, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B : Journal of Engineering Manufacture* **216**(6), 911–920. 94
- Yuan, P., Chen, D., Wang, T., Cao, S., Cai, Y. and Xue, L. (2018), ‘A compensation method based on extreme learning machine to enhance absolute position accuracy for aviation drilling robot’, *Advances in Mechanical Engineering* **10**(3), 1687814018763411. 45
- Zaeh, M. F. and Roesch, O. (2014), ‘Improvement of the machining accuracy of milling robots’, *Production Engineering* **8**(6), 737–744. 23, 47
- Zaeh, M. and Voellner, G. (2010), ‘Three-dimensional friction stir welding using a high payload industrial robot’, *Production Engineering* **4**(2-3), 127–133. 19

- Zhang, J., Upadhyay, P., Hovanski, Y. and Field, D. P. (2017), High-speed fsw aluminum alloy 7075 microstructure and corrosion properties, *in* 'Friction Stir Welding and Processing IX', Springer, pp. 125–135. 98
- Zhang, L., Wu, C. and Zou, Y. (2009), An on-line visual seam tracking sensor system during laser beam welding, *in* '2009 International Conference on Information Technology and Computer Science', Vol. 2, IEEE, pp. 361–364. 94
- Zhang, Z. and Wan, Z. Y. (2012), 'Predictions of tool forces in friction stir welding of AZ91 magnesium alloy', *Science and Technology of Welding and Joining* **17**(6), 495–500. 11
- Zhao, S., Bi, Q. and Wang, Y. (2016), 'An axial force controller with delay compensation for the friction stir welding process', *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **85**(9), 2623–2638. ix, 13, 15, 16
- Zhao, X., Kalya, P., Landers, R. G. and Krishnamurthy, K. (2007a), Empirical dynamic modeling of friction stir welding processes, *in* 'ASME 2007 International Manufacturing Science and Engineering Conference', pp. 27–36. 12
- Zhao, X., Kalya, P., Landers, R. G. and Krishnamurthy, K. (2007b), Design and implementation of a nonlinear axial force controller for friction stir welding processes, *in* '2007 American Control Conference', pp. 5553–5558. 13, 15
- Zhao, X., Kalya, P., Landers, R. G. and Krishnamurthy, K. (2008), Path Force Control for Friction Stir Welding Processes, *in* 'ASME Dynamic Systems and Control Conference', ASME, Michigan, USA, pp. 87–94. 13
- Zhao, X., Kalya, P., Landers, R. G. and Krishnamurthy, K. (2009), 'Empirical dynamic modeling of friction stir welding processes', *Journal of Manufacturing Science and Engineering* **131**(2), 021001. 12
- Zheng, H., Cong, M., Liu, D., Liu, Y. and Du, Y. (2016), Automatic path and trajectory planning for laser cladding robot based on CAD, *in* '2016 IEEE International Conference on Mechatronics and Automation (ICMA)', IEEE, pp. 1338–1343. 58, 60
- Zhu, W., Qu, W., Cao, L., Yang, D. and Ke, Y. (2013), 'An off-line programming system for robotic drilling in aerospace manufacturing', *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **68**(9-12), 2535–2545. 59
- Zhuang, H., Roth, Z. S. and Sudhakar, R. (1994), 'Simultaneous robot/world and tool/flange calibration by solving homogeneous transformation equations of the form $AX = YB$ ', *IEEE Transactions on Robotics and Automation* **10**(4), 549–554. 101

- Zimmer-Chevret, S., Jemal, N., Langlois, L., Ben Attar, A., Hatsch, J., Abba, G. and Bigot, R. (2014), FSW process tolerance according to the position and orientation of the tool : requirement for the means of production design, *in* ‘Materials Science Forum’, Vol. 783, Trans Tech Publ, pp. 1820–1825. 21, 22
- Zimmer-Chevret, S., Langlois, L., Laye, J., Goussain, J.-C., Martin, P. and Bigot, R. (2010), Determining the ability of a high payload robot to perform fsw applications, *in* ‘8th International Friction Stir Welding Symposium’, Timmendorfer, Germany, pp. 755–762. 20
- Zimmer, S., Langlois, L., Laye, J., Goussain, J.-C., Martin, P. and Bigot, R. (2008), Methodology for qualifying a friction stir welding equipment, *in* ‘7th International Symposium on Friction Stir Welding-Awaji Island, Japan’, p. 20p. 14
- Zimmer, S., Langlois, L., Laye, J., Goussain, J.-C., Martin, P. and Bigot, R. (2009), ‘Influence of processing parameters on the tool and workpiece mechanical interaction during Friction Stir Welding’, *International Journal of Material Forming* **2**(Suppl. 1), 299–302. 10
- Zou, Y., Chen, X., Gong, G. and Li, J. (2018b), ‘A seam tracking system based on a laser vision sensor’, *Measurement* **127**, 489 – 500. 94
- Zou, Y., Wang, Y., Zhou, W. and Chen, X. (2018a), ‘Real-time seam tracking control system based on line laser visions’, *Optics & Laser Technology* **103**, 182 – 192. 94

A

Annexes A

A.1 Matrice de transformation homogène

La matrice de transformation homogène 0T_t énoncée dans le chapitre 2 s'écrit :

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

avec 0R_t , la matrice d'orientation, 0O_t , les coordonnées du vecteur position et q les coordonnées articulaires. L'expression générale des coordonnées du vecteur position en fonction des coordonnées articulaires est :

$${}^0O_{tx} = ((-c1s23c4 - s1s4)s5 + c1c23c5)(L_5 + L_{tz}) - c1s23D_4 + c1c23L_{34} + c1c2L_2 + c1L_{1x};$$

$${}^0O_{ty} = ((s1s23c4 - c1s4)s5 - s1c23c5)(L_5 + L_{tz}) + s1s23D_4 - s1c23L_{34} - s1c2L_2 - s1L_{1x};$$

$${}^0O_{tz} = -(c23c4s5 + s23c5)(L_5 + L_{tz}) - c23D_4 - s23L_{34} - s2L_2 + L_{1z};$$

La matrice d'orientation peut se mettre sous la forme :

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

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

$$r_{11} = ((-c1s23c4 - s1s4)c5 - c1c23s5)c6 - (-c1s23s4 + s1c4)s6;$$

$$r_{12} = ((-c1s23c4 - s1s4)c5 - c1c23s5)s6 + (-c1s23s4 + s1c4)c6;$$

$$r_{13} = (-c1s23c4 - s1s4)s5 + c1c23c5;$$

$$r_{21} = ((s1s23c4 - c1s4)c5 + s1c23s5)c6 - (s1s23s4 + c1c4)s6;$$

$$r_{22} = ((s1s23c4 - c1s4)c5 + s1c23s5)s6 + (s1s23s4 + c1c4)c6;$$

$$r_{23} = (s1s23c4 - c1s4)s5 - s1c23c5;$$

$$r_{31} = (-c23c4c5 + s23s5)c6 + c23s4s6;$$

$$r_{32} = (-c23c4c5 + s23s5)s6 - c23s4c6;$$

$$r_{33} = -c23c4s5 - s23c5;$$

A.2 Robot Kuka KR500-2MT-Espace de travail

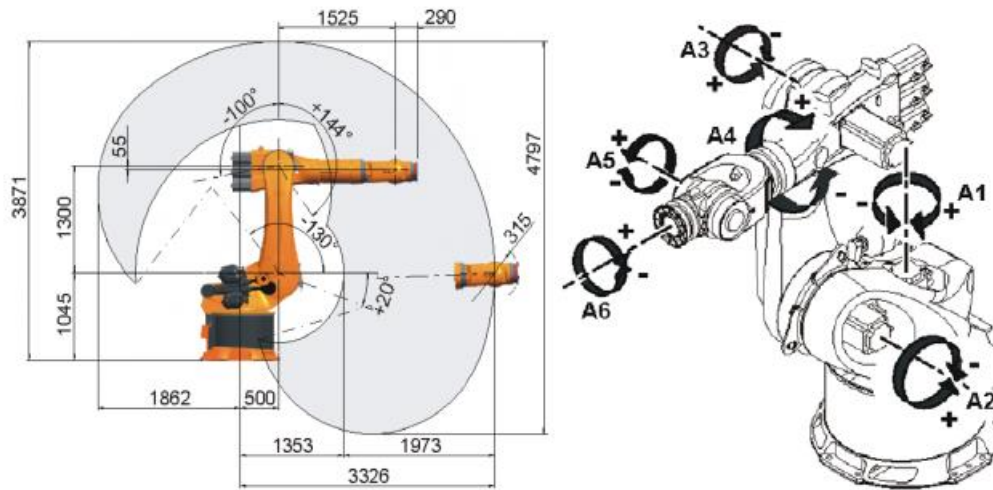


Figure A.1 – Espace de travail robot Kuka KR500–2MT

Tableau A.1 – Limites articulaires du robot Kuka KR500-2MT

Axe	Limites	Vitesse maximale
q_1	$\pm 185^\circ$	$41^\circ/s$
q_2	$+20^\circ / - 130^\circ$	$41^\circ/s$
q_3	$+150^\circ / - 90^\circ$	$41^\circ/s$
q_4	$\pm 350^\circ$	$76^\circ/s$
q_5	$\pm 118^\circ$	$76^\circ/s$
q_6	$\pm 350^\circ$	$120^\circ/s$

A.3 Matrice jacobienne

La sous-matrice J_v de la matrice jacobienne $J(q)$ qui permet de déterminer la vitesse de translation du repère outil en fonction des vitesses et des positions articulaires est :

$$J_v(1,1) = -L_{1x}s1 - L_2c2s1 - L_{34}c23s1 - L_5c23c5s1 - L_{tz}c23c5s1 + D_4s1s23 + L_5c4s1s23s5 + L_{tz}c4s1s23s5 - L_5c1s4s5 - L_{tz}c1s4s5;$$

$$J_v(2,1) = -L_{1x}c1 - L_2c1c2 - L_{34}c1c23 - L_5c1c23c5 - L_{tz}c1c23c5 + D_4c1s23 + L_5c1c4s23s5 + L_{tz}c1c4s23s5 + L_5s1s4s5 + L_{tz}s1s4s5;$$

$$J_v(3,1) = 0;$$

$$J_v(1,2) = -D_4c1c23 - L_2c1s2 - L_{34}c1s23 - L_5c1c5s23 - L_{tz}c1c5s23 - L_5c1c23c4s5 - L_{tz}c1c23c4s5;$$

$$J_v(2,2) = D_4c23s1 + L_2s1s2 + L_{34}s1s23 + L_5c5s1s23 + L_{tz}c5s1s23 + L_5c23c4s1s5 + L_{tz}c23c4s1s5;$$

$$J_v(3,2) = -L_2c2 - L_{34}c23 - L_5c23c5 - L_{tz}c23c5 + D_4s23 + L_5c4s23s5 + L_{tz}c4s23s5;$$

$$J_v(1,3) = -D_4c1c23 - L_{34}c1s23 - L_5c1c5s23 - L_{tz}c1c5s23 - L_5c1c23c4s5 - L_{tz}c1c23c4s5;$$

$$J_v(2,3) = D_4c23s1 + L_{34}s1s23 + L_5c5s1s23 + L_{tz}c5s1s23 + L_5c23c4s1s5 + L_{tz}c23c4s1s5;$$

$$J_v(3,3) = -L_{34}c23 - L_5c23c5 - L_{tz}c23c5 + D_4s23 + L_5c4s23s5 + L_{tz}c4s23s5;$$

$$J_v(1,4) = -L_5c4s1s5 - L_{tz}c4s1s5 + L_5c1s23s4s5 + L_{tz}c1s23s4s5;$$

$$J_v(2,4) = -L_5c1c4s5 - L_{tz}c1c4s5 - L_5s1s23s4s5 - L_{tz}s1s23s4s5;$$

$$J_v(3,4) = L_5c23s4s5 + L_{tz}c23s4s5;$$

$$J_v(1,5) = -L_5c1c4c5s23 - L_{tz}c1c4c5s23 - L_5c5s1s4 - L_{tz}c5s1s4 - L_5c1c23s5 - L_{tz}c1c23s5;$$

$$J_v(2,5) = L_5c4c5s1s23 + L_{tz}c4c5s1s23 - L_5c1c5s4 - L_{tz}c1c5s4 + L_5c23s1s5 + L_{tz}c23s1s5;$$

$$J_v(3,5) = -(L_5 + L_{tz})c23c4c5 + (L_5 + L_{tz})s23s5;$$

$$J_v(1,6) = 0;$$

$$J_v(2,6) = 0;$$

$$J_v(3,6) = 0;$$

B

Annexes B

B.1 Exemple de programme KRL

```
DEF Modul ( )
INI

$BASE={X 565.6700,Y 2064.3000,Z 814.8500,A 0.0000,B 0.0000,C 0.0000}
$TOOL={X 0.0000,Y 0.0000,Z 506.3000,A 0.0000,B 0.0000,C 0.0000}
$ADVANCE = 3
PTP HOME Vel= 100 % DEFAULT
LIN {X 357.0320,Y 0.4978,Z 82.6347,A -0.0022,B -10.9729,C -179.9772} C_DIS
LIN {X 357.2224,Y 0.4982,Z 81.6530,A -0.0022,B -10.9678,C -179.9771} C_DIS
LIN {X 357.4129,Y 0.4986,Z 80.6714,A -0.0022,B -10.9628,C -179.9771} C_DIS
LIN {X 357.6033,Y 0.4990,Z 79.6896,A -0.0022,B -10.9576,C -179.9771} C_DIS
LIN {X 357.7938,Y 0.4994,Z 78.7079,A -0.0022,B -10.9525,C -179.9771} C_DIS
LIN {X 357.9842,Y 0.4998,Z 77.7262,A -0.0022,B -10.9474,C -179.9770} C_DIS
LIN {X 358.1746,Y 0.5002,Z 76.7446,A -0.0022,B -10.9423,C -179.9770} C_DIS
LIN {X 358.3650,Y 0.5006,Z 75.7628,A -0.0022,B -10.9372,C -179.9769} C_DIS
LIN {X 358.5555,Y 0.5009,Z 74.7811,A -0.0022,B -10.9321,C -179.9769} C_DIS
LIN {X 358.7459,Y 0.5013,Z 73.7994,A -0.0022,B -10.9270,C -179.9769} C_DIS
LIN {X 358.9363,Y 0.5017,Z 72.8177,A -0.0022,B -10.9219,C -179.9769} C_DIS
LIN {X 359.1268,Y 0.5021,Z 71.8360,A -0.0022,B -10.9168,C -179.9768} C_DIS
LIN {X 359.3172,Y 0.5025,Z 70.8543,A -0.0022,B -10.9117,C -179.9768} C_DIS
LIN {X 359.5076,Y 0.5029,Z 69.8726,A -0.0022,B -10.9066,C -179.9768} C_DIS
LIN {X 359.6981,Y 0.5033,Z 68.8909,A -0.0022,B -10.9015,C -179.9768} C_DIS
LIN {X 359.8885,Y 0.5037,Z 67.9092,A -0.0022,B -10.8964,C -179.9767} C_DIS
LIN {X 360.0789,Y 0.5041,Z 66.9275,A -0.0022,B -10.8913,C -179.9767} C_DIS
LIN {X 360.2694,Y 0.5045,Z 65.9458,A -0.0022,B -10.8862,C -179.9767} C_DIS
LIN {X 360.4598,Y 0.5049,Z 64.9641,A -0.0022,B -10.8811,C -179.9767} C_DIS
LIN {X 360.6503,Y 0.5052,Z 63.9824,A -0.0017,B -8.3717,C -179.9764} C_DIS
LIN {X 359.6684,Y 0.5054,Z 63.7927,A -0.0017,B -8.3331,C -179.9761} C_DIS
LIN {X 358.6865,Y 0.5056,Z 63.6030,A -0.0017,B -8.2944,C -179.9760}
PTP HOME Vel= 100 % DEFAULT
END
```

Figure B.1 – Exemple de programme source KRL

B.2 Approximation par les courbes B-splines de la trajectoire "sinus"

Vecteur noeud de la trajectoire "sinus" issue de la CAO :

$$u = [0\ 0\ 0\ 0\ 0,22\ 0,31\ 0,409\ 0,50\ 0,59\ 0,68\ 0,77\ 1\ 1\ 1\ 1\ 1]$$

Tableau B.1 – Coefficients de contrôle de la trajectoire "sinus" issue de la CAO

x_{CAO} (mm)	y_{CAO} (mm)	z_{CAO} (mm)	A_{CAO} (°)	B_{CAO} (°)	C_{CAO} (°)
1521,1300	1999,9950	884,3699	-9,1616	-9,0725	181,877
1478,1754	2007,1043	875,392	-10,3803	-7,980	181,8654
1418,0390	2017,713	864,7606	2,7471	-6,205	178,9927
1340,7209	1999,727	854,478	16,0187	-3,568	178,434
1246,2209	1986,9959	847,1189	1,6484	-0,987	180,1306
1177,4936	1992,8618	844,27040	-10,3940	1,23825	180,345
1108,7663	2007,1381	843,9143	-10,4189	3,1768	179,7633
1040,0390	2013,0040	846,0492	1,6360	5,385	179,847
945,5390	2000,2725	852,4215	16,148	7,9934	181,4140
868,2209	1982,2867	861,884	2,8364	10,593	180,9947
808,0845	1992,895	871,8657	-10,541	12,383	178,2188
765,1300	2000,004	880,369	-9,326	13,471	178,1836

Tableau B.2 – Coefficients de contrôle de la trajectoire "sinus" adaptée

y_{adp} (mm)	z_{adp} (mm)	B_{adp} (°)	C_{adp} (°)
1997,2923	877,2706	-8,9116	181,6278
2004,458	868,4121	-7,8270	181,6124
2014,886	857,9273	-6,0008	178,762
1996,7300	847,9933	-3,3254	178,2486
1984,3478	841,0104	-0,7989	179,9007
1990,4938	838,3890	1,37276	180,0974
2004,8354	838,1904	3,30699	179,5150
2010,5443	840,4982	5,56068	179,6152
1997,6502	847,1947	8,21242	181,2216
1979,9391	856,9904	10,7623	180,7624
1990,8314	867,1380	12,4944	177,9717
1997,9502	875,7258	13,5841	177,9388

C

Annexes C

C.1 Caractéristiques du capteur laser Keyence LJ-V7080

Fiche technique



LJ-V7080

Tête de capteur



SPÉCIFICATIONS

Modèle		LJ-V7080	
Conditions de montage		Réflexion diffuse	
Distance de référence		80 mm	
Plage de mesure	Suivant Z (hauteur)	±23 mm (Pleine échelle = 46 mm)	
	Suivant X (largeur)	Limite proche	25 mm
		Distance de référence	32 mm
		Limite éloignée	39 mm
Source lumineuse	Type	Laser bleu à semi-conducteur	
	Longueur d'onde	405 nm (lumière visible)	
	Classe laser	Appareil à Laser de Classe 2 (CEI60825-1, FDA(CDRH) Part 1040.10 ¹)	
	Émission	4,8 mW	
Diamètre du spot (à la distance de référence)		Environ 48 mm × 48 µm	
Répétabilité	Suivant Z (hauteur)	0,5 µm ²³	
	Suivant X (largeur)	10 µm ²⁴	
Linéarité	Suivant Z (hauteur)	±0,1% de la pleine échelle ⁵	
Intervalle d'émission des données de profil	Suivant X (largeur)	50 µm	
Vitesse d'échantillonnage (fréquence de déclenchement)		Haute vitesse : 16 µs (mode haute vitesse) Haute vitesse : 32 µs (mode fonction avancée)	
Caractéristiques de température		0,01% de la pleine échelle/°C	
Résistance à l'environnement	Indice de protection	IP67 (IEC60529) ⁶	
	Lumière ambiante de fonctionnement	Lampe à incandescence : 10000 lux max. ⁷	
	Température ambiante	De 0 à +45°C	
	Humidité ambiante	De 20 à 85% RH (sans condensation)	
	Résistance aux vibrations	De 10 à 57 Hz, double amplitude de 1,5 mm suivant X, Y et Z, durant 3 heures respectivement	
Résistance aux impacts	15 G/6 msec		
Matériau		Aluminium	
Poids		Environ 400 g	
<p>¹ La classification est basée sur la norme CEI60825-1, conformément aux exigences du Laser Notice No.50 sur les dispositifs laser publié par la FDA (CDRH).</p> <p>² Cette valeur a été obtenue lors d'une mesure réalisée avec une distance de référence d'une fréquence moyenne de 4 096 fois.</p> <p>³ Les cibles de mesure sont les cibles standard de KEYENCE. Cette valeur a été obtenue lors de la mesure de la hauteur moyenne de la zone de réglages par défaut en mode hauteur. Tous les autres paramètres sont réglés par défaut.</p> <p>⁴ La cible de mesure est une pige. Cette valeur a été obtenue lors de la mesure de la position de l'intersection entre la surface arrondie de la pige et le niveau de bord en mode position. Tous les autres paramètres sont réglés par défaut.</p> <p>⁵ Les cibles de mesure sont les cibles standard de KEYENCE. Les données de profil ont été obtenues lors de la mesure du lissage 64× et du calcul de la moyenne 8×. Tous les autres paramètres sont réglés par défaut.</p> <p>⁶ Cette valeur est obtenue lorsque le câble de la tête de capteur (CB-B*) ou le câble d'extension (CB-B*E) est connecté.</p> <p>⁷ Lorsqu'une cible en papier blanc est mesurée, il s'agit de la lumière émise par la surface réceptrice de lumière de la tête de capteur quand la lumière est réfléchiée sur le papier blanc.</p>			

CORRECTION DE TRAJECTOIRES D'UN ROBOT MANIPULATEUR UTILISE POUR LE SOUDAGE PAR FRICTION MALAXAGE

RESUME : Le procédé de soudage par friction malaxage ou Friction Stir Welding (FSW), est un procédé récent utilisé pour le soudage de pièces métalliques avec différentes applications dans les industries aéronautique, automobile, spatiale et ferroviaire. Les robots industriels sériels peuvent être utilisés comme moyen de soudage FSW mais, à cause de leur rigidité, ils se déforment sous l'effet des forces générées par le procédé. Ceci entraîne une déviation de trajectoire de l'outil de soudage en position et en orientation qui induit des défauts dans le cordon de soudure. Dans ce travail, deux méthodes de correction de déviations ont été développées. La première méthode est basée sur l'estimation des déviations en position et en orientation dans l'espace cartésien à partir des modèles du robot et de déformation élasto-statique des corps et transmissions. Les déviations estimées permettent de développer une approche de programmation de trajectoires adaptées au soudage FSW robotisé. Contrairement aux méthodes d'interpolation linéaire généralement envisagées, cette approche utilise des approximations de trajectoires par des courbes de Bézier ou B-splines. Les validations expérimentales pour des trajectoires complexes, avec un robot Kuka KR500-2MT, ont permis d'obtenir une déviation résiduelle moyenne de l'ordre de 0,3 mm et des cordons de soudure sans défauts. Cette précision de trajectoire atteinte pour le FSW permet de considérer une exploitation industrielle de la solution développée. La deuxième méthode de correction des déviations utilise un asservissement de position en temps réel avec un capteur de profil laser 2D dans la boucle de retour. Deux synthèses de lois de commande ont été explorées pour cet asservissement. Malgré les perturbations externes liées aux contraintes du procédé, les résultats expérimentaux sur des trajectoires de soudage rectilignes et curvilignes montrent une bonne stabilité de l'asservissement et conduisent à une déviation résiduelle moyenne de l'ordre de 0,1 mm. Les intérêts et les difficultés de la mise en œuvre de cette deuxième méthode ont également été mis en exergue.

Mots clés : soudage FSW robotisé, modèle de déformation, compensateur de déviations, correction de trajectoires, commande référencée capteur laser, déviation résiduelle de soudage.

PATH CORRECTION OF AN INDUSTRIAL ROBOT USED FOR FRICTION STIR WELDING

ABSTRACT : Friction Stir Welding (FSW) is a recent process used for welding metallic parts in aerospace, automotive, and railway industries. Serial industrial robots may be used as FSW welding machines, but because of their lack of stiffness, they undergo elastic deformation under the effect of stresses produced by the process. This causes a welding tool path deviation both in position and orientation, which induces defects in the weld seam. In this work, two path correction methods were developed. The first method is based on the prediction of the position and orientation deviations in the cartesian space from robot models and stiffness model of the links and the joints. The knowledge of tool deviations enabled the synthesis of a path programming approach adapted for robotic FSW. Unlike linear interpolation methods often used, this approach is based on approximations of the adapted path by Bézier or B-splines curves. Experimental validations on a Kuka KR500-2MT robot welding complex paths showed an average residual deviation of 0.3 mm and weld seams without defects. The path accuracy achieved makes it possible to consider an industrial exploitation of the developed solution. The second proposed correction method uses position feedback with a 2D laser profile sensor in the feedback loop for real-time measurement of deviations. Two controllers were designed to correct the deviations. In spite of the external disturbances related to the constraints of the process, experimental results obtained on straight and curvilinear welding paths showed the stability of the feedback loop and a mean residual deviation of 0.1 mm was achieved. The interests and difficulties of deploying this second method were also highlighted.

Keywords : robotic FSW, stiffness model, path correction, deflection compensator, laser sensor based servoing, residual welding path deviation.

