

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

MODÉLISATION ET SIMULATION DU SOUDAGE PAR FRICTION MALAXAGE
UTILISANT DES ROBOTS INDUSTRIELS

ANTOINE BRÈS
DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION
DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES
(GÉNIE MÉCANIQUE)
NOVEMBRE 2008

©Antoine Brès, 2008.



Library and Archives
Canada

Published Heritage
Branch

395 Wellington Street
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Bibliothèque et
Archives Canada

Direction du
Patrimoine de l'édition

395, rue Wellington
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Your file *Votre référence*
ISBN: 978-0-494-82887-8
Our file *Notre référence*
ISBN: 978-0-494-82887-8

NOTICE:

The author has granted a non-exclusive license allowing Library and Archives Canada to reproduce, publish, archive, preserve, conserve, communicate to the public by telecommunication or on the Internet, loan, distribute and sell theses worldwide, for commercial or non-commercial purposes, in microform, paper, electronic and/or any other formats.

The author retains copyright ownership and moral rights in this thesis. Neither the thesis nor substantial extracts from it may be printed or otherwise reproduced without the author's permission.

In compliance with the Canadian Privacy Act some supporting forms may have been removed from this thesis.

While these forms may be included in the document page count, their removal does not represent any loss of content from the thesis.

AVIS:

L'auteur a accordé une licence non exclusive permettant à la Bibliothèque et Archives Canada de reproduire, publier, archiver, sauvegarder, conserver, transmettre au public par télécommunication ou par l'Internet, prêter, distribuer et vendre des thèses partout dans le monde, à des fins commerciales ou autres, sur support microforme, papier, électronique et/ou autres formats.

L'auteur conserve la propriété du droit d'auteur et des droits moraux qui protège cette thèse. Ni la thèse ni des extraits substantiels de celle-ci ne doivent être imprimés ou autrement reproduits sans son autorisation.

Conformément à la loi canadienne sur la protection de la vie privée, quelques formulaires secondaires ont été enlevés de cette thèse.

Bien que ces formulaires aient inclus dans la pagination, il n'y aura aucun contenu manquant.


Canada

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé:

MODÉLISATION ET SIMULATION DU SOUDAGE PAR FRICTION MALAXAGE
UTILISANT DES ROBOTS INDUSTRIELS

présenté par: BRÈS Antoine

en vue de l'obtention du diplôme de: Maîtrise ès sciences appliquées

a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de:

M. GOURDEAU Richard, Ph.D., président

M. BARON Luc, Ph.D., membre et directeur de recherche

M. BIRGLEN Lionel, Ph.D., membre et codirecteur de recherche

M. LAMBERT Jason Michel, M.Sc., membre

Remerciements

En premier lieu, ma reconnaissance s'adresse conjointement à Bruno Monsarrat, Lionel Birglen et Luc Baron pour leur triple encadrement très efficace dans la conduite de ces travaux.

Merci donc au professeur Birglen du département de génie mécanique de l'École Polytechnique de Montréal, responsable du laboratoire de robotique, qui a encadré ma maîtrise. Il a toujours su porter un regard critique, ouvert et constructif sur mes travaux. En dépit d'un emploi du temps fort chargé, j'ai conscience des efforts qu'il a dû fournir pour se rendre disponible, particulièrement durant la phase de rédaction de ce mémoire.

Mes remerciements vont également à Bruno Monsarrat, agent de recherche du CTFA. *Étant travailleur invité au sein du groupe robotique, l'intégralité de mes recherches a eu lieu au CTFA sous sa supervision.* Ce fut un véritable plaisir de travailler avec lui, il s'est considérablement investi dans ce projet qui lui tient beaucoup à cœur. Les résultats obtenus tiennent essentiellement à son accompagnement et à son enthousiasme.

Un grand merci à Luc baron, professeur du département de génie mécanique de l'École Polytechnique de Montréal, qui a dirigé ma maîtrise. Sa bonne humeur et son soutien inconditionnel m'ont beaucoup aidé durant celle-ci.

Je remercie également Laurent Dubourg, agent de recherche du groupe de matériaux métalliques, pour toute son aide durant les phases d'expérimentation et de recherche bibliographique.

Ma reconnaissance va aussi à Claude Perron, chef du groupe de robotique du CTFA, pour m'avoir chaleureusement accueilli au sein de son groupe durant mes travaux.

Enfin, je tiens à remercier Richard Gourdeau, professeur au département de génie électrique de l'école Polytechnique de Montréal, et Michel Lambert, agent de recherche du CTFA, pour avoir accepté de respectivement présider mon jury et être membre de celui-ci.

Résumé

L'objectif du présent mémoire est la modélisation, la simulation, l'analyse et l'optimisation du procédé de soudage par friction malaxage de matériaux métalliques en utilisant des robots industriels, avec pour cas particulier l'assemblage de panneaux d'aéronefs composés d'aluminium aéronautique.

Après une première partie des travaux consacrée à l'identification de paramètres cinéostatiques et dynamiques du robot, un modèle analytique complet du procédé robotisé a été développé. Ce modèle comprend un modèle dynamique du robot industriel, un modèle macroscopique multiaxial viscoélastique du soudage par friction malaxage et un contrôleur hybride force / position. Ces différents modules sont implémentés dans une simulation dynamique haute fidélité à fréquences d'échantillonnage multiples.

Cette simulation a par la suite permis de comprendre et d'analyser les interactions dynamiques entre le robot industriel, l'architecture de contrôle et le procédé d'assemblage et ses cas de charge associés, cela dans différentes configurations. Durant les simulations, plusieurs perturbations majeures provoquées par le procédé, comme des oscillations de l'outil, des déviations latérales ou encore des problèmes d'orientation, ont pu être observées, analysés et quantifiés.

La plateforme de simulation présentée constituera une technologie clé dans l'optique du développement d'une plateforme robotique de soudage par friction malaxage. Elle permettra à la fois la mise en place d'une cellule de travail adaptée, de paramètres de soudure optimaux et la validation de lois de contrôle temps réel avancées afin de permettre une gestion robuste des perturbations critiques générées par le procédé. Ces réalisations pourront ainsi être incorporées au sein d'une technologie de soudage par friction malaxage robotisé en vue du déploiement du procédé robotisé dans un environnement industriel.

Abstract

The main objective of this work is the establishment of a model-based framework allowing the simulation, analysis and optimization of the friction stir welding (FSW) of metallic structures using industrial robots, with a particular emphasis on the assembly of aircraft components made of aerospace aluminum alloys.

After a first part of the work dedicated to the kinetostatic and dynamic identification of the robotic manipulator, a complete analytical model of the process is developed, incorporating a dynamical model of the robot, a multi-axis visco-elastic model of the FSW process and a force / position control unit. These different modules are subsequently implemented in a high fidelity multi-rate dynamical simulation.

The developed simulation infrastructure allowed analyzing and understanding of the interaction between the industrial robot, the control architecture and the manufacturing process involving heavy load cases in different configurations. Several critical process-induced perturbations such as tool oscillations and lateral / rotational deviations were observed, analyzed and quantified during the simulated operations.

This simulation platform will constitute one of the key technology to develop a robust robotic FSW workcell, allowing both the development of optimal workcell layouts / process parameters and the validation of advanced real-time control laws for robust handling of critical process-induced perturbations. These deliverables will be incorporated in the resulting robotic FSW technology packaged for deployment in production environments.

Table des matières

Remerciements.....	IV
Résumé.....	V
Abstract.....	VI
Table des matières.....	VII
Liste des figures.....	VIII
Liste des tableaux.....	XII
Liste des sigles et abréviations.....	XII
Introduction.....	1
1 Revue critique de la littérature.....	2
1.1 Le FSW et ses paramètres clés.....	2
1.2 Le FSW robotisé.....	5
1.3 La modélisation du FSW et les approches en contrôle.....	7
2 Démarche du travail de recherche et organisation générale.....	9
3 Article 1 : <i>Simulation of Friction Stir Welding using Industrial Robots</i>	11
3.1 Introduction.....	11
3.2 Identification of relevant plant parameters.....	18
3.3 Model development for robotic FSW process.....	23
3.4 Implementation of multi-rate dynamical simulation of robotic FSW process.....	28
3.5 Simulations and results analysis.....	32
3.6 Conclusion and future investigations.....	40
4 Aspects méthodologiques et résultats complémentaires.....	41
4.1 Cartographie des capacités en force du robot dans son espace de travail.....	41
4.2 Identification du modèle visco-élastique du FSW.....	44
5 Discussion générale.....	53
Conclusion et recommandations.....	53
Références.....	55
Annexe.....	59

Liste des figures

- Figure 1.1. Description schématique de l’outil ainsi que des étapes réalisées lors du FSW. La soudure est réalisée par avance et rotation combinées de l’outil sans ajout de matière, rendues possible par asservissement de l’effort d’enfoncement normal, des vitesses de rotation et d’avance, ainsi que de la position transversale et de l’inclinaison de l’outil (Source : EADS CRC, Allemagne). 3
- Figure 1.2. (a) Machine-outil de FSW lors de l’assemblage de lisse sur peau d’un composant de fuselage de l’aéronef Eclipse 500 (Source : Eclipse Aviation Co., U.S.A) et (b) robot à architecture parallèle Tricept 600 démontrant la faisabilité du FSW robotisé au centre de recherche allemand GKSS (Source : GKSS-Forschungszentrumm, Allemagne). 5
- Figure 1.3. Systèmes de FSW pour composants aéronautiques incorporant des robots sériels industriels : (a) effecteur hydraulique sur version modifiée du KUKA KR500 MT dans les locaux du centre de recherche d’EADS basé à Munich (Source : EADS CRC, Allemagne) et (b) ABB IRB 7600-500 dont le poignet sphérique a été modifié (Source : Université Örebro, Suède). 7
- Figure 3.1. Schematic description of the FSW process. The weld is realized by a combined advance and rotation of the tool without any addition of material. 12
- Figure 3.2. Robotic FSW test-bed located at the NRC Aerospace Manufacturing Technology Centre incorporating a modified high payload KUKA KR500 MT industrial robot and a commercial electrically-driven process end-effector. The system is used as a hardware development platform as well as a demonstrator for NRC developed technology packages. 13
- Figure 3.3. (a) Digital illustration of a stringer to skin lap joint FSW on a typical aerospace component and (b) amplitude of the forces at the tip of the FSW tool during a test on the NRC Aerospace *MTS-ISTIR* welding machine. 15
- Figure 3.4. Gravity compensation principle: (a) illustration of the positional error due to joint deformations under the load and (b) calibrated command sent to the actuators to compensate the deformation with illustration of the obtained robot configuration. 19
- Figure 3.5. (a) The multi-function end effector (for drilling/countersinking, and fastener installation) mounted on the KR500 MT is equipped with the optical reflectors to

- capture the position and orientation of the flange with a laser tracker metrology system. (b) Illustration of the protocol used to identify the stiffness of the first joint in contact on a rigid tooling. (c,d) estimated elasticities for axes 4 and 5 as a function of the applied torques.....21
- Figure 3.6. Setup used to identify the damping of the joints with a laser tracker metrology system capturing the position of an optical reflector located on the end effector at a 1000 Hz frequency. The illustrated robot configuration was used for the identification of the joint 4. In the bottom right corner, the filtered result of the measurements.....22
- Figure 3.7. Integration of the parallel hybrid force / position control structure with purely force controlled tool depth.....26
- Figure 3.8. Implementation of the partially decoupled hybrid force/position control structure with superposed control in the tool depth direction.27
- Figure 3.9. Implementation of the hybrid external force/position control structure with cascaded control loops in the tool depth direction. The position control loop in the dashed area replicates the original control scheme available in the KR500 MT control cabinet.28
- Figure 3.10. First level view of the block diagram used to perform multi-rate dynamical simulations of the KUKA KR500 MT used in FSW assembly operations of aerospace components under hybrid external position/force control. The blocks appearing in black, incorporating the trajectory generation and control structure are computed at a 12 ms time step (the time step of the KUKA KRC2 control unit). The blocks appearing in red, incorporating the robot forward dynamics and multi-axes FSW process model are computed at a time step inferior or equal to 1 ms. A variable step continuous Dormand-Prince solver (ode45) was used to compute the results of the simulations...31
- Figure 3.11. Simulated force response in the FSW tool depth direction to a 11 kN force set point change for the 3 hybrid linear force/position control architectures presented in Section 3.2, and evaluated using the developed MatLAB/Simulink multi-rate dynamical simulation.33
- Figure 3.12. Results of the simulation of the robotic FSW of 7075-T6 stringer on a 2024-T3 aircraft component skin. The welding sequence involves a progression of the tool pin along the stringer of a total 2000mm distance in the +Y direction, with the FSW end-effector tool axis pointing downward and a starting point at coordinate [x, y,

$z]=[1700 \text{ mm}, -1000 \text{ mm}, 500 \text{ mm}]$. (a) Illustration of the robot postures at the starting (transparent) and final configurations. (b) Simulated tool pin x,y-trajectory. (c) Cartesian forces applied on the FSW tool.35

Figure 3.13. Results of the second simulation of the robotic FSW of 7075-T6 stringer on a 2024-T3 aircraft component skin. The welding sequence involves a progression of the tool pin along the stringer of a total 2000mm distance in the +Y direction, with the FSW end-effector presenting a 45° incidence angle and a starting configuration located at coordinate $[x, y, z]=[2000 \text{ mm}, -1000 \text{ mm}, 500 \text{ mm}]$. (a) Illustration of the robot postures at the starting (transparent) and the final configurations. (b) Simulated tool pin x,y-trajectory expressed in the operational frame. (c) Cartesian forces applied on the FSW tool.36

Figure 3.14. Results of the simulation of the robotic FSW of 7075-T6 stringer on a 2024-T3 aircraft component skin. The welding sequence involves a progression of the tool pin along the stringer of a total 2000mm distance in the +Y direction, with the FSW end-effector tool axis pointing downward and a starting point at coordinate $[x, y, z]=[1700 \text{ mm}, -1000 \text{ mm}, 500 \text{ mm}]$. (a) Illustration of the robot postures at the starting (transparent) and final configurations. (b) Simulated articular deformations (difference between encoder readings and real coordinate for joints 1, 2 and 3 and (c) joints 4, 5 and 6.37

Figure 3.15. Results of the second simulation of the robotic FSW of 7075-T6 stringer on a 2024-T3 aircraft component skin. The welding sequence involves a progression of the tool pin along the stringer of a total 2000mm distance in the +Y direction, with the FSW end-effector presenting a 45° incidence angle and a starting configuration located at coordinate $[x, y, z]=[2000 \text{ mm}, -1000 \text{ mm}, 500 \text{ mm}]$. (a) Illustration of the robot postures at the starting (transparent) and the final configurations. (b) Simulated articular deformations for joints 1, 2 and 3 and (c) joints 4, 5 and 6.38

Figure 4.1. Cartographie des efforts maximaux délivrables par le robot non modifié (outil vertical) à $z = 0$. Les distances sont en mm et les efforts en N.41

Figure 4.2. (a) Représentation en trois dimensions de la surface d'iso-capacité de force du robot à 18 kN pour un axe de l'outil orienté selon $-\mathbf{e}_z$. (b) Force pouvant être générée par le robot selon $-\mathbf{e}_z$ pour le plan $y = 0$42

Figure 4.3. (a) Force pouvant être générée par le robot selon un axe formant un angle de $+15^\circ$ avec $-\mathbf{e}_z$ autour de \mathbf{e}_y pour le plan $y = 0$. (b) Force pouvant être générée par le robot selon un axe formant un angle de -15° avec $-\mathbf{e}_z$ autour de \mathbf{e}_y pour le plan $y = 0$ 43

Figure 4.4. Schéma du principe du FSW avec le repère opérationnel associé employé lors de la modélisation du procédé.....45

Figure 4.5. Essai de FSW sur une plaque d'aluminium 2024 à profondeur variant de 0.1 mm à 1 mm avec une vitesse d'enfoncement de ± 0.09 mm/s réalisé sur la machine outil du CTFA. (a) Photographie de l'échantillon. (b) Efforts dans la direction d'enfoncement dans la matière.....46

Figure 4.6. Comparaison modèle/expérience dans la direction d'enfoncement dans la matière.47

Figure 4.7. (a) Soudure par superposition d'un lisse de 1,5 mm en aluminium 7075-T6 sur une peau de 2,3 mm en 2024-T3. (b) Forces relevées sur l'outil dans le repère opérationnel.....49

Figure 4.8. Essai de FSW sur une plaque d'aluminium 2024 à vitesse d'avance en x constante valant 6,67 mm/s et à vitesse transversale de 6,67 mm/s puis 3,33 mm/s réalisé sur la machine-outil du CTFA. (a) Photographie de l'échantillon. (b) Efforts relevés en dans les directions x et y.....50

Liste des tableaux

Tableau 4.1. Valeurs des paramètres du modèle de FSW dans la direction d'enfoncement.	48
Tableau 4.2. Valeurs des paramètres du modèle de FSW dans le plan de la soudure.	52
Tableau A.1. Comparatif des données techniques concernant les couples moteurs entre les robots industriels KR500 et KR500 MT.	59
Tableau A.2. Comparatif des données techniques concernant les rapports de réduction des moteurs entre les robots industriels KR500 et KR500 MT.	60
Tableau A.3. Synthèse des différences entre les KR500 et KR500 MT.	61

Liste des sigles et abréviations

FSW : Soudage par friction malaxage (*Friction Stir Welding*)

CNRC : Conseil National de la Recherche du Canada

CTFA : Centre des Technologies de Fabrication Aérospatiale

Introduction

Les alliages d'aluminium à durcissement structural (série 2000, 6000 et 7000) sont utilisés pour l'allègement des structures des véhicules de transport aérien, naval et terrestre. Cependant, ces alliages sont difficilement soudables par voie classique et la principale méthode d'assemblage de pièces constituées avec ces alliages reste le rivetage. Ce processus présente néanmoins de nombreux désavantages notamment une jonction hétérogène entre les deux pièces, un surcroît de masse ainsi qu'une concentration de contraintes au niveau des alésages, particulièrement dommageable pour la tenue en fatigue. Le soudage par friction malaxage (*friction stir welding* abrégé FSW) est un nouveau procédé d'assemblage mis au point par la société The Welding Institute (TWI, UK) en 1991 [1]. L'originalité de ce procédé consiste à souder les pièces à l'état solide, ce qui permet de supprimer les défauts liés à la solidification et conduit à des contraintes internes faibles par rapport au soudage classique (soudage laser ou à l'arc [2]). Il devient alors possible d'assembler des alliages généralement considérés comme difficilement soudables tels que ceux mentionnés précédemment. Ce procédé possède un potentiel industriel important car il permet de créer des structures légères à un coût de production inférieur à celui des technologies traditionnelles. Les principaux avantages de ce procédé sont :

- la robustesse opératoire,
- l'absence de fil d'apport et de préparation des bords avant soudage,
- une grande résistance des joints soudés,
- un faible niveau de contraintes résiduelles,
- et enfin, la neutralité environnementale.

Ces avantages font du FSW un procédé idéal pour l'assemblage de structures maritimes, l'industrie ferroviaire, et surtout l'aérospatiale.

Aujourd'hui ce procédé est très employé dans l'industrie automobile où les pièces à souder sont de faibles dimensions mais avec des volumes de productions importants ce qui permet de rentabiliser l'achat de machine-outils dédiées au FSW. Cependant, le secteur aéronautique exige en comparaison des espaces de travail bien plus grands avec un nombre de pièces à réaliser plus restreint. Ces contraintes demandent des machine-outils de plus grande envergure (donc plus onéreuses) et avec un retour sur investissement plus long. C'est pourquoi l'approche robotique est envisagée : un robot industriel standard est bien plus abordable

qu'une machine-outil tout en possédant généralement un espace de travail plus important. Néanmoins, les robots ne sont pas sans inconvénients et apportent de nouvelles problématiques dont leur grande élasticité relativement à celle des machine-outils. Cette élasticité, du fait de l'importance des efforts exigés par le procédé, entraîne des déviations de l'outil de soudure par déformation du robot. Ces déviations ont alors un impact majeur sur la qualité de la soudure. Il est donc important de pouvoir connaître les interactions entre le robot et le procédé afin de prévoir puis compenser ces déviations. Pour cela, il est indispensable de connaître précisément d'une part toutes les caractéristiques aussi bien géométriques que dynamiques du robot et d'autre part, les efforts nécessaires au procédé ainsi que sa réponse dynamique. Une fois ces paramètres mesurés on peut bâtir des modèles de comportement du robot et du procédé implantables dans une simulation afin d'observer leurs interactions. Une telle simulation permet ensuite de valider une faisabilité de la robotisation du FSW pour une tâche et un espace de travail donné, ainsi que d'évaluer différents types d'architectures de contrôle.

1 Revue critique de la littérature

1.1 Le FSW et ses paramètres clés

Le principe du FSW est simple, les deux pièces à souder sont mises en contact et solidement bridées. Puis, l'outil en rotation (400 à 1200 tr/min) pénètre la matière et se déplace le long du joint à souder (100 à 1000 mm/min). Cet outil est composé d'un épaulement et d'un poinçon (Figure 1.1). Le rôle de l'épaulement est de générer par frottement sur les pièces à assembler la chaleur nécessaire pour atteindre 80-90% de la température de fusion du matériau soudé. Le poinçon mélange alors ces deux pièces rendues plastiques par la température élevée. Le poinçon peut se présenter sous différentes morphologies et son filetage permet le drainage en profondeur de la matière. Sa longueur est donc déterminante : il doit mesurer environ 0,5 mm de moins que l'épaisseur de la tôle. Le poinçon en rotation plonge dans la matière jusqu'à ce que l'épaulement entre en contact avec les pièces. La pression exercée doit alors être suffisante pour que la chaleur produite par frottement entre l'épaulement et celles-ci, puisse ramollir la matière sans atteindre le point de fusion. L'outil est souvent incliné de quelques degrés (1° à 3°) ce qui permet le forgeage de la matière en surface par l'épaulement.

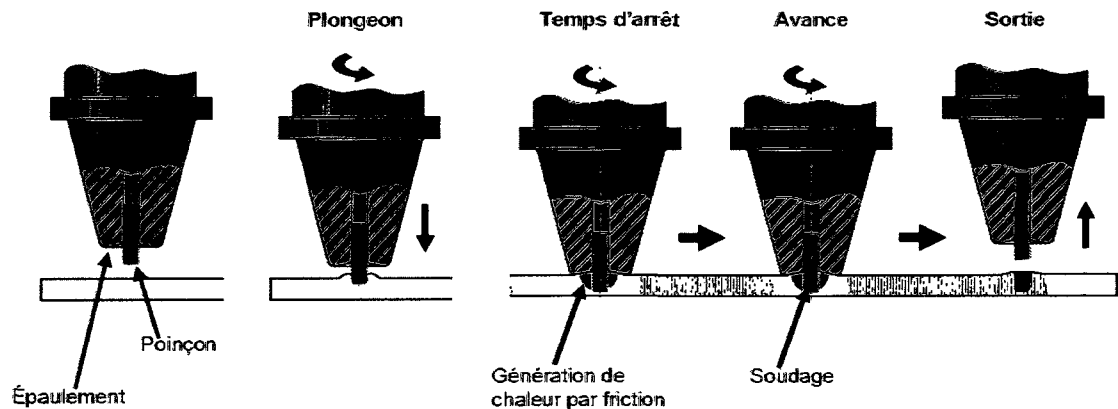


Figure 1.1. Description schématique de l'outil ainsi que des étapes réalisées lors du FSW. La soudure est réalisée par avance et rotation combinées de l'outil sans ajout de matière, rendues possible par asservissement de l'effort d'enfoncement normal, des vitesses de rotation et d'avance, ainsi que de la position transversale et de l'inclinaison de l'outil (Source : EADS CRC, Allemagne).

L'étude et l'identification des paramètres du procédé influant sur la qualité de la soudure et sur les efforts dans la direction de la profondeur exercés par l'outil sont détaillées dans la littérature [3]. La connaissance de ces paramètres est indispensable afin, dans un premier temps, de garantir la qualité de la soudure avec les paramètres employés mais aussi dans un second temps, de les optimiser de manière à minimiser la force nécessaire au procédé et ainsi diminuer les sollicitations sur le robot.

Le rapport entre la vitesse d'avance et la vitesse de rotation apparaît comme un élément clé pour la qualité de la soudure dans l'étude [3]. Ainsi, lorsque ce rapport est trop élevé, le poinçon progresse trop vite dans la matière et le mélange entre les deux pièces à souder n'est pas satisfaisant en particulier dans le bas de la soudure. Cela conduit à un affaiblissement de cette dernière. À l'opposé, lorsque le poinçon tourne trop vite par rapport à la vitesse d'avance, des défauts tels que l'apparition de deux noyaux ou la présence de trous de ver (espaces vides au cœur de la soudure) sont observables. L'étude permet donc de définir une plage appropriée pour ce paramètre où il n'affectera pas la qualité de la soudure.

De la même manière, il est proposé une modélisation linéaire de l'effort dans l'axe de rotation de l'outil en fonction du ratio précédent mais également de l'angle de l'outil avec le

plan de soudure. Une telle modélisation est très utile pour pouvoir anticiper les efforts verticaux auxquels un robot sera confronté lors des soudures et ainsi estimer leurs faisabilités.

Cependant, cette analyse est restreinte aux aluminiums 6061 T6 et 7075 T6 dans [3]. Or, pour le projet présenté dans ce mémoire, l'aluminium 2024 sera employé et les différences de réponse aux différents paramètres de soudures sont marquées entre les différents alliages d'aluminium. Par conséquent, les conclusions de [3] ne sont pas adaptées à notre problématique. L'intérêt de [3] réside principalement dans la méthode employée pour parvenir à identifier la contribution respective des différents paramètres de soudure combinant les méthodes statistiques de Taguchi et EM (*Expectation and Maximization*). Cette méthode a ensuite été employée par le groupe de matériaux métalliques du Centre des techniques de Fabrication Aérospatiales (CTFA) pour pouvoir définir un cas de charge optimal du FSW pour de l'aluminium 2024 sur lequel est basé la suite de ce mémoire.

Néanmoins, il aurait été intéressant que cette méthode puisse être employée pour identifier l'influence des vibrations de l'outil sur la soudure. En effet, la machine-outil employée dans [3] ne permet en aucun cas de créer une vibration similaire à ce que l'on pourra observer sur un robot sériel en raison de sa grande rigidité.

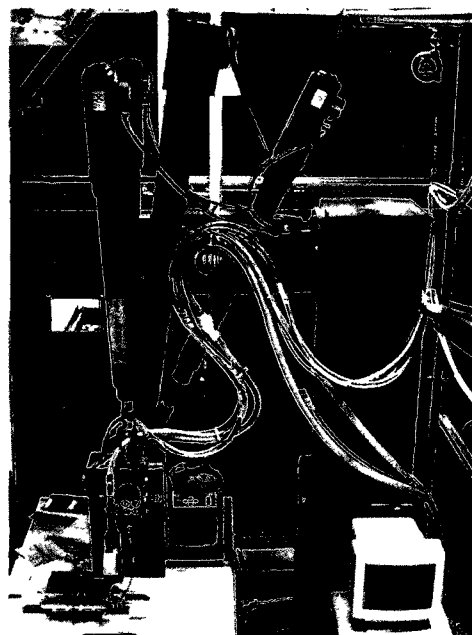
Une autre problématique est soulevée par l'utilisation des robots sériels pour le FSW, il s'agit de l'impact des déviations d'outil sur la qualité de la soudure. En effet, étant donné la flexibilité du robot et les efforts en jeu lors du soudage, il est très probable que de fortes déviations de l'outil apparaissent et il est donc crucial de connaître leur impact sur la qualité de la soudure. Ainsi, Takahara *et al* [4], ont étudié l'impact de ces déviations. Il apparaît principalement que pour conserver une qualité de soudure optimale, l'outil ne doit pas dévier de plus de la moitié du diamètre de l'épaulement de la ligne de soudure. Dans ces limites, la soudure possède une résistance et un allongement maximal constant quelle que soit la déviation. Si ces recommandations semblent laisser une marge de manœuvre relativement importante, il faut noter que dès que les déviations dépassent la moitié du diamètre de l'outil les propriétés mécaniques de la soudure chutent brutalement pour devenir inacceptables lorsque le diamètre de l'outil est atteint. Il est donc impératif de pouvoir maintenir l'outil éloigné de ces limites.

1.2 Le FSW robotisé

Le FSW nécessite l'emploi d'efforts très importants à la fois pour enfoncer et maintenir enfoncé le poinçon dans la matière mais également pour le faire progresser le long de la jointure à réaliser. Pour pouvoir industrialiser ce type de soudage, des machines outils spécifiques ont été développées (Figure 1.2(a)). Cependant, ces machines restent chères, encombrantes et surtout ne disposent pas de la capacité de souder avec n'importe quelle orientation dans un espace de travail important.



(a)



(b)

Figure 1.2. (a) Machine-outil de FSW lors de l'assemblage de lisse sur peau d'un composant de fuselage de l'aéronef Eclipse 500 (Source : Eclipse Aviation Co., U.S.A) et (b) robot à architecture parallèle Tricept 600 démontrant la faisabilité du FSW robotisé au centre de recherche allemand GKSS (Source : GKSS-Forschungszentrum, Allemagne).

Ces dernières années, un effort important a été porté pour tenter de populariser le FSW en diminuant l'investissement initial requis, notamment en remplaçant les machines-outils dédiées par des robots industriels plus polyvalents. L'emploi de robots avec des architectures parallèles a été évalué [5] (Figure 1.2(b)), mais ils ne disposent pas du même espace de travail que les robots sériels ni de la même capacité à opérer dans toutes les orientations. Par exemple, les pièces soudables avec une architecture parallèle sont limitées en termes de rayon de

courbure admissible. Les robots parallèles sont aussi associés à un coût d'acquisition, qui bien qu'inférieur à celui d'une machine-outil, reste prohibitif. Les robots industriels sériels, en comparaison sont plus compacts, possèdent un très grand espace de travail et nécessitent un coût d'acquisition de trois à quatre fois inférieur à celui d'un robot à architecture parallèle. En revanche, leur cinématique sérielle a pour conséquence que chaque articulation subit l'intégralité de la charge, provoquant des déformations plus importantes qu'avec des architectures parallèles. Les robots industriels sériels manquent donc de rigidité, qualité essentielle pour obtenir des soudures précises à l'intérieur des tolérances d'assemblage de composants aéronautiques.

Les travaux d'IWB (*Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften*), en collaboration avec les sociétés EADS (*European Aeronautic Defence and Space company*) et KUKA [6], s'orientent vers ce dernier type de robots. Ils ont pu démontrer la faisabilité du FSW en utilisant un robot commercial modifié de manière à augmenter sa charge utile (Figure 1.3(a)). Ce robot est une version modifiée du modèle standard KR500 sur lequel les réducteurs des trois premières articulations ont été modifiés de manière à augmenter les couples maximaux admissibles d'un facteur proche de deux. Les données techniques permettant de comparer les modèles avant et après modification sont fournies en annexe A. Des efforts atteignant 12 kN sont alors développés par le robot. L'équipe a également pu réaliser une soudure sur un profil en trois dimensions. Ils ont cependant constaté des erreurs de position importantes essentiellement dues à la compliance des articulations.

L'approche d'IWB est purement empirique du point de vue du placement de l'outil et basée sur une stratégie d'essais/erreurs pour corriger ses déviations. Il s'agit bien entendu d'une méthode longue et fastidieuse qui nécessite beaucoup de ressources. Elle souligne la nécessité du développement d'une méthode analytique permettant de prédire les déviations de l'outil et pouvoir ainsi à terme réaliser une soudure correcte dès le premier essai.

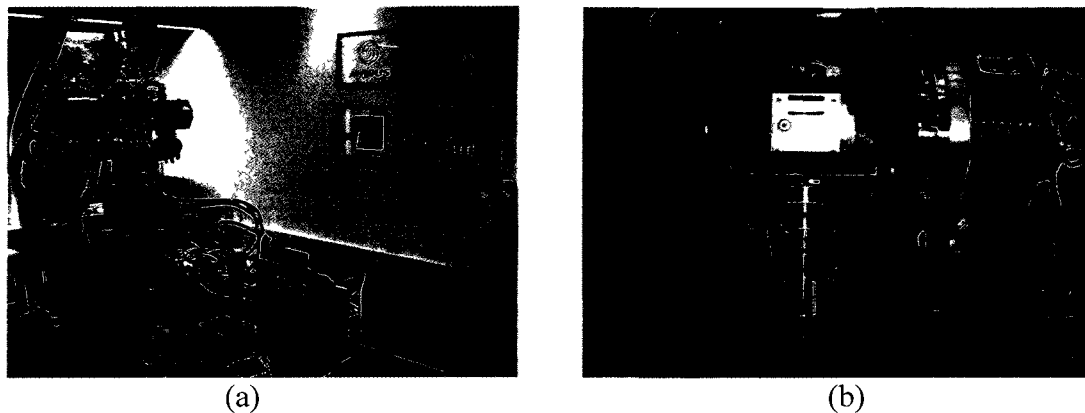


Figure 1.3. Systèmes de FSW pour composants aéronautiques incorporant des robots sériels industriels : (a) effecteur hydraulique sur version modifiée du KUKA KR500 MT dans les locaux du centre de recherche d'EADS basé à Munich (Source : EADS CRC, Allemagne) et (b) ABB IRB 7600-500 dont le poignet sphérique a été modifié (Source : Université Örebro, Suède).

1.3 La modélisation du FSW et les approches en contrôle

Cook *et al* [7] ont modélisé et simulé le FSW pour connaître l'impact de la vitesse de rotation du poinçon et de sa vitesse de translation sur les forces et les couples à appliquer à l'outil de soudage. Ils concluent que le contrôle en force de l'outil est indispensable pour contrecarrer l'influence de la compliance des axes des robots et obtenir une soudure régulière. Aussi, une équipe de l'université suédoise d'Örebro [8] a étudié l'emploi d'un contrôleur hybride (à la fois en force et en position) sur un robot sériel dont la dernière membrure du poignet sphérique a été remplacée par l'effecteur de FSW (Figure 1.3(b)). Le remplacement de l'axe associé permet alors d'éliminer une des trois articulations les plus faibles en termes de raideur tout en permettant au centre-outil de l'effecteur d'être plus près du centre du poignet sphérique et ainsi de diminuer les couples exercés sur les deux derniers axes lors du procédé. Les résultats sur des soudures planes montrent une amélioration notable. Néanmoins, les résultats sur des profils en trois dimensions sont plus contrastés, la position verticale du poinçon et donc la profondeur de la soudure sont apparemment difficiles à anticiper et certains problèmes générés par les élasticités des articulations du robot limitent encore considérablement les performances de telles solutions.

L'approche de X. Zhao et de son équipe [9] est également très intéressante, en particulier du point de vue de la démarche globale de l'étude. Si la modélisation du procédé est assez éloignée d'un point de vue matériau, sa formulation a l'avantage d'être très proche de l'aspect contrôle ce qui permet ensuite une conception aisée du contrôleur en force. En effet, des modèles classiques en contrôle sont identifiés à partir des expériences réalisées afin de faciliter leur transition dans le domaine fréquentiel. Cependant, l'équipe ne corrèle que très peu les résultats de ces identifications avec leurs significations physiques et leurs implications sur le procédé. Un autre aspect de cette étude l'éloigne des travaux présentés ici : l'usage de robots parallèles dont nous avons discuté les limites précédemment. Cela engendre deux différences majeures par rapport à l'emploi d'un robot sériel. Dans un premier temps, le modèle de procédé est unidimensionnel car la raideur des robots parallèles est telle que l'influence des efforts dans le plan de soudure est négligeable, et il n'est pas nécessaire de les prendre en compte lors de la simulation. Dans un second temps, les réactions du robot sont intégrées dans la structure de contrôle sous la forme d'un délai. Or, si une telle approximation se justifie pour un robot parallèle, en partie à cause de sa raideur et son architecture plus compacte qui rendent ses réactions comparables à l'inertie d'une masse du point de vue du contrôle, elle n'est pas valable pour un robot sériel. En effet, un robot sériel peut se positionner dans des configurations où les dispositions de ses membrures seront très différentes ce qui modifie nécessairement son inertie globale. Sa réponse dynamique est également très dépendante de sa configuration articulaire. Il est donc impossible d'assimiler un robot sériel à un simple délai pour le contrôleur.

2 Démarche du travail de recherche et organisation générale

L'objectif du présent mémoire est la réalisation d'une simulation de FSW utilisant un robot industriel sériel. Au vue de l'état de l'art plusieurs défis sont à relever. Dans un premier, temps il faut réaliser un modèle dynamique du robot tenant compte de la flexibilité de ses articulations. Ensuite, se pose la question de la modélisation du procédé qui peut se limiter au calcul de l'effort subit par l'outil en fonction de son déplacement. Enfin, le dernier point concerne la structure de contrôle à mettre en place.

Pour le modèle du robot, il apparaît rapidement qu'il possède deux états, un état idéal, rigide, et un état déformé. Ces états se traduisent par deux systèmes de coordonnées articulaires, des coordonnées lues par les encodeurs des articulations du robot et les coordonnées réelles correspondant aux angles effectifs entre les différentes membrures. On opte donc pour un modèle régit par deux équations différentielles couplées qui décrivent chacune le comportement d'un des systèmes de coordonnées. Il reste donc à identifier les paramètres de ces équations. La plupart des données nécessaires nous sont fournies par le constructeur de robot. Cependant il est nécessaire de réaliser l'identification de l'élasticité des articulations et de leur amortissement directement sur le robot car ces données ne sont pas disponibles.

Nous souhaitons que le modèle du procédé soit suffisamment simple pour pouvoir être intégré dans une simulation sans entrainer des temps de calcul trop importants. Le modèle doit, à partir de la position et de la vitesse du pion de l'outil de soudure, déterminer l'effort résultant sur l'outil, et ce, dans les trois dimensions de l'espace. Par conséquent, nous avons réalisé une série de soudures en faisant d'abord varier la profondeur et la vitesse d'enfoncement et ensuite, les vitesses de translation dans le plan de la soudure afin d'identifier un tel modèle.

Enfin, il est démontré que la structure de contrôle doit intégrer un contrôle en force dans la direction de l'enfoncement de l'outil [7]. Dans les autres directions, le contrôle en position est utilisé pour pouvoir suivre la ligne de soudure. L'architecture de contrôle choisie est donc hybride en force/position. Nous choisissons de limiter l'étude à des structures hybrides linéaires, afin de valider les performances avec une simulation plus simple à paramétrer dans l'optique d'évaluer la nécessité de structures plus complexes.

L'article présenté dans le chapitre suivant décrit ainsi les investigations menées pour le développement du modèle du robot, les différentes structures de contrôle employées, leur

intégration dans la plateforme de simulation et enfin les résultats obtenus. Cet article a été soumis au journal *Industrial Robot: An International Journal* en octobre 2008. Le développement du modèle du procédé est détaillé quant à lui dans le chapitre 4.

3 Article 1 : *Simulation of Friction Stir Welding using Industrial Robots*¹

Résumé

L'objectif du présent article est la modélisation, la simulation, l'analyse et l'optimisation du procédé de soudage par friction malaxage de matériaux métalliques en utilisant des robots industriels, avec pour cas particulier l'assemblage de panneaux d'aéronefs composés d'aluminium aéronautique.

Après une première partie des travaux consacrée à l'identification de paramètres cinéostatiques et dynamiques du robot, un modèle analytique complet du procédé robotisé a été développé. Ce modèle comprend un modèle dynamique du robot industriel, un modèle macroscopique multiaxial viscoélastique du soudage par friction malaxage et un contrôleur hybride force / position. Ces différents modules sont implémentés dans une simulation dynamique haute fidélité à fréquences d'échantillonnage multiples.

Cette simulation a par la suite permis de comprendre et d'analyser les interactions dynamiques entre le robot industriel, l'architecture de contrôle et le procédé d'assemblage et ses cas de charge associés, cela dans différentes configurations. Durant les simulations, plusieurs perturbations majeures provoquées par le procédé, comme des oscillations de l'outil, des déviations latérales ou encore des problèmes d'orientation, ont pu être observées, analysés et quantifiés.

La plateforme de simulation présentée constituera une technologie clé dans l'optique du développement d'une plateforme robotique de soudage par friction malaxage. Elle permettra à la fois la mise en place d'une cellule de travail adaptée, de paramètres de soudure optimaux et la validation de lois de contrôle temps réel avancées afin de permettre une gestion robuste des perturbations critiques générées par le procédé. Ces réalisations pourront ainsi être incorporées au sein d'une technologie de soudage par friction malaxage robotisé en vue du déploiement du procédé robotisé dans un environnement industriel.

3.1 Introduction

The FSW process is an emerging manufacturing technology for aerospace structures. FSW

¹ Antoine Bres, Bruno Monsarrat, Laurent Dubourg, Lionel Birglen, Claude Perron, Mohammad Jahazi et Luc Baron

could be an excellent alternative for replacing rivets thereby reducing weight and manufacturing cost of aircrafts. Since its invention in 1991 [1], FSW has undergone fast improvements and many studies have shown its successful application for joining a wide range of materials used in automotive, marine, railways, and construction industries [11]-[15]. As illustrated in Figure 3.1, FSW uses a rotating tool with a pin and shoulder. The pin is inserted between adjacent metal pieces and the shoulder remains at the top surface of the joint. The heat generated by the friction between the tool and the parts to be assembled brings the metal to a viscoplastic state and the pin mixes together the metal in the joint area resulting in a sound and homogenous joint. Unlike fusion welding processes, the melting point of the materials is not reached during FSW operation and the overall heat input to the material is significantly lower resulting in higher mechanical properties and lower distortions. Moreover, FSW can be used to join heat treatable aluminum alloys, for example 2XXX and 7XXX series, many of which are considered difficult or impossible to weld using traditional processes [16]-[22].

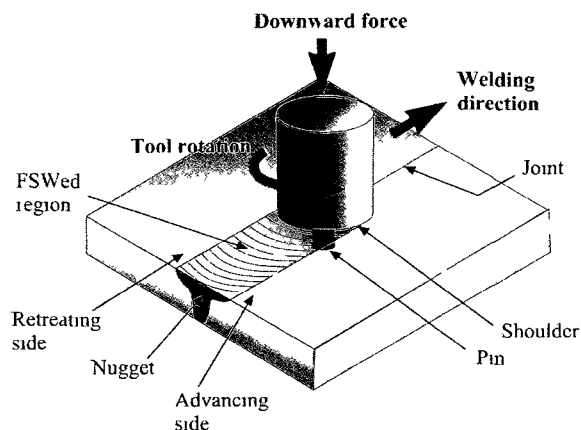


Figure 3.1. Schematic description of the FSW process. The weld is realized by a combined advance and rotation of the tool without any addition of material.

The relative high welding speed and repeatability, the absence of filler and special edge preparation, and the resulting improved mechanical properties and low residual stresses make of FSW a beneficial manufacturing method for marine, railways, construction and aerospace industries. The present paper will show an application to aircraft type of materials and structural components.

Aircraft fuselage panels are typically composed of stringers and frames assembled to a

thin plate or skin using one or two-piece mechanical fasteners. Both drilling and countersinking operations followed by the application of a sealant are generally required prior to the installation of each fastener. FSW [Figure 3.3(a)] is an excellent alternative to fasteners because of its numerous advantages [23], [24], namely reduction in the weight of the aircraft, shortening of the process cycle time, reduction of the assembly operation time and generation of a smooth aerodynamic profile [15], [25].

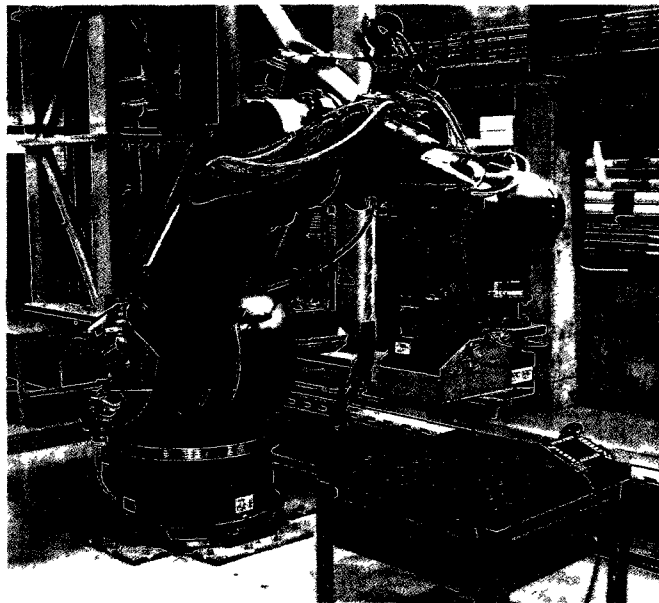


Figure 3.2. Robotic FSW test-bed located at the NRC Aerospace Manufacturing Technology Centre incorporating a modified high payload KUKA KR500 MT industrial robot and a commercial electrically-driven process end-effector. The system is used as a hardware development platform as well as a demonstrator for NRC developed technology packages.

The Institute for Aerospace Research of the National Research Council Canada (NRC Aerospace) undertook a major initiative to manufacture large scale representative aircraft structural elements, such as fuselage panels, using FSW. This multi-pronged study includes aspects of structural design, process optimization, mechanical properties, non destructive examination and robotic processing. Specific emphasis is given in the present paper on works

performed at the NRC Aerospace Manufacturing technology Centre (AMTC) to develop a specialized robotic FSW test-bed, with the objective to assemble large scale candidate structural elements, as shown in Figure 3.2.

3.1.1 Main challenges in stringer to skin FSW of aeronautic components

Despite the numerous advantages presented in the previous subsection, skin to stringer joints still pose significant problems for FSW because of the defects associated with manufacturing FSW lap welds, such as hooking, kissing bonds, top plate thinning and voids. Some of these problems can be eliminated by modifying welding parameters, e.g. pin geometry, number of weld passes and rotation direction, etc.

In a recent study [26], NRC researchers investigated the effects of process parameters on the weld quality of 1,5-mm 7075-T6 stringers lap-joined on 2,3-mm 2024-T3 skins. Different FSW tool geometries, such as smooth, threaded, pyramidal and truncated pins, were used to evaluate the impact of the tool shape on weld quality. Moreover, the effects of pin length, roll angle, forge force, welding and rotation speeds were also investigated. Weld quality was assessed by optical microscopy and bending tests. Significant mechanical testing, metallography and fractography were used to compare different coupon configurations, specifically in terms of the fatigue properties. Moreover, different weld configurations were manufactured: discontinuous (with plunge-in entry and exit holes), continuous welds, single pass welds, double pass welds, and plugged discontinuous welds. The results are also compared with riveted lap joint of identical geometry mainly in terms of cyclic strength performance. In this study, typical load cases required to achieve high performance stringer to skin lap joints were determined using the *MTS-ISTIR* FSW machine [27] located in the AMTC facility. Forces up to 18kN were reported in depth direction and up to 4 kN and 1 kN in, respectively, longitudinal and transversal directions. The reader is referred to Figure 3.3(b) for the detailed force data readings. It was also observed that, due to the geometry of the tool and its imperfections, the process forces are not constant during a rotation of the spindle, resulting in variations with a frequency proportional to the spindle speed.

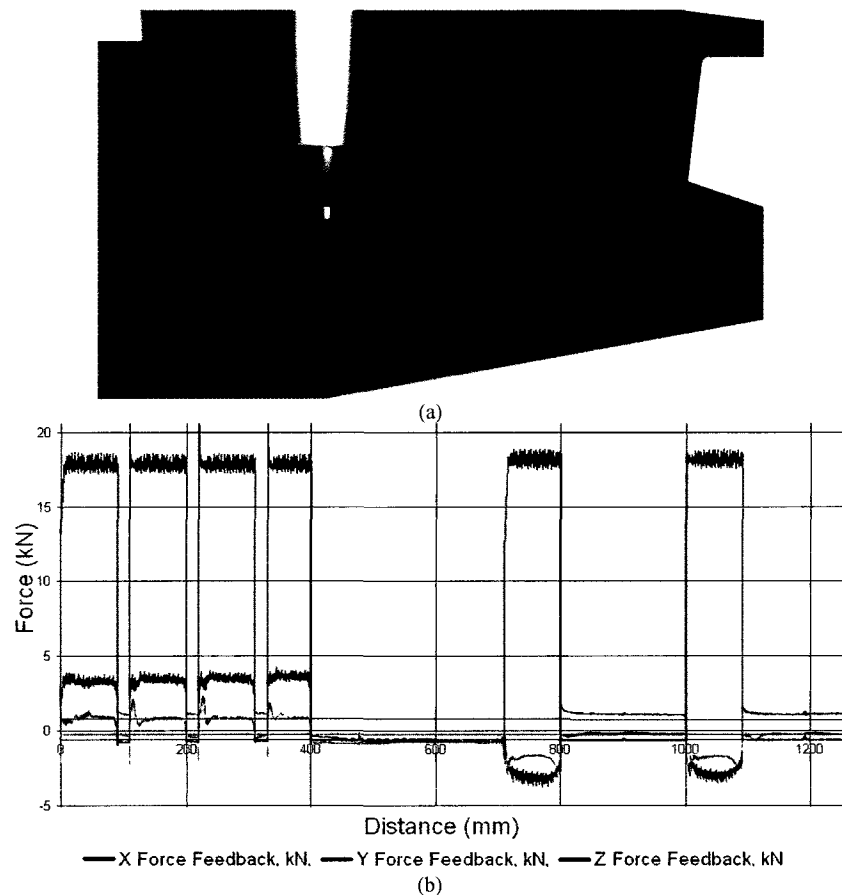


Figure 3.3. (a) Digital illustration of a stringer to skin lap joint FSW on a typical aerospace component and (b) amplitude of the forces at the tip of the FSW tool during a test on the NRC Aerospace *MTS-ISTIR* welding machine.

3.1.2 Robotic friction stir welding: state-of-the-art

Most if not all current production FSW systems currently in production, use gantry-type CNC systems. Representative applications are the replacement of rivets in the stiffener to skin assembly on NASA's launch vehicle dry bay structures [28] or the certified *Eclipse 500* business jet where 60 % of all rivets have been replaced by 136 m of FS Weld lap joints [29].

Recently, the use of parallel kinematics manipulator has been investigated and their feasibility for welding 3-dimensional profiles was demonstrated by a research team at the GKSS research centre [5]. Despite good accuracy, stiffness and payload performance, they

present limited work envelopes and orientation capabilities for a remaining prohibitive acquisition cost.

On the other hand, heavy payload serial industrial robots are far less bulky, exhibit a larger workspace for a much lower acquisition cost. They can therefore be an excellent option for robotic FSW. Specifically, a team from Örebro University, Sweden, investigated the use of position / force control to achieve FSW on an ABB IRB 7600-500 industrial robot, whose last link was directly replaced by the process end-effector [8]. This arrangement was chosen to reduce the torques exerted on the two remaining joints of the spherical wrist, since the latter has the largest compliance in the robotic mechanical structure. Another FSW system based on using the same industrial robot platform was reported [30] with applications in welding of 6XXX series aluminum alloys with thicknesses up to 25 mm. A major initiative was also carried out by the EADS Corporate Research Centre in Munich, Germany, to industrialize the FSW process in commercial aircraft component assembly applications [6]. In the latter case, a KUKA KR500 serial industrial robot was modified to substantially increase the payload, allowing the system to achieve process forces of up to 10 kN. This enabled the robot welding aerospace aluminum sections of more than 5 mm thick. The capabilities of this state-of-the-art industrial platform motivated NRC Aerospace researchers to integrate this industrial robot as part of their robotic FSW infrastructure, as depicted in Figure 3.2.

3.1.3 Limitations associated with existing technology incorporating serial industrial robots

In the aforementioned references, two types of limitations associated with FSW process automation using industrial serial robots have been highlighted. The first pertains to the inherent payload capability limit that is highly dependent on the robot configuration. It has been shown that proper design of the workcell layout and/or reduction of the FSW tool pin diameter, thereby reducing the required process induced forces, can permit to use a serial robot for FSW tasks in a generally small but sufficient subspace of the robot work envelope. The second limitation is due to the perturbations induced during the process by the important elasticity of the joints in serial industrial robots. Both lateral deviations—typically of several millimeters amplitude—and loss of normality of the tool are caused by the deformation of the robot joints under the high process forces. These deviations have been demonstrated to greatly

influence the weld quality [3]. Considering that, for a butt joint, the weld quality is only preserved as long as the center of the FSW tool does not have a transversal deviation superior to half the diameter of the tool pin [4], tool deviations have the potential to severely impact the reliability of the welding operation.

However, to date most if not all the above mentioned issues have been managed empirically. Specifically, lateral tool deviations, when addressed, have been measured in sample welding configurations before being integrated manually in robot trajectories, with varying reported results in the different publications depending on the trajectory profiles and part geometry. In this context, it becomes obvious that the implementation of FSW process using a industrial robot is a difficult task due to the important lack of scientific formalism in the modeling and analysis of the robotized process, especially when the motion system is based on a serial kinematics.

3.1.4 Objectives and new capabilities offered by the present research

The main objective of this work is to establish a technological framework allowing the simulation, analysis and optimization of FSW processes of metallic structures using industrial robots, with a particular emphasis on the assembly of aircraft components. The developed models will be incorporated in a high fidelity simulation platform developed to provide NRC Aerospace researchers with new capabilities to design robotic FSW applications, including:

- in-depth study of the dynamic interactions between the industrial robot, the control architecture and the heavy process-induced load cases;
- determination of the optimal workcell layout for a family of aircraft components;
- synthesis of the maximum robotic process parameters (payload, tool design, rotation/advance parameters, etc);
- sensitivity analysis against critical process parameters;
- implementation and validation of advanced control laws allowing the industrialization of the process with robust handling of all process-induced perturbations.

3.1.5 Organization of the present paper

After a first part of the work dedicated to the kinetostatic and dynamic identification of the robotic mechanical system presented in Section 2, a complete analytical model of the robotized

process is developed in Section 3, incorporating a model of the serial industrial robot, a multi-axes macroscopic visco-elastic model of the FSW process and a force/position control unit of the system. These different modules are subsequently implemented in a high fidelity multi-rate simulation, as discussed in Section 4. Simulations of FSWed 7075-T6 stringers on a 2024-T3 aircraft skin are finally presented and discussed in the last part of the paper. The authors will conclude with some remarks about the opportunities offered by the new simulation platform and the ongoing/future work carried out by the research team.

3.2 *Identification of relevant plant parameters*

As mentioned in the introduction, NRC Aerospace FSW test-bed incorporates a high payload KUKA KR 500 MT industrial robot. This robot is a modified version of the commercial off-the-shelf KR500 robot. It is equipped with different gearboxes on the three first axes with transmissions ratios having twice the values of the standard KR500 version. This modification doubles the maximum torque of the first three motors while the maximal angular velocities are reduced by the same factor. The three axes of the spherical wrist are identical to the original version. Consequently, the higher payload capability is concentrated mainly along an axis passing through the center of this spherical wrist, which is in line with most FSW end-effector arrangements reported in the literature where the main process force axis is only applied on the first three motors. In order to develop a simulation of the robotized FSW process, the first task was to develop geometric, kinematic and dynamic models of the KR500 MT robot, all of which requires accurate parameters.

To achieve this task, the geometric parameters of the robot, in the form of its Denavit-Hartenberg parameter matrix [31], were collected using data directly accessible in the configuration files of the robot. Also, the dynamic parameters of the robot, i.e., link mass and inertial parameters, gear ratios, inertias of drive units and data of spring compensation system were obtained from the robot manufacturer. Two classes of kinetostatic and dynamic parameters, namely the *real* joint elasticities and damping factors, remained inaccessible but mandatory for accurate robot forward dynamics implementation. In this context, specific identification procedures were implemented for the estimation of these parameters on the physical system, as described hereafter.

3.2.1 Kinetostatic identification of the industrial robot

The present section describes the identification of those parameters stemming from the structural deformation of the robot joints due to the application of external loads. Such errors are typically associated with individual links flexibility, actuators elasticity and gear backlash. It is generally admitted in the field of industrial robot calibration that in the case of industrial robots such as the one presented in this paper, (i) the links are designed with high stiffness, and (ii) the structural deformation due to articular elasticity is the most significant contributor to positional inaccuracies [32], [33]. The authors made the hypothesis that a kinetostatic model of the KR500 MT robot incorporating only those effects induced by articular elasticities, modeled as linear torsional spring was appropriate.

In order to minimize the burden of parameters estimation, it was decided to take profit of the gravity compensation module integrated in the KR500 MT control unit. The implemented algorithms use an elastostatic model of the robot, when manipulating a known payload, to estimate the deflection of the tool-center-point (TCP) due to gravitational effects. Using this module, online trajectory correction is carried out compensating for the resulting errors using a *fake target* approach (see Figure 3.4).

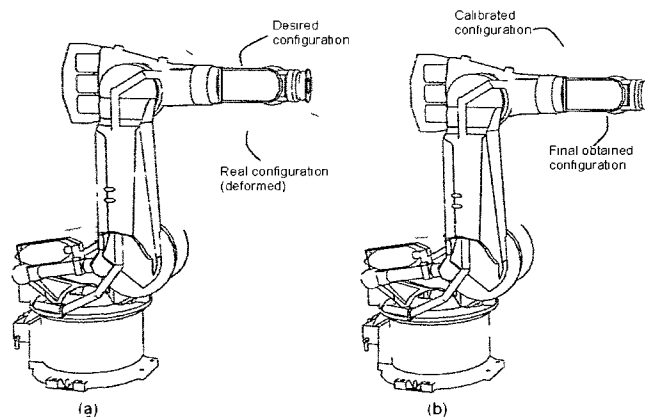


Figure 3.4. Gravity compensation principle: (a) illustration of the positional error due to joint deformations under the load and (b) calibrated command sent to the actuators to compensate the deformation with illustration of the obtained robot configuration.

Let $\Delta\theta$ be the articular correction vector applied by the robot controller to compensate for the deformation induced by a load of mass m and $\boldsymbol{\tau}$ the vector of actuator torques required to maintain the robot configuration, one has the relation:

$$\boldsymbol{\tau} = \mathbf{K}_\theta \Delta\theta \quad (3.1)$$

where \mathbf{K}_θ is the 6x6 diagonal matrix of the six articular stiffnesses. The torque vector $\boldsymbol{\tau}$ appearing in equation (3.1) is computed with the well known static relation [10]:

$$\boldsymbol{\tau} = \mathbf{J}^T \mathbf{w}, \text{ with } \mathbf{w} \equiv \begin{bmatrix} \mathbf{c} \times m\mathbf{g} \\ m\mathbf{g} \end{bmatrix} \quad (3.2)$$

where \mathbf{w} is the external wrench applied on the robot flange, \mathbf{c} is the center of mass location, \mathbf{g} the gravitational vector and \mathbf{J} is the Jacobian matrix mapping the robot articular velocities into the associated Cartesian twist. If small displacements are assumed, a 1st order approximation of the robot instantaneous kinematics is:

$$\Delta\mathbf{x} = \mathbf{J}\Delta\theta, \text{ with } \Delta\mathbf{x} \equiv \begin{bmatrix} \mathbf{vect}(\Delta\mathbf{Q}\mathbf{Q}^T) \\ \Delta\mathbf{p} \end{bmatrix} \quad (3.3)$$

where \mathbf{p} and \mathbf{Q} are respectively the tool center position vector and the orientation matrix, and $\mathbf{vect}(\cdot)$ is the linear invariant vector of its matrix argument. Substituting Eqs. (3.2) and (3.3) into Eq. (3.1), one obtains, for nonsingular robot configurations, a relation between the Cartesian error vector $\Delta\mathbf{x}$ and the external wrench due to gravitational effects:

$$\mathbf{w} = \mathbf{K}_c \Delta\mathbf{x} \quad (3.4)$$

with $\mathbf{K}_c = \mathbf{J}^{-T} \mathbf{K}_\theta \mathbf{J}^{-1}$ the equivalent 6x6 Cartesian stiffness matrix. Using this relation, the protocol for the identification of the elasticities of axes 2 to 6 could be formulated. The load definition parameters in the robot controller configuration files were modified from 0 to 500 kg and the Cartesian correction along trajectories were measured. The latter was chosen for their ability to excite, with sufficient torque levels, a given subset of the robot joints.

In order to get the end-effector position and orientation in each configuration, a multifunction end-effector was instrumented with 3 optical reflectors. The locations of the optical reflectors were previously calibrated in the flange frame using a geometric protocol. For each configuration, the associated external wrench \mathbf{w} induced by the load increase was

computed and the induced Cartesian error vector Δx was determined using metrology measurements. Joints elasticities were finally calculated from Eq. (3.4). The instrumentation of the robotic test-bed and some sample results are provided in Figure 3.5(a).

Because the first joint axis is aligned with gravity, another protocol was used to identify its elasticity. As depicted in Figure 3.5(b), the robot was put in contact with a rigid tooling before initiating a small displacement in the contact direction. The induced load case was measured using a force sensor, allowing direct calculation of the joint elasticity.

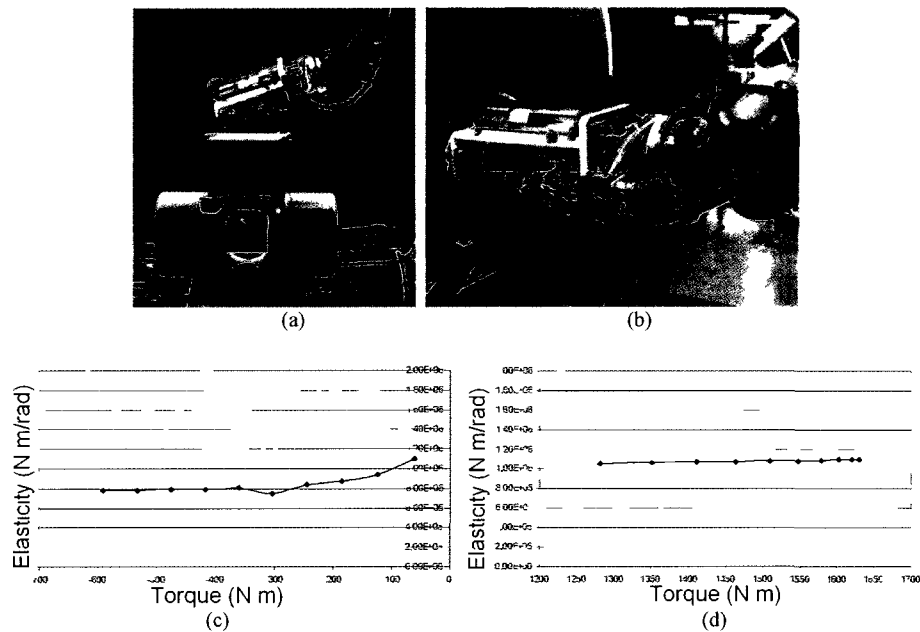


Figure 3.5. (a) The multi-function end effector (for drilling/countersinking, and fastener installation) mounted on the KR500 MT is equipped with the optical reflectors to capture the position and orientation of the flange with a laser tracker metrology system. (b) Illustration of the protocol used to identify the stiffness of the first joint in contact on a rigid tooling. (c,d) estimated elasticities for axes 4 and 5 as a function of the applied torques.

3.2.2 Identification of the robot dynamic parameters

Although most of the required dynamical parameters were obtained from the robot manufacturer, identification of joint damping factors was needed in order to develop an accurate robot dynamics.

In fact, the easiest way to identify the damping of one joint was to initiate a motion in this joint and then stop it abruptly using the built-in brakes of the robot. The resulting vibrations were then captured at 1000Hz using a laser tracker metrology system measuring an optical reflector located on the link following immediately the joint of interest, as illustrated in Figure 3.6. But, since the joints are coupled, a stimulation of a given joint also induces vibrations on some of the others, depending on the robot posture and coupling of inertial effects. To circumvent this problem, specific robot postures were used that isolated the other joints from the influence of the commanded motion. Nevertheless, because parameters such as link masses, inertias and joint elasticities are known, eigenfrequencies associated with each joint response can be computed and the signals measured by the metrology system can be separated with adequate filtering. Once the oscillations of the different joints were isolated, the response of a classic second order system with damping could be observed. This approach is essential for the joints 2 and 3 with collinear axes, where the measured dynamic responses are highly coupled. Figure 3.6 illustrates the robot configuration and the filtered response in the case of the identification of the robot's 4th joint.

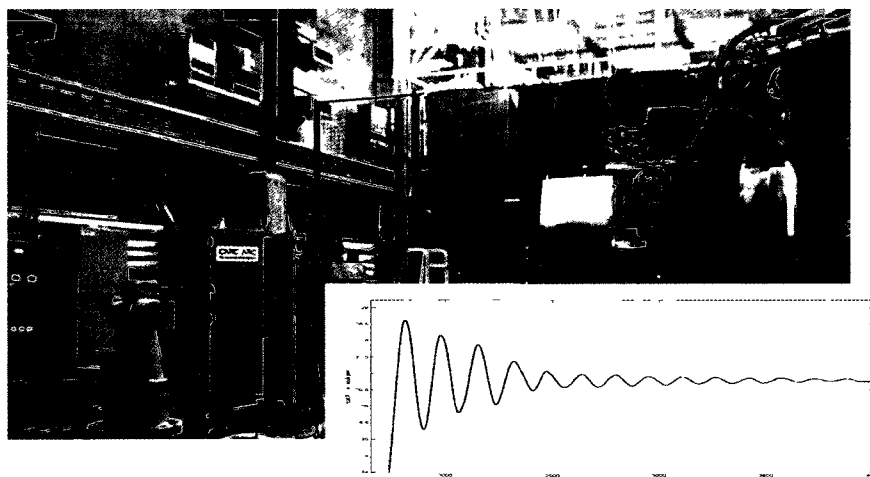


Figure 3.6. Setup used to identify the damping of the joints with a laser tracker metrology system capturing the position of an optical reflector located on the end effector at a 1000 Hz frequency. The illustrated robot configuration was used for the identification of the joint 4. In the bottom right corner, the filtered result of the measurements.

For each of the 6 filtered responses, the damping factor was determined with the relation:

$$c = \frac{2}{T} \ln \left(\frac{A_1}{A_2} \right) \quad (3.5)$$

where c is the identified articular damping factor, T is the period of the oscillations, and A_1 and A_2 are the amplitudes of two successive peaks.

3.2.3 Identification of a force process model

In order to predict the mechanical interaction between the robot, control scheme and welded material, a model of the FSW process was needed for the sake of both high fidelity simulation, running at 1000Hz or higher, and eventually subsequent real-time controller implementation. The models available in the literature relied vastly on numerical techniques, involving either solid or fluid mechanics approaches [7]. However, such numerical models are computationally intensive and not adapted for high frequency simulation or control purposes.

On the other hand, only very few works reported the development of macroscopic FSW process models ready for soft or hard real-time computations. Only in a recent publication [9], a one-dimensional FSW model was proposed resulting in a computationally efficient calculation of the normal force as a nonlinear function of the process parameters in both static and dynamic regimes. The model was implemented in a nonlinear feedback controller for the axial force. In parallel to this development, the authors developed, during the first semester 2007, a three-dimensional visco-elastic model explicit in terms of the FSW tool position and velocity vectors. The model was validated with excellent correlation using experiments conducted on a MTS *ISTIR* FSW gantry-based system. The model also includes a dynamic perturbation simulating the force variations induced by the tool rotation.

3.3 Model development for robotic FSW process

In this section, we present the model-based framework that was developed for the accurate simulation of the FSW process. In addition to the motion control laws and process model, the developed analytical framework incorporates the forward dynamics module for calculation of robot joint-variable time-histories $\theta(t)$ as a function of articular forces / torques and external wrench, as detailed hereafter.

3.3.1 High fidelity dynamical model of KUKA KR500 MT industrial robot

The developed dynamic model of the KR500 MT industrial robot integrates both link and actuators dynamics in addition to joint elasticities and damping factors as identified in sections 2.1 and 2.2, respectively. Based on a given joint torque vector $\boldsymbol{\tau}$ and external wrench \boldsymbol{w} , and because it takes into account joint structural behavior, the forward dynamics had to be simultaneously solved in terms of both the vector of encoder values $\boldsymbol{\theta}_E(t)$ and *real* joint positions $\boldsymbol{\theta}(t)$, the latter representing the actual physical configuration of the robot. These two articular vectors are linked by the articular stiffness matrix \mathbf{K}_θ and the diagonal matrix of damping ratios \mathbf{D}_θ . The forward dynamic equations of the robot are [34]:

$$\begin{cases} \mathbf{I}\ddot{\boldsymbol{\theta}} + \mathbf{C}(\dot{\boldsymbol{\theta}}, \boldsymbol{\theta}) + \mathbf{D}_\theta(\dot{\boldsymbol{\theta}} - \dot{\boldsymbol{\theta}}_E) + \mathbf{K}_\theta(\boldsymbol{\theta} - \boldsymbol{\theta}_E) = \mathbf{0} \\ \mathbf{I}_M\ddot{\boldsymbol{\theta}}_E - \mathbf{D}_\theta(\dot{\boldsymbol{\theta}} - \dot{\boldsymbol{\theta}}_E) - \mathbf{K}_\theta(\boldsymbol{\theta} - \boldsymbol{\theta}_E) = \boldsymbol{\Gamma} \end{cases} \quad (3.6)$$

where \mathbf{I} and \mathbf{I}_M are respectively the generalized inertia matrix, incorporating the link inertial parameters, and the inertia matrix of the joint motors / gearboxes in the space of the robot articulations. $\boldsymbol{\Gamma}$ is the vector of the actuator torques. Finally, \mathbf{C} is the vector containing all the nonlinear dynamic effects (Coriolis, centrifugal, etc.).

In practice, the forward dynamics, i.e. the computation of state vectors associated with joint-variables $\boldsymbol{\theta}_E(t)$ and $\boldsymbol{\theta}(t)$ from Eq. (3.6), is achieved as follows. The first step consists in calculating the term $\mathbf{C}(\dot{\boldsymbol{\theta}}, \boldsymbol{\theta})$ representing the articular torque required to produce the motion in the absence of dissipative wrenches and joint accelerations. It is efficiently computed using a recursive inverse dynamics algorithm, as for instance the one provided in [10] in the special case of $\ddot{\boldsymbol{\theta}} = \mathbf{0}$ in presence of both gravitational effects and external non-dissipative wrench. All terms appearing in Eq. (3.6) depending on coordinates $\boldsymbol{\theta}, \boldsymbol{\theta}_E$ and velocities $\dot{\boldsymbol{\theta}}, \dot{\boldsymbol{\theta}}_E$ are also evaluated for the current simulation time. In the next step, the generalized inertia matrix \mathbf{I} , due to its symmetric positive definite nature, is efficiently inverted using a Cholesky decomposition. The inversion of the diagonal inertia matrix \mathbf{I}_M is straightforward. Finally, encoder and real joint coordinate vectors $\boldsymbol{\theta}_E$ and $\boldsymbol{\theta}$ are evaluated independently for the next

simulation time step using an integration method.

3.3.2 Candidate control structures for process robotization

It is now well established that the physical implementation of robotic FSW requires the use of force control in the plunge direction, the complementary directions involving standard position control schemes [7]. In order to stabilize and accurately control the motion of the KR500 MT robot during a simulated FSW operation, a force control scheme needed to be incorporated in the simulation environment. Although a specialized nonlinear control scheme was developed in [9] with the argument that a stability problem could occur during the initial phase of a robotic FSW operation, other published references presenting applications of FSW using serial industrial robot report efficient and stable force control in the plunge direction using linear control schemes [6], [8], [30].

Based on these reported successful implementations and the fact that a nonlinear control is highly dependent on the process parameters requiring the implementation of an identification protocol, the authors decided to select a suitable control scheme among three conventional linear control structures evaluated in simulation [34]. In all cases, the industrial robot was driven under hybrid linear force / position control using both positional and force sensor data. As shown in Figure 3.7, Figure 3.8 and Figure 3.9, the common denominator of the three controllers lies in the encoder signals simulated using the forward dynamics calculated encoders variables θ_E while the force sensor data readings were computed using the process model and the *real* joint coordinates θ . The three control schemes mentioned above are detailed hereafter.

The first structure, known as parallel force / position hybrid control, was implemented in the simulation infrastructure as described in Figure 3.7. It is based on a parallel resolution of the computed torques such that the directions under position control are completely decoupled from those controlled in force.

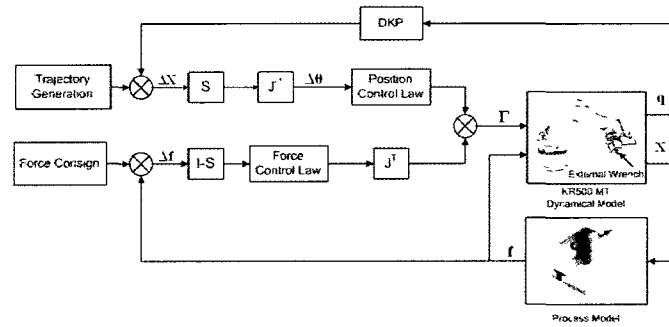


Figure 3.7. Integration of the parallel hybrid force / position control structure with purely force controlled tool depth.

Complementary selection matrices are used to ensure that the corrections are independent in the operational space. The actuator torque vector is calculated as follows:

$$\begin{aligned} \Gamma = & \mathbf{K}_p \mathbf{J}^{-1} \mathbf{S} \Delta \mathbf{X} + \mathbf{K}_d \frac{d}{dt} [\mathbf{J}^{-1} \mathbf{S} \Delta \mathbf{X}] + \mathbf{K}_i \int_{t_0}^t \mathbf{J}^{-1} \mathbf{S} \Delta \mathbf{X} d\tau \\ & + \mathbf{J}^T (\mathbf{I} - \mathbf{S}) \left[\mathbf{f}_d + \mathbf{K}_{pf} \Delta \mathbf{f} + \mathbf{K}_{df} \dot{\mathbf{X}} + \mathbf{K}_{if} \int_{t_0}^t \Delta \mathbf{f} d\tau \right] \end{aligned} \quad (3.7)$$

In which a linear PID control law was used for the force feedback loop with the difference, because the force readings are subjected to considerable noise in practice, that the derivative term is applied to the Cartesian velocity in the weld depth direction instead of the force derivative. Because only the encoder signal is available to the robot controller and not the real joint position, the Cartesian velocity vector is computed from the derivative of the encoder joint variable $\dot{\theta}_e$ using the forward kinematics. Also, the desired force vector is summed to the other PID terms to generate, in static mode, torques sufficient to maintain the force command. The remaining directions are position-controlled.

The second structure evaluated (cf. Figure 3.8) is similar to the previous one. The only difference is the absence of a selection matrix in the position feedback loop. Under these conditions, the depth of the FSW tool is controlled simultaneously in position and in force. The desired priority on one of the control types is managed by the control designer with a suitable modulation of the gains of the integrators in the respective controllers.

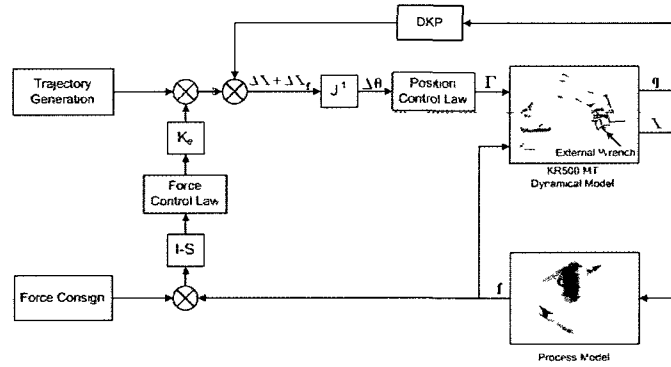


Figure 3.9. Implementation of the hybrid external force/position control structure with cascaded control loops in the tool depth direction. The position control loop in the dashed area replicates the original control scheme available in the KR500 MT control cabinet.

For this last control structure, the articular torque vector is computed using the following control law:

$$\begin{aligned} \Gamma = & \mathbf{K}_p \mathbf{J}^{-1} (\Delta \mathbf{X} + \Delta \mathbf{X}_r) + \mathbf{K}_d \frac{d}{dt} [\mathbf{J}^{-1} (\Delta \mathbf{X} + \Delta \mathbf{X}_r)] \\ & + \mathbf{K}_i \int_{t_0}^t \mathbf{J}^{-1} (\Delta \mathbf{X} + \Delta \mathbf{X}_r) d\tau \end{aligned} \quad (3.9)$$

where the additional depth correction is given by :

$$\begin{aligned} \Delta \mathbf{X}_r = & \mathbf{K}_e \mathbf{J}^T (\mathbf{I} - \mathbf{S}) \left[\mathbf{f}_d + \mathbf{K}_{pf} \Delta \mathbf{f} + \mathbf{K}_{df} \dot{\mathbf{X}} \right. \\ & \left. + \mathbf{K}_{if} \int_{t_0}^t \Delta \mathbf{f} d\tau \right] \end{aligned} \quad (3.10)$$

The force error is computed in this last case using the exact same formulation as in the previous two cases.

3.4 Implementation of multi-rate dynamical simulation of robotic FSW process

The different models presented in the previous sections were then implemented in a classical computing environment [35]. In the following, the methodology used to implement, validate and then combine the models of the serial industrial robot, FSW process and linear control are described.

3.4.1 Integration of KR500 MT forward dynamics

The implementation of the robot forward dynamics was performed in two steps to ensure the consistency and accuracy of the developed algorithms. First, a partial model incorporating the link and motors dynamics, but with rigid joint behavior was implemented. The model was validated when executing several trajectories in free motion mode (without contact of the end-effector with the environment). Specifically, the computed joint motion was compared to the one simulated using an equivalent numerical model of the KR500 MT industrial robot developed using another package of the computing environment [36]. Excellent correlation of results allowed the certification of a substantial part of the direct and forward kinematics modules. In addition, the forward dynamics module, including kinetic terms and generalized inertia matrix computations, Cholesky solver for matrix inversion and selected continuous-time integration scheme, were also validated.

In the second part of the implementation, estimated real elasticities and damping of the robot joints were incorporated according to the formalism and resolution approach described in Section 3.1. As depicted in Figure 3.10, the forward dynamics block receives two inputs: 1—the torque vector computed by the control unit, running at 83Hz, transformed into a high frequency signal ($\geq 1000\text{Hz}$) using a rate transition block operating a nondeterministic transfer of data with minimum latency, and 2—the external wrench containing the Cartesian normal and lateral forces induced by the FSW process and computed with the same time step as the forward dynamics. This block outputs both the encoder and real joint-variables in addition to their respective Cartesian vector counterparts calculated using the robotic manipulator forward kinematics.

3.4.2 Implementation of FSW force process model

The FSW process model was integrated in the simulation in parallel with the complete robot forward dynamics. For given process parameters, FSW tool position and velocity, the associated block computes the external reaction force induced by the process on the distal link of the robot. Cartesian position in input is the one computed in the forward dynamics module based on the *real* joint-variables vector θ . The resulting computed vector is the process-induced wrench used as input of both the manipulator forward dynamics block and the force control unit. This signal replicates the reading of the 6-degree-of-freedom force sensor mounted on the process end-effector.

Due to the high stiffness of the process, the computed forces can be of very high amplitude, thereby imposing a time step that was eventually set to a value significantly smaller than 1ms, depending on the process parameters and trajectory profile, to provide accurate and stable simulation results.

3.4.3 Implementation of the force / position control unit

In order to evaluate their performance, the three control schemes discussed in Section 3.2 were implemented in the simulation environment. In all cases, the encoder feedback is integrated using the forward dynamics calculated encoders variables θ_e while the force sensor readings are emulated using the output of the FSW process model block. All these vector signals are resampled at a 12 ms time step using a zero-order hold block. For the three candidate control schemes, the first step was the tuning of the gains of the position control loop in order to achieve a motion tracking performance similar to that of the real KR500 MT robot. Secondly, a contact operation with activation of the FSW process model was generated to tune the gains of the force feedback loop. Depending on the hybrid force / position control architecture, adjustments also had to be made on the gains of the position control unit, especially the integral gains in the case of the second control scheme involving superposed position / force control in the tool depth direction.

To illustrate the integration of the control schemes presented in Subsection 3.2, the reader is referred to as the MatLAB/Simulink block diagram appearing in Figure 3.10 incorporating the external force / position control structure with cascaded control loops in the tool depth direction.

3.4.4 Initial conditions of the simulation

Since no macroscopic model was available for soft or hard real-time simulation of either the entrance or retraction of the tool pin inside / from the material, the tool plunge and retraction sequences were not simulated. Thus, only the welding sequence was simulated, i.e., the forward movement of the FSW tool in the joint line.

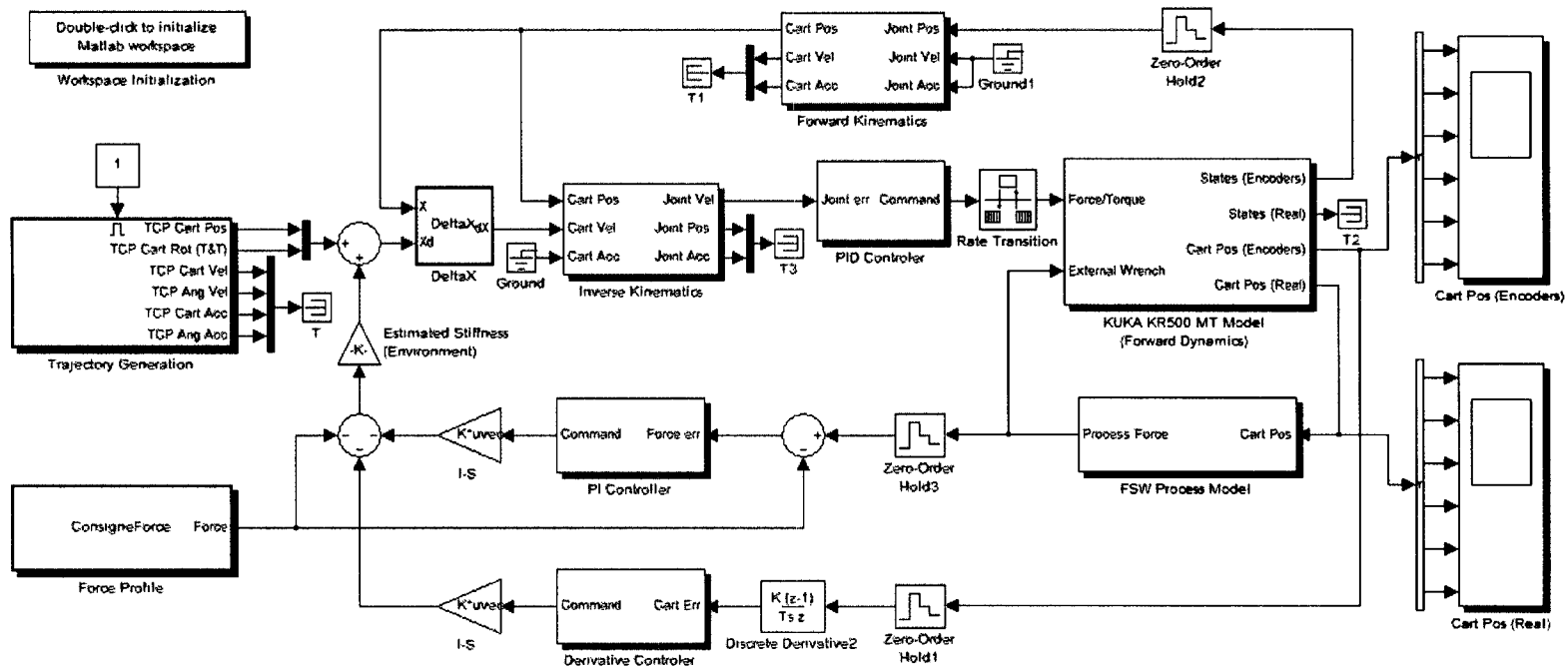


Figure 3.10. First level view of the block diagram used to perform multi-rate dynamical simulations of the KUKA KR500 MT used in FSW assembly operations of aerospace components under hybrid external position/force control. The blocks appearing in black, incorporating the trajectory generation and control structure are computed at a 12 ms time step (the time step of the KUKA KRC2 control unit). The blocks appearing in red, incorporating the robot forward dynamics and multi-axes FSW process model are computed at a time step inferior or equal to 1 ms. A variable step continuous Dormand-Prince solver (ode45) was used to compute the results of the simulations.

In this context, a proper initial state had to be formulated in order for the robot to stabilize with the tool pin located a few tenths of a millimeter inside the welded material, the different robot joints being deformed subjected to significant process induced load cases. It was found that an efficient way of achieving a stable initial robot configuration was to compute compatible encoder and real joint-variables fulfilling the system of coupled differential Eqs. (3.6) in quasi-static regime. Finally, an efficient strategy identified to achieve a stable simulation start was to stabilize the tool pin in the material under pure position control at a desired depth command before activating the prescribed linear hybrid force/position control retroaction to reach the required normal force amplitude.

3.5 Simulations and results analysis

In this section, a performance evaluation of the three hybrid force / position control architectures, as described in Section 3.2, is first presented. The second part pertains to the presentation of simulation results for the FSW of stringers on skin followed by a discussion about the observed process-induced phenomena.

3.5.1 Evaluation of position / force control architectures under change of force set point

In order to evaluate the performance of each control architectures, the robot was subjected to a force set point change of 11kN in the starting configuration of the welding sequence as illustrated in Figure 3.122(a), with the FSW end-effector tool axis pointing downward and tool pin located at coordinate $[x, y, z]=[1700 \text{ mm}, -1000 \text{ mm}, 500 \text{ mm}]$. For the same test case, the force response characteristics of each of the three different hybrid force / position control architectures were obtained and analyzed. The simulated force responses in the FSW tool depth direction obtained with the three linear control schemes are presented in Figure 3.11.

The parallel hybrid force / position control structure with purely force controlled tool depth, as described in Eq. (3.7), exhibits the shortest 5% response time, approximately 370 ms, with an negligible residual static error after 500 ms. The response shows very little sensitivity to the modeled dynamic perturbation simulating the force variations induced by the tool rotation. On the other hand, this response presents an overshoot of almost 24% of the nominal force.

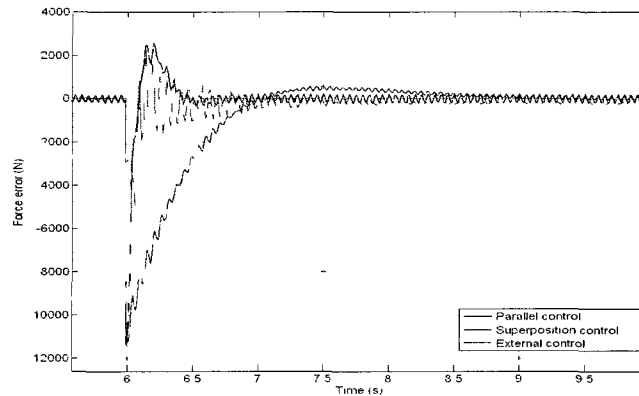


Figure 3.11. Simulated force response in the FSW tool depth direction to a 11 kN force set point change for the 3 hybrid linear force/position control architectures presented in Section 3.2, and evaluated using the developed MatLAB/Simulink multi-rate dynamical simulation.

The partially decoupled hybrid force / position control structure with superposed control in the tool depth direction, cf. Eq. (3.8), also exhibits a fast response time, of approximately 580 ms, with an force response overshoot of approx. 20%. Its response is characterized by some oscillations induced by the tool rotation that may stem from the overlapping of the position and force-controlled subspaces in the tool depth direction. Although these oscillations are rapidly damped, a static error with amplitude approx. 200 N remains, illustrating the influence of the integrator gains in the position control feedback loop.

The hybrid external force / position control structure with cascaded control loops in the tool depth direction, described in Eqs. (3.9) and (3.10), exhibits the slowest response time, with a 5% settling time of 860 ms. It can be explained by the fact that the feedback signal has to be treated through two successive control laws, each being associated with its own response time. However, this response exhibits an interesting overshoot of only 4.5%, with a static error converging to zero and a good resilience to the oscillation due to the rotation of the tool that are limited to a 50N amplitude.

In conclusion, the latter controller is selected and in the upcoming sections of the paper, all simulations were conducted using the hybrid external force / position control structure.

3.5.2 Simulation of robotic friction stir lap welding of 7075-T6 stringers on 2024-T3 aircraft component skin

Multiple applications of FSW using the KR500 MT serial industrial robot can be implemented and analyzed using the high fidelity dynamic simulation developed in this paper. In order to illustrate the challenges associated with the use of high payload serial industrial robots and the opportunities offered by the new simulation platform, an application of robotic FSW is now presented that is representative of aerospace assembly applications. The two welding sequences involve FSW of 7075-T6 stringers on a 2024-T3 aircraft skin in lap configuration and the complete multi-axial load case illustrated in Figure 3.3(b), with a 18kN force in the tool depth direction.

The first welding sequence is shown in Figure 3.122(a). It involves a progression of the tool pin along the stringer of a total 2000 mm distance in the +Y direction, with the FSW end-effector tool axis pointing downward and a starting configuration located at coordinate $[x, y, z]=[1700 \text{ mm}, -1000 \text{ mm}, 500 \text{ mm}]$. The second welding sequence, as shown in Figure 3.133(a), involves a progression of the tool pin along the stringer of the same 2000mm distance in the +Y direction, with a 45° tool axis incidence angle and a starting configuration located at coordinate $[x, y, z]=[2000 \text{ mm}, -1000 \text{ mm}, 500 \text{ mm}]$.

These welding sequences were selected to provide insight on the interaction between the industrial robot mechanics, control architecture and heavy process-induced load cases in a large range of robot configurations that are relevant to the planned aerospace assembly applications. As expected, typical issues associated with industrialization of FSW using industrial serial robots can be observed in the simulation results.

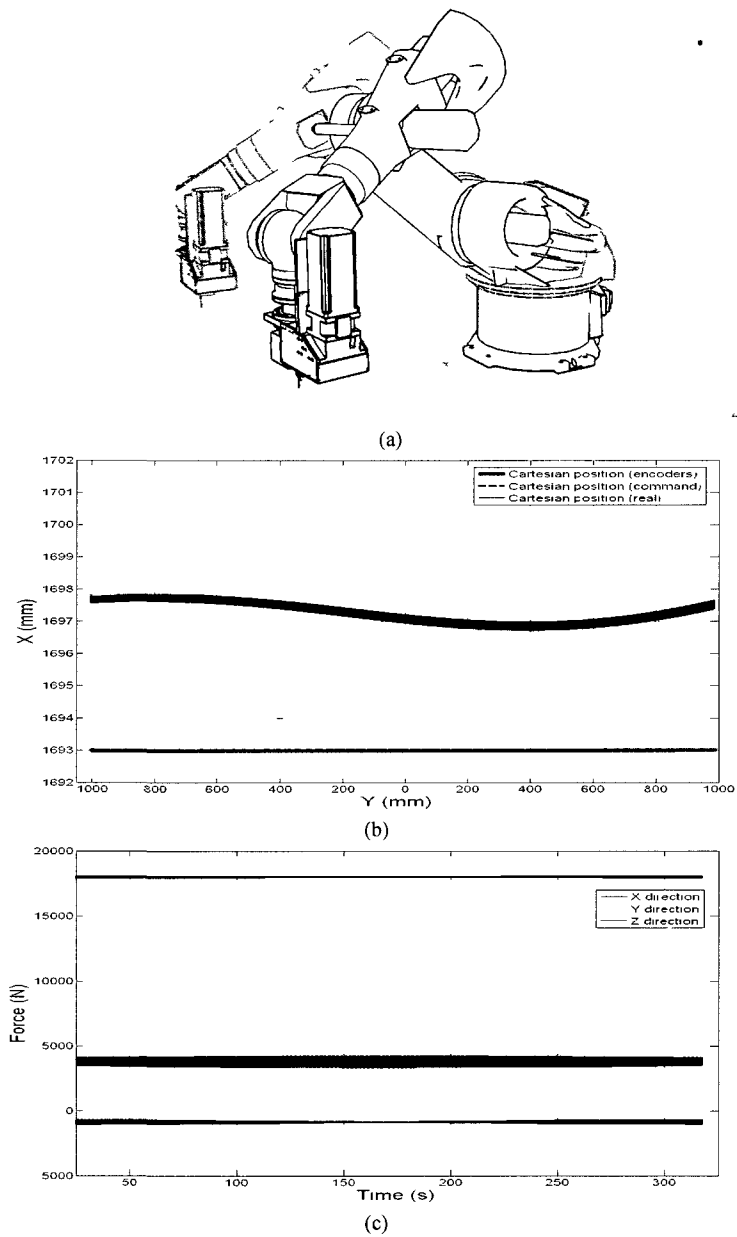


Figure 3.12. Results of the simulation of the robotic FSW of 7075-T6 stringer on a 2024-T3 aircraft component skin. The welding sequence involves a progression of the tool pin along the stringer of a total 2000mm distance in the +Y direction, with the FSW end-effector tool axis pointing downward and a starting point at coordinate $[x, y, z]=[1700 \text{ mm}, -1000 \text{ mm}, 500 \text{ mm}]$. (a) Illustration of the robot postures at the starting (transparent) and final configurations. (b) Simulated tool pin x,y-trajectory. (c) Cartesian forces applied on the FSW tool.

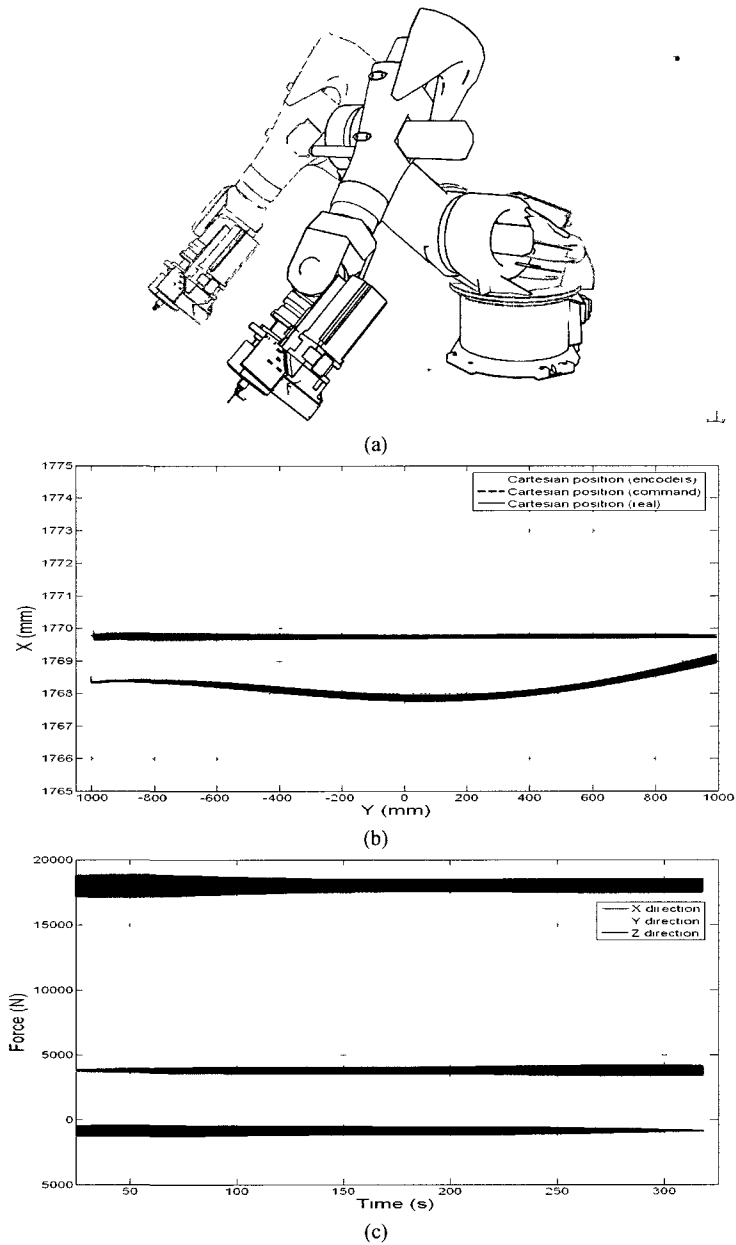


Figure 3.13. Results of the second simulation of the robotic FSW of 7075-T6 stringer on a 2024-T3 aircraft component skin. The welding sequence involves a progression of the tool pin along the stringer of a total 2000mm distance in the +Y direction, with the FSW end-effector presenting a 45° incidence angle and a starting configuration located at coordinate $[x, y, z]=[2000 \text{ mm}, -1000 \text{ mm}, 500 \text{ mm}]$. (a) Illustration of the robot postures at the starting (transparent) and the final configurations. (b) Simulated tool pin x,y-trajectory expressed in the operational frame. (c) Cartesian forces applied on the FSW tool.

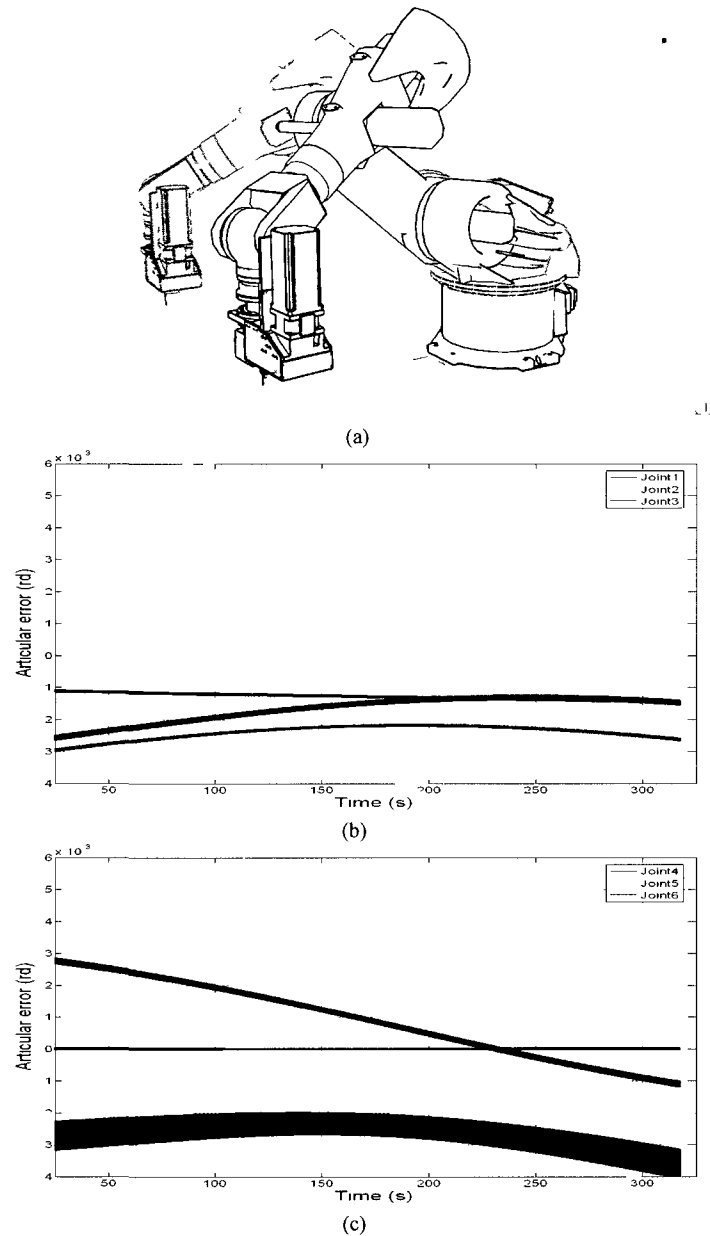


Figure 3.14. Results of the simulation of the robotic FSW of 7075-T6 stringer on a 2024-T3 aircraft component skin. The welding sequence involves a progression of the tool pin along the stringer of a total 2000mm distance in the +Y direction, with the FSW end-effector tool axis pointing downward and a starting point at coordinate $[x, y, z]=[1700 \text{ mm}, -1000 \text{ mm}, 500 \text{ mm}]$. (a) Illustration of the robot postures at the starting (transparent) and final configurations. (b) Simulated articular deformations (difference between encoder readings and real coordinate for joints 1, 2 and 3 and (c) joints 4, 5 and 6.

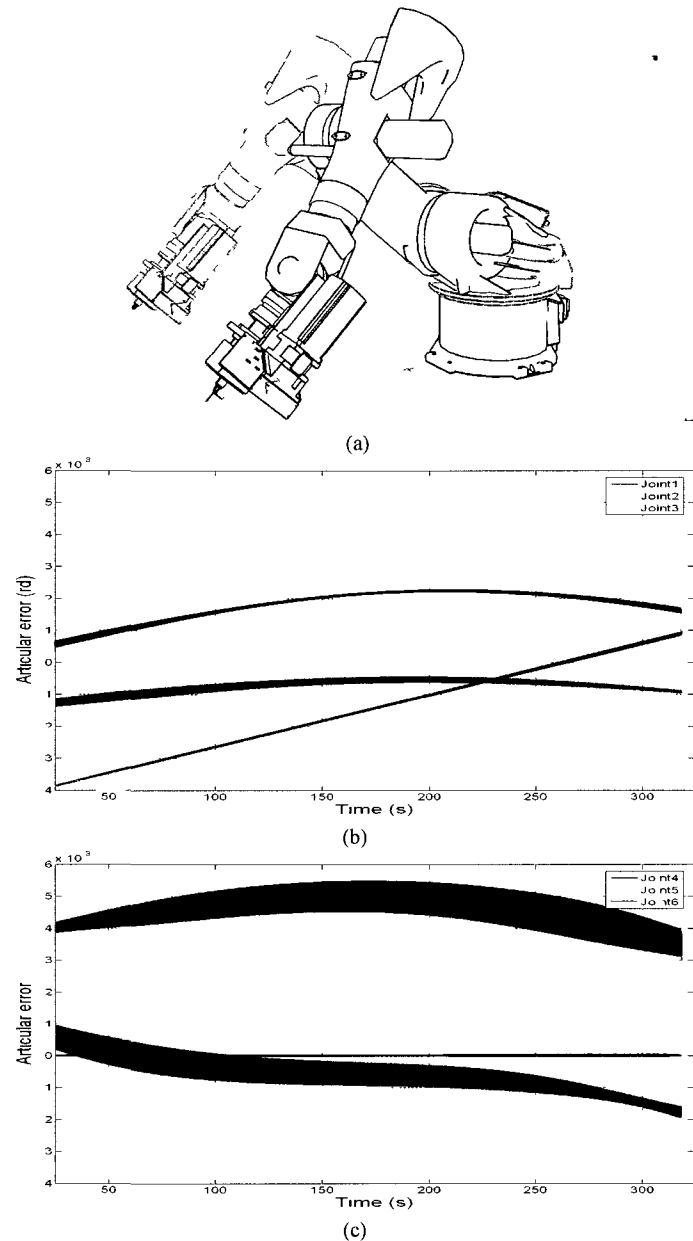


Figure 3.15. Results of the second simulation of the robotic FSW of 7075-T6 stringer on a 2024-T3 aircraft component skin. The welding sequence involves a progression of the tool pin along the stringer of a total 2000mm distance in the +Y direction, with the FSW end-effector presenting a 45° incidence angle and a starting configuration located at coordinate $[x, y, z]=[2000 \text{ mm}, -1000 \text{ mm}, 500 \text{ mm}]$. (a) Illustration of the robot postures at the starting (transparent) and the final configurations. (b) Simulated articular deformations for joints 1, 2 and 3 and (c) joints 4, 5 and 6.

3.5.3 Sensitivity to FSW tool dynamics

During both welding sequences, simulation results displayed in Figure 3.122(c) and Figure 3.133(c) show that the industrial serial robot is capable of maintaining the desired constant force level on the welded material, thanks to the force control in the tool depth direction. It can be seen that the amplitudes of the envelopes of the achieved normal force level vary depending on the robot configurations. These amplitudes have very low sensitivity to force variations induced by the tool rotation when the FSW end-effector tool axis is pointing downward [Figure 3.122(c)] but a noticeably larger envelope when the end-effector is used with a 45° incidence angle [Figure 3.133(c)]. The larger sensitivity of the force feedback loop to the FSW tool dynamics was observed in welding sequences where robot configurations are in the vicinity of singular postures characterized by collinear 4th and 6th joint axes. These observed simulated phenomena provided some valuable guidelines on how to appropriately locate the aerospace component jig in the robot workspace.

Also interestingly, both welding sequences showed well contained oscillations, within aerospace component assembly tolerances, in the achieved tool pin positions [Figure 3.122(b) and Figure 3.133(b)]. The latter can be explained partially by the damping in the robot joints and mostly by the effect of the process viscosity that acts as a supplementary physical continuous-time damping factor.

3.5.4 Lateral FSW tool deviations

As seen in the previous subsection, the force control feedback makes the elastic deformations of the robot joints less critical to the process on the tool depth direction. In the welding plane, however, these deformations are not seen by the joint encoders, they are uncontrolled and depend on the induced load case and solicited robot configurations. In the case of both simulated welding sequences, these lateral tool deviations can be observed by comparing the *real* FSW tool position computed using the robot forward dynamics with the theoretical tool pin trajectory. In the first welding sequence shown in Figure 3.122(b), lateral tool deviations of up to 5mm amplitude were observed, illustrating the difficulties of the robot to follow the planned trajectory at this level of solicitations. Lateral tool deviations in the case of the second welding sequence can be observed in Figure 3.133(b). Although the torques on the axes of the

spherical wrist are globally low, the induced deformations on the joints are interestingly of the same order of magnitude as those on the first three joints, as depicted in Figure 3.14(b,c) and Figure 3.15(b,c), which can be easily explained by the lower stiffness of the wrist joints. In-depth analysis of the robot instantaneous kinematics mapping articular errors into Cartesian positional / orientational errors shows, however, that most of the lateral tool deviations stem from deformations of the proximal joints.

The observed process-induced phenomena motivated the authors to synthesize additional feedback control loops to compensate effects of static and dynamic perturbations. The feedback loops were implemented in the simulation platform for complete certification prior to final integration on the physical test-bed.

3.6 Conclusion and future investigations

The developed simulation infrastructure allowed the analysis of the dynamic interaction between the serial industrial robot mechanics, control architecture and FSW manufacturing process. A performance evaluation of three hybrid force / position control architectures was conducted and simulation results were presented in the context of the robotic friction stir lap welding of 2000 mm stringers on a 2024-T3 aircraft component skin with two different FSW tool axis orientation angles. Both simulated welding sequences showed critical process-induced perturbations such as tool oscillations and lateral tool deviations. Recently, the presented simulation platform was used for the validation of advanced real-time feedback control laws for robust handling of critical process-induced perturbations.

Ongoing works of NRC Aerospace research team pertains to the implementation of the aforementioned advanced control feedback loops on the robotic FSW test-bed located at the Aerospace Manufacturing Technology Centre. Other ongoing activities focus on the detailed design of the robotic FSW system for welding large scale aircraft structural elements, including the optimization of the process parameters and the reduction of the load cases.

4 Aspects méthodologiques et résultats complémentaires

4.1 Cartographie des capacités en force du robot dans son espace de travail

Afin d'établir le positionnement des échantillons que l'on souhaitait souder lors de la simulation, il était nécessaire de valider la capacité du robot à délivrer les efforts requis par le FSW dans la région de l'espace de travail utilisée. Pour ce faire, une cartographie des capacités en force du robot a été établie sur la base des couples maximaux admissibles par le robot dans sa version modifiée (voir annexe A). Pour une force F appliquée dans la direction de l'axe de rotation de l'outil on évalue les couples associés sur les articulations [10]:

$$\boldsymbol{\tau} = \mathbf{J}^T \mathbf{w}. \quad (4.1)$$

On détermine alors la force maximale F_{\max} qui peut être générée par le robot sans qu'une des composantes de $\boldsymbol{\tau}$ ne dépasse le couple maximal admissible par l'articulation correspondante. On peut ainsi obtenir cette valeur dans l'ensemble de l'espace de travail du robot (Figure 4.1).

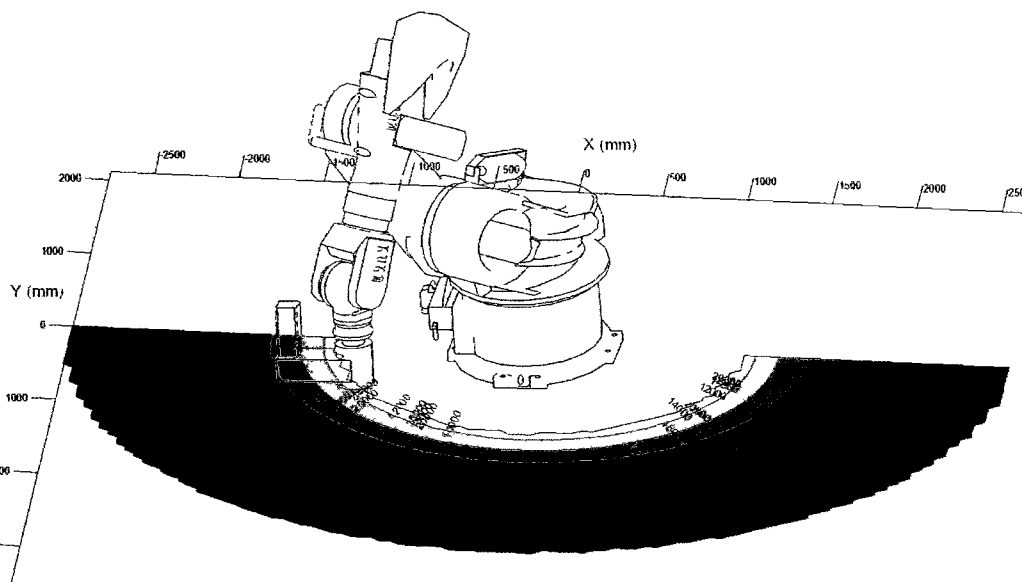


Figure 4.1. Cartographie des efforts maximaux délivrables par le robot non modifié (outil vertical) à $z = 0$. Les distances sont en mm et les efforts en N.

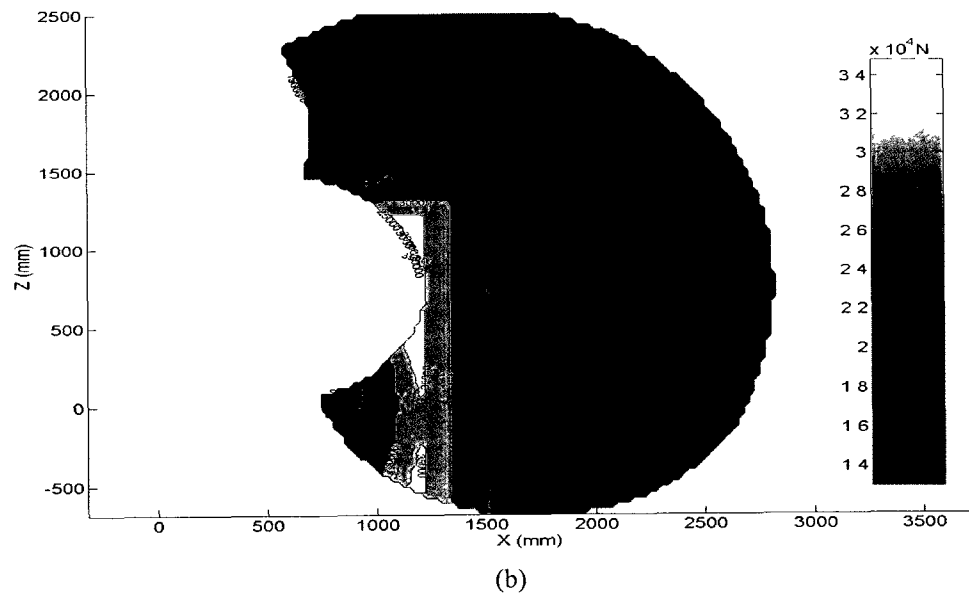
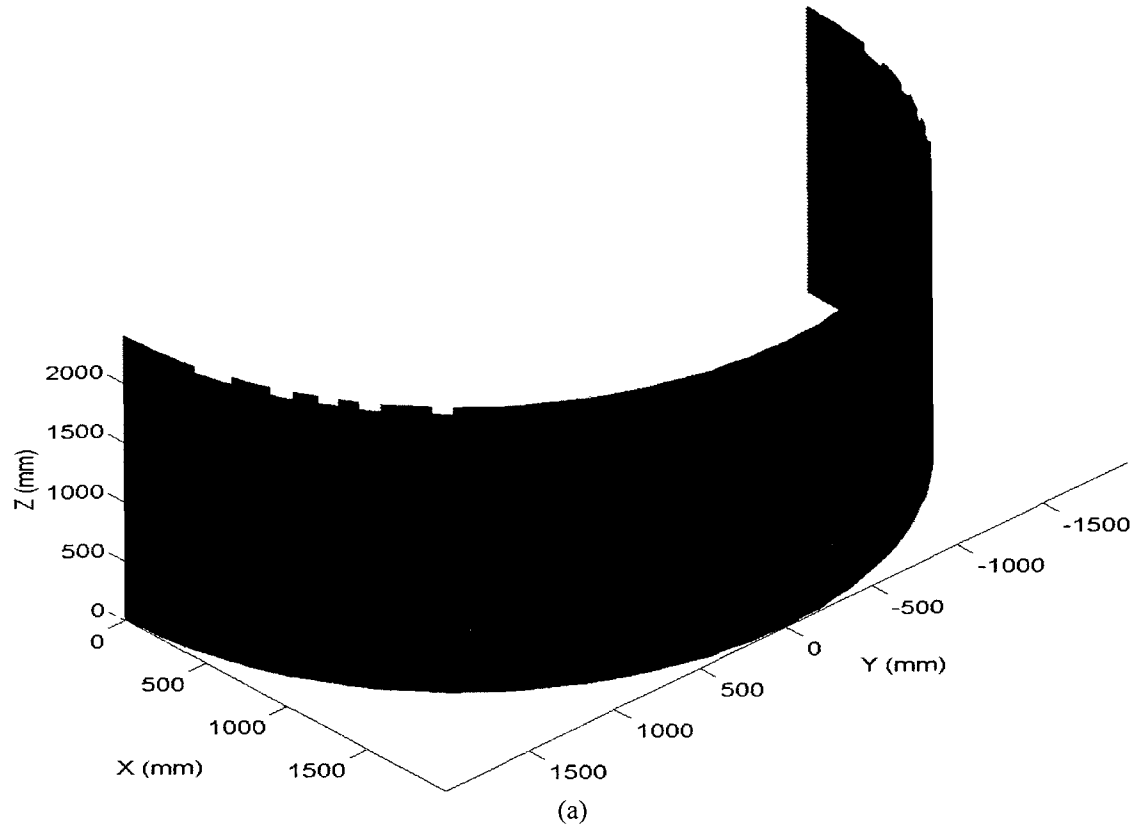
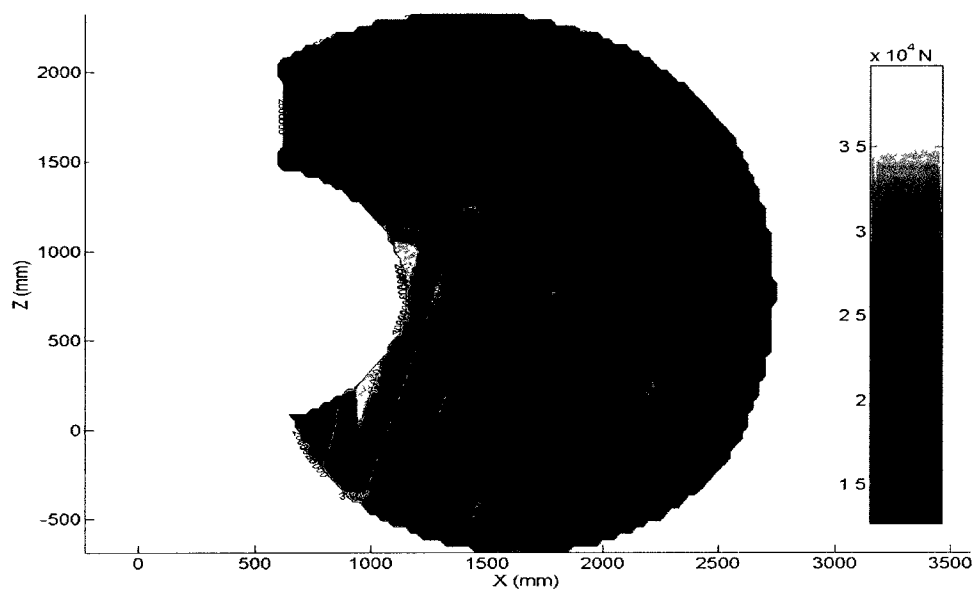
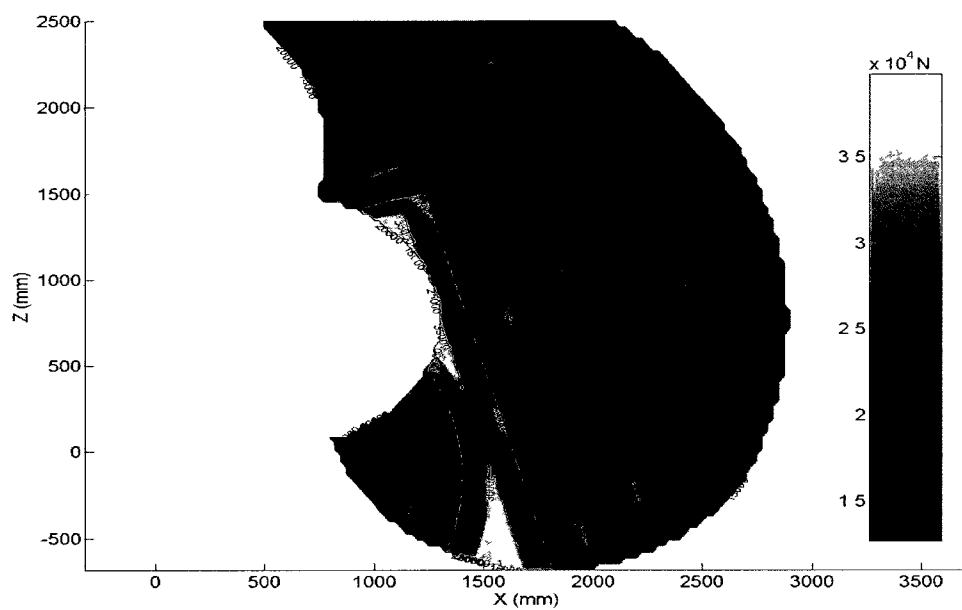


Figure 4.2. (a) Représentation en trois dimensions de la surface d'iso-capacité de force du robot à 18 kN pour un axe de l'outil orienté selon $-\mathbf{e}_Z$. (b) Force pouvant être générée par le robot selon $-\mathbf{e}_Z$ pour le plan $y = 0$.



(a)



(b)

Figure 4.3. (a) Force pouvant être générée par le robot selon un axe formant un angle de $+15^\circ$ avec $-\mathbf{e}_z$ autour de \mathbf{e}_y pour le plan $y = 0$. (b) Force pouvant être générée par le robot selon un axe formant un angle de -15° avec $-\mathbf{e}_z$ autour de \mathbf{e}_y pour le plan $y = 0$.

Il faut noter que cette valeur ne tient pas compte de l'influence du poids des membrures ou des systèmes de compensation de ce poids présents sur le robot, le poids de l'effecteur est cependant pris en compte.

Dans le cas de l'application envisagée (cf. 3.1.1), on sait que le point critique pour la faisabilité du procédé est l'effort dans la direction de l'axe de l'outil qui doit être de 18 kN. Grâce à l'équation (4.1), on peut représenter l'enveloppe de l'espace de travail du robot à l'intérieur de laquelle sa capacité excède 18 kN (Figure 4.2). Cette enveloppe délimite alors un volume au sein de l'espace de travail dans lequel il peut générer la force nécessaire au procédé. À noter que pour les Figure 4.2 (b) et Figure 4.3, la cartographie est identique pour tous les plans contenant l'axe 1 du robot, à cause de l'axisymétrie autour de cet axe. Sur ces figures, il apparaît également que pour la majeure partie de l'espace de travail, l'articulation limitatrice vis-à-vis de la force maximale est la deuxième articulation. En effet on s'aperçoit que plusieurs courbes d'iso-force suivent les courbes d'iso-moment de cette force sur l'axe deux. Ainsi une rotation de l'outil autour de \mathbf{e}_y dans le plan $y=0$ implique une rotation similaire de la cartographie de capacité de force (Figure 4.3).

On identifie ainsi une plage de faisabilité du cas de charge dicté par le procédé pour des soudures partant des coordonnées $[x, y, z] = [1700 \text{ mm}, -1000 \text{ mm}, 500 \text{ mm}]$ et finissant en $[x, y, z] = [1700 \text{ mm}, 1000 \text{ mm}, 500 \text{ mm}]$ pour un outil orienté selon $-\mathbf{e}_z$, ainsi que pour une soudure tournée de 45° autour de \mathbf{e}_y entre $[x, y, z] = [2000 \text{ mm}, -1000 \text{ mm}, 500 \text{ mm}]$ et $[x, y, z] = [2000 \text{ mm}, 1000 \text{ mm}, 500 \text{ mm}]$. Ce sont ces deux trajectoires de soudure qui ont été choisies pour les simulations exposées dans le chapitre 3.

4.2 Identification du modèle visco-élastique du FSW.

L'objectif de ce modèle de FSW était non pas de retranscrire les réactions en terme d'efforts du procédé quelque soient les conditions et paramètres de soudure (par exemple la taille de l'outil, sa vitesse d'avance ou encore sa profondeur dans la matière), mais plutôt de posséder un outil permettant de simuler ces efforts autour de paramètres nominaux. Ainsi dans cette étude, la soudure doit être effectuée à une vitesse d'avance de 6,67 mm/s, l'outil tournant

à 600 tr/min, un effort d'enfoncement dans la matière de 18 kN et enfin, l'utilisation d'aluminium 2024. C'est donc à partir de ces paramètres que le modèle a été développé.

Le modèle décompose le procédé en deux composantes. D'un côté, un modèle pour les efforts dans la direction d'enfoncement, critique pour le développement du contrôle en force. De l'autre, un modèle pour les efforts dans les directions du plan de soudure (Figure 4.4).

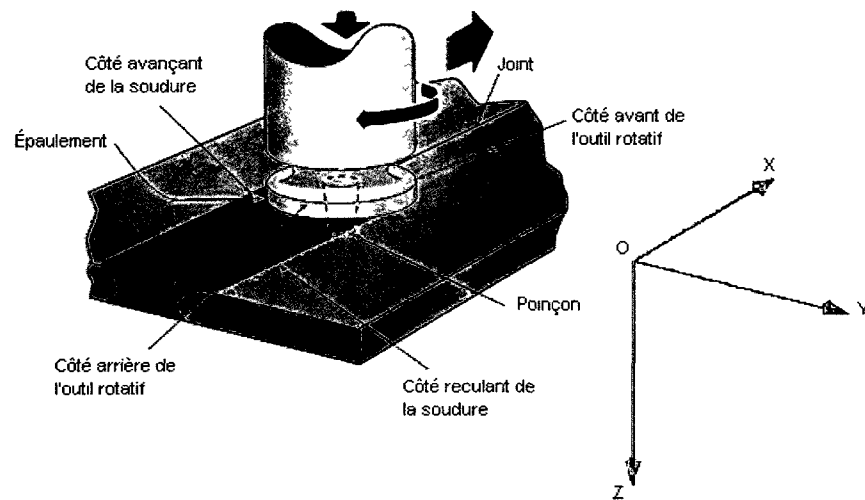
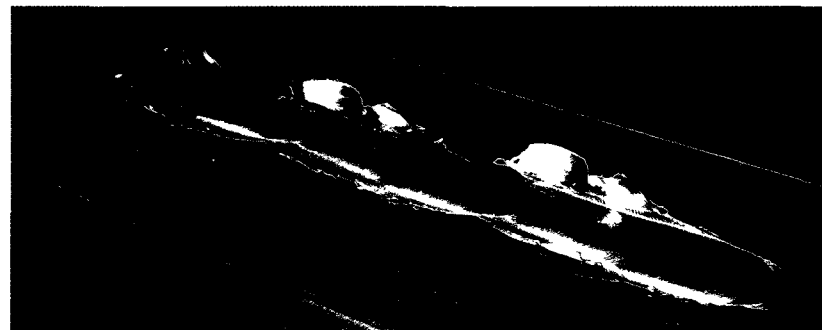


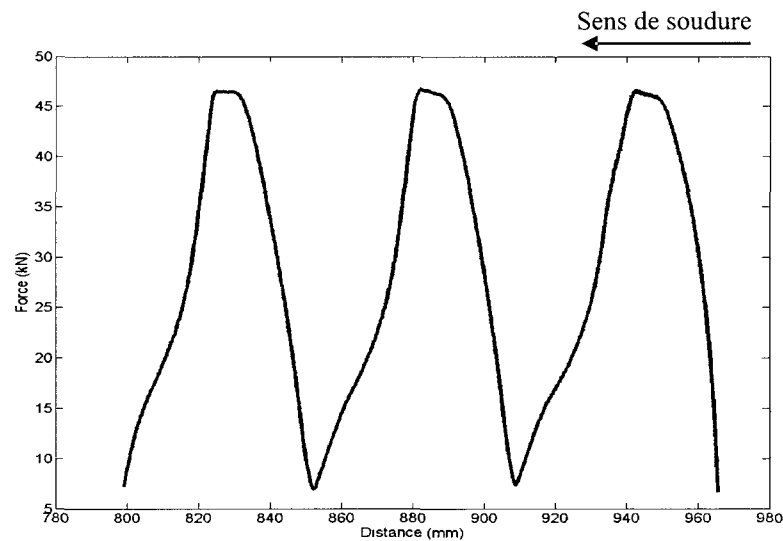
Figure 4.4. Schéma du principe du FSW avec le repère opérationnel associé employé lors de la modélisation du procédé.

4.2.1 Modélisation du procédé dans la direction d'enfoncement de l'outil

Dans la simulation, deux paramètres liés à l'enfoncement de l'outil sont susceptibles de varier, l'enfoncement z et la vitesse d'enfoncement \dot{z} (Figure 4.4). Un ensemble de tests a donc été réalisé à l'aide de la machine à commande numérique de FSW du CTFA afin de déterminer l'influence de ces paramètres sur la réaction du procédé et tenter d'identifier un modèle visco-élastique. Dans un premier temps une série de soudure à enfoncement constant variant entre 0 et 1 mm a été réalisée afin de déterminer une raideur du procédé. Ensuite les soudures ont été effectuées à une vitesse d'enfoncement constante variant entre -0,17 mm/s et 0,17 mm/s, pour en déduire une viscosité équivalente du procédé (Figure 4.5).



(a)



(b)

Figure 4.5. Essai de FSW sur une plaque d'aluminium 2024 à profondeur variant de 0.1 mm à 1 mm avec une vitesse d'enfoncement de ± 0.09 mm/s réalisé sur la machine outil du CTFA. (a) Photographie de l'échantillon. (b) Efforts dans la direction d'enfoncement dans la matière.

Les résultats des soudures à enfoncements constants montrent une raideur du procédé relativement constante jusqu'à 0,6 mm de profondeur. Ensuite, elle diminue car l'effort se stabilise à 32 kN (cf. Figure 4.6). On compare par la suite les efforts détectés sur des soudures à vitesse d'enfoncement constante avec les efforts à vitesse nulle précédemment calculés, pour mettre en évidence l'incidence de la viscosité. Clairement on distingue sur les relevés expérimentaux illustrés Figure 4.6, un effort plus important de l'outil lors de la descente dans

le matériau et un effort moindre lors de la remontée synonyme d'un effet de succion du procédé. On soustrait alors la composante élastique aux efforts relevés que l'on divise ensuite par la vitesse d'enfoncement employée pour identifier une viscosité $\nu_z(z, \dot{z})$ fonction de la profondeur et du sens de progression dans la matière. On obtient finalement un modèle pour l'effort F_z dans la direction de l'enfoncement de la forme :

$$F_z = E(z) + \nu_z(z, \dot{z})\dot{z}. \quad (4.2)$$

où $E(z)$ est la composante élastique identifiée par les essais à profondeur constante, interpolée entre les points d'essai.

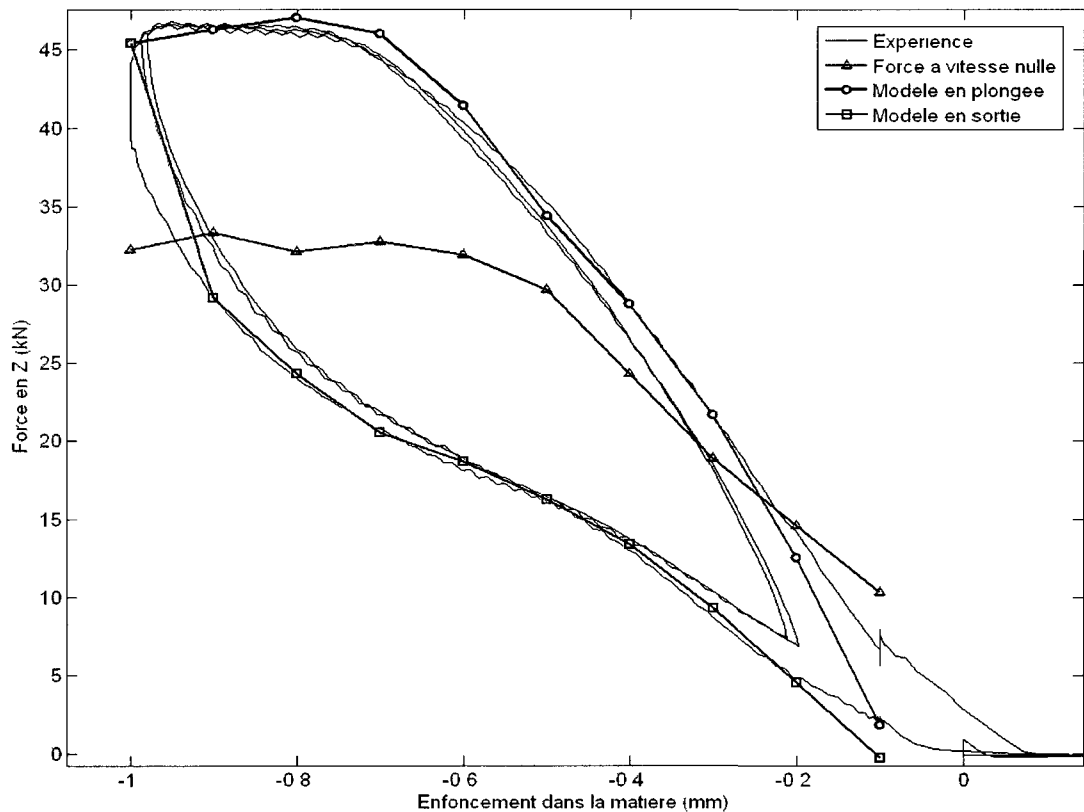


Figure 4.6. Comparaison modèle/expérience dans la direction d'enfoncement dans la matière.

z (mm)	0	-0,1	-0,2	-0,3	-0,4	-0,5	-0,6	-0,7	-0,8	-0,9	-1,0
E (kN)	0	10,3	14,6	18,9	24,3	29,7	31,9	32,8	32,1	33,3	32,2
v_z en descente ($\cdot 10^6$ N/m.s $^{-1}$)	0	-40,0	-9,6	13,5	21,4	22,5	45,5	63,7	71,6	62,3	63,2
v_z en remontée ($\cdot 10^6$ N/m.s $^{-1}$)	0	-50,3	-47,9	-45,9	-52,1	-64,3	-63,5	-58,3	-37,3	-19,6	63,2

Tableau 4.1. Valeurs des paramètres du modèle de FSW dans la direction d'enfoncement.

Sur la Figure 4.6 on distingue que le modèle reste très proche des valeurs relevées lors des expérimentations, que ce soit lors de la plongée ou bien lors de la sortie matière. On distingue également la composante due à la viscosité en comparant les courbes du modèle aux essais à vitesse d'enfoncement nulle (effort purement élastique), en particulier l'effet collant du procédé lors de la sortie du matériau qui diminue de manière significative la force.

4.2.2 Modélisation du procédé dans le plan de la soudure

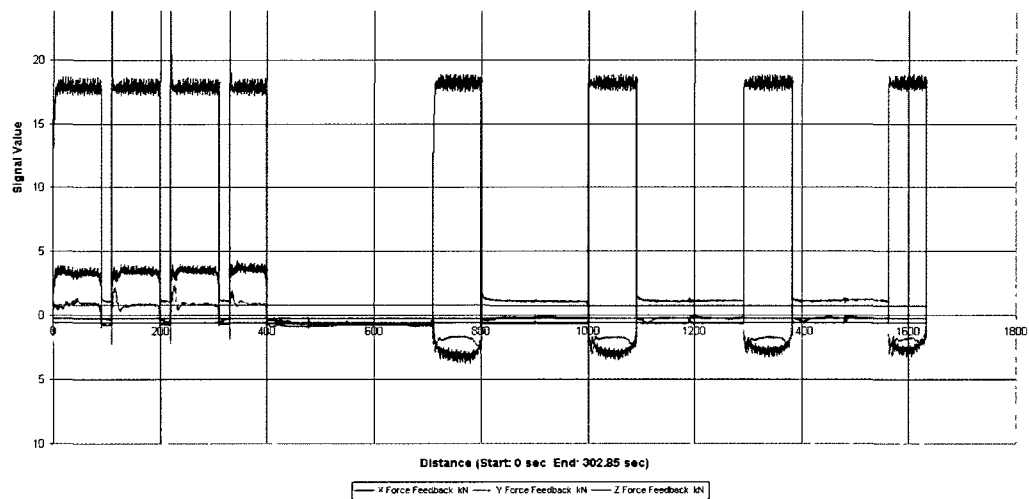
Dans la simulation, la modélisation du procédé dans le plan de la soudure doit permettre de retranscrire les efforts dus à l'avance, mais doit également pouvoir décrire les réactions du procédé à des petites oscillations ou déviations de l'outil. Un modèle plus ambitieux, qui décrirait les réactions du procédé quelque soit les mouvements de l'outil dans le plan de soudure, avait dans un premier temps été envisagé. Cependant, il est apparu lors des premières expérimentations que les phénomènes en jeu étaient bien trop complexes pour être traduits dans un modèle simple. En particulier, l'influence du réchauffement asymétrique entre le côté en retrait et le côté d'avance de l'outil oblige, lors des changements de directions, à prendre en compte les variations du champ de température autour du procédé. Une telle modélisation aurait nécessité de très nombreuses expériences et surtout l'application dans la simulation n'obligeait pas à un tel niveau de détail étant donné que l'on s'intéresse qu'à une soudure droite à paramètres à constants (forme de l'outil, vitesse de rotation, d'avance, force appliquée, matériau utilisé constants).

Deux sources de données expérimentales ont été employées pour identifier un modèle. En premier lieu, des essais de soudure par superposition (identique à l'application finale envisagée, Figure 4.7) réalisés sur la machine-outil du CTFA nous a permis d'établir le cas de charge que subissait l'outil dans le plan de la soudure en régime permanent.

Dans un second temps, une série d'essais a été menée pour tenter d'identifier une viscosité propre au procédé dans le plan de la soudure. Pour ce faire, nous avons fait varier la vitesse d'avance dans le matériau de l'outil ainsi que sa direction d'avance (Figure 4.8).

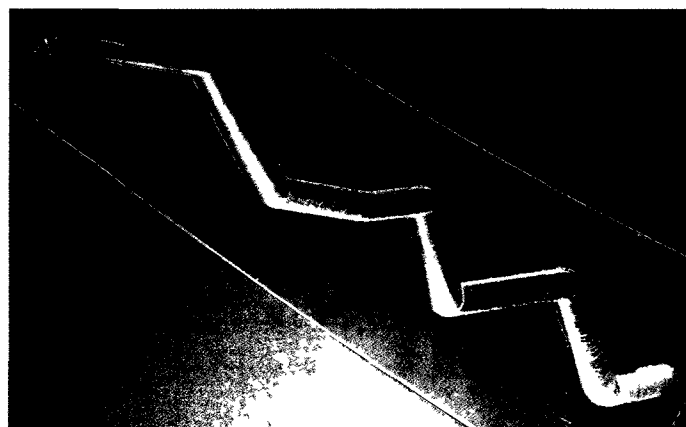


(a)

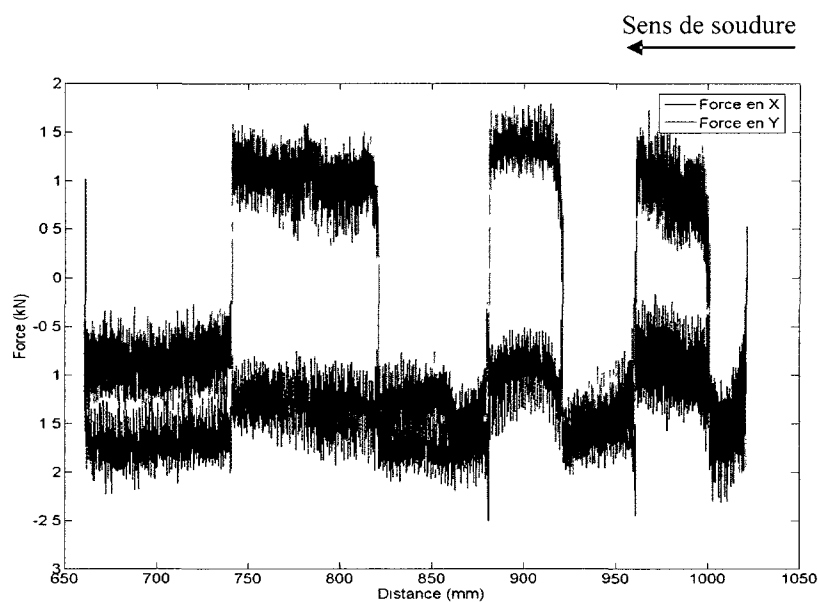


(b)

Figure 4.7. (a) Soudure par superposition d'un lisse de 1,5 mm en aluminium 7075-T6 sur une peau de 2,3 mm en 2024-T3. (b) Forces relevées sur l'outil dans le repère opérationnel.



(a)



(b)

Figure 4.8. Essai de FSW sur une plaque d'aluminium 2024 à vitesse d'avance en x constante valant 6,67 mm/s et à vitesse transversale de 6,67 mm/s puis 3,33 mm/s réalisé sur la machine-outil du CTFA. (a) Photographie de l'échantillon. (b) Efforts relevés en dans les directions x et y.

Ces essais ont démontré la difficulté à modéliser le procédé de manière simple. En effet, s'il est possible d'identifier une viscosité dans une direction, celle-ci évolue si l'outil change de direction d'avance. Au final, nous avons donc adopté une modélisation basée uniquement sur la vitesse d'avance dans le matériau :

$$\begin{cases} F_x = \nu_x \dot{x}, \\ F_y = \nu_y \dot{x}. \end{cases} \quad (4.3)$$

où ν_x et ν_y sont les viscosités dans les directions d'avance et transversale respectivement (Figure 4.4). Cependant, lors de l'identification de ces viscosités, il est vite apparu :

- Tout d'abord, que si la viscosité est indépendante de la vitesse, le degré de corrélation entre le modèle et l'expérience est parfois mauvais.
- Ensuite, le procédé génère un champ thermique asymétrique par rapport à la ligne de soudure. Cela a pour effet de diminuer les contraintes sur le poinçon si ce dernier dévie vers le côté avançant de la soudure (côté chaud) et inversement d'augmenter les contraintes du côté reculant (côté froid, observable sur la Figure 4.8). Ainsi on ne peut capturer ce phénomène dans un modèle sans modélisation du champ thermique.

Un compromis a donc été envisagé afin que le modèle retranscrive efficacement les contraintes du procédé dans les conditions souhaitées pour la simulation avec un temps de calcul limité. Ainsi, le modèle final est la somme pondérée des résultats de la première série d'essais et du modèle issu de la seconde.

$$\begin{cases} F_x = \alpha F_{xN} + (1 - \alpha) \nu_x \dot{x}, \\ F_y = \alpha F_{yN} + (1 - \alpha) \nu_y \dot{x}. \end{cases} \quad (4.4)$$

où F_{xN} et F_{yN} sont les efforts relevés lors de la première série d'essais et $\alpha < 1$ un coefficient d'équilibrage entre les deux modèles.

De plus, on observe dans les résultats des essais la présence d'oscillations de l'ordre de 500 N de la force, aussi bien dans la direction d'avance que dans la direction transversale, oscillations ayant une fréquence de 10 Hz. Cette fréquence est identique à la fréquence de rotation de l'outil. En observant des essais menés avec un outil sans poinçon (i.e. juste l'épaulement), on remarque que ces oscillations ne sont pas présentes. On peut donc en conclure que les oscillations observées sont uniquement dues à la présence du poinçon sur l'outil. Leur fréquence est ainsi liée à celle de rotation de l'outil.

On complète donc le modèle en incluant une perturbation rotative de 500 N à 600 tr/min modélisée dans le repère opérationnel par :

$$P_X(t) + iP_Y(t) = 500e^{2i\pi 10t} \quad (4.5)$$

où $P_X(t)$ et $P_Y(t)$ sont les perturbations subies par l'outil à l'instant t dans les directions X et Y respectivement. D'où le modèle complet :

$$\begin{cases} F_x(t) = \alpha F_{xN} + (1-\alpha)v_x\dot{x} + 500\cos(2\pi 10t), \\ F_y(t) = \alpha F_{yN} + (1-\alpha)v_y\dot{y} + 500\sin(2\pi 10t). \end{cases} \quad (\text{en N}) \quad (4.6)$$

Paramètre	F_{xN}	F_{yN}	v_x	v_y	α
Valeur	4000 N	1000 N	$2,7 \cdot 10^5 \text{ N/m.s}^{-1}$	$5,0 \cdot 10^4 \text{ N/m.s}^{-1}$	0,9

Tableau 4.2. Valeurs des paramètres du modèle de FSW dans le plan de la soudure.

5 Discussion générale

Cette section complète la section consacrée à l'analyse des résultats de l'article, elle se concentre donc en grande partie sur les conséquences des choix du modèle de procédé qui n'y sont pas évoqués. Comme décrit dans la partie précédente la viscosité du procédé dans la direction de l'enfoncement de l'outil est très élevée, cela a pour conséquence lors de la simulation de l'ensemble du procédé robotisé de stabiliser l'outil dans la matière. Après avoir réalisé des simulations avec la viscosité puis sans, il apparaît que cette dernière limite l'amplitude des vibrations et dans certains cas empêche la simulation de diverger. En effet, le moindre mouvement de l'outil dans la direction de l'enfoncement dans la matière est contré par la force générée par la grande viscosité du procédé. Ce qui est similaire au phénomène collant observé lors de l'expérience. Les vibrations sont ainsi amorties et l'outil quitte plus difficilement la matière. Les sorties intempestives de la matière sont en effet la cause principale des pertes de stabilité de la simulation du fait de la discontinuité induite dans les efforts. Cependant on observe que la présence de viscosité dans le modèle augmente très fortement le temps de calcul, de l'ordre d'un facteur 10.

Dans le plan de la soudure, la construction du modèle permet de laisser s'exprimer les déviations latérales présentes dans la réalité. L'absence de raideur associée à un déplacement dans ce plan en est la cause principale, la viscosité n'ayant comme seule influence de ralentir le phénomène. D'autre part, lors de la soudure les efforts sont cohérents avec ceux des essais expérimentaux menés. Le résultat est d'autant plus fidèle avec la perturbation due à la rotation de l'outil intégrée au modèle. Cela permet d'obtenir des déviations latérales réalistes. Cependant, dès que la vitesse de soudure est différente de la vitesse nominale les efforts ne sont plus représentatifs de la réalité car la partie statique du modèle d'efforts latéraux possède une contribution trop importante. Cette contribution statique suppose également d'intégrer la trajectoire à suivre par l'outil directement dans le modèle de procédé, dans un modèle idéal du procédé ce dernier devrait être indépendant de la trajectoire planifiée.

Conclusion et recommandations

Il est évident que cette étude ne pourra être complétée qu'avec une validation expérimentale. Les expérimentations sont en cours au sein du CTFA et permettront sous peu

de valider les différents composants de la simulation. Une partie importante de cette validation concerne les déviations latérales, dont le calcul, si elles sont bien conformes à la réalité, pourra être implanté dans une structure de compensation permettant d'annuler celles-ci en temps réel d'après les valeurs des efforts relevés par un capteur. Une autre application de la simulation sera ensuite l'optimisation d'une cellule de travail, en particulier l'évaluation des emplacements de l'outillage les plus favorables par rapport au robot et la validation de l'espace de travail en soudage du robot.

Concernant la simulation en elle-même, il se dégage deux pistes principales d'amélioration. En premier lieu la mise au point d'un modèle de procédé plus fidèle dans le plan de la soudure. Il existe beaucoup de travaux de modélisation du procédé mais trop peu restent adaptables à une telle simulation étant données les contraintes dues au temps de calcul. Ce dernier est limité par le très grand nombre de pas de calcul à effectuer. Parmi ceux-là pratiquement tous se concentrent uniquement sur la direction d'enfoncement dans la matière et ne traitent pas les efforts dans le plan de soudure. La seconde piste de travail est le contrôle. Pour la présente étude, des architectures de contrôle simples ont été employées, mais il est parfaitement envisageable de travailler avec des structures non linéaires qui pourraient permettre une meilleure réponse du contrôleur en force ou intégrer une compensation des déviations telle qu'évoquée précédemment. Mais le principal défi en termes de contrôle est la gestion de l'entrée de l'outil dans la matière et de sa sortie, qui par définition introduisent une discontinuité majeure vis-à-vis du contrôle. Beaucoup d'approches sont à évaluer : la forme de la transition entre un contrôle en position et un contrôle hybride force / position, le moment où doit intervenir cette transition, hors de la matière, dès l'entrée dans la matière ou encore une fois stabilisé dans la matière.

Il apparaît au final qu'une large plage de faisabilité existe pour le FSW utilisant des robots sériels industriels. Les améliorations envisagées pour la simulation permettront l'intégration sur le système réel de contrôleurs optimisés et d'employer le robot dans les configurations les plus favorables en limitant le nombre d'expérimentations réelles afin de réaliser des soudures parfaites au premier essai. Il ne fait aucun doute que le procédé robotisé parviendra aux chaînes de production d'aéronefs dans les prochaines années profitant à la fois de la maturité grandissante du procédé et du fait que les grands acteurs de l'aéronautique se tourne de plus en plus vers des solutions automatisées pour leur lignes d'assemblage.

Références

- [1] W. M. Thomas, E. D. Nicholas, J. C. Needham, M. G. Church, P. Templesmith, et C. J. Dawes. International Patent Application no. PCT/GB92/02203 and UK Patent Application no. 9125978.9, 1991.
- [2] Weman et Klas, *Welding processes handbook*, New York: CRC Press LLC, ISBN 0-8493-1773-8, pp. 26, 2003
- [3] L. Dubourg, F.- O. Gagnon, F. Nadeau, L. St-Georges et M. Jahazi, “Process Window Optimisation for FSW of Thin and Thick Sheet Al Alloys using Statistical Methods”, 6th symposium of Friction stir welding, St-Sauveur, QC, Canada, 10-13 octobre 2006.
- [4] H. Takahara, Y. Motoyama, M. Tsujikawa, S. Oki, S.W. Chung, et K. Higashi, “Allowance of Deviation and Gap in Butt Joint on Friction Stir Welding”, *Advanced Materials Research*, vols. 15-17 pp. 375-380, 2007.
- [5] V. Strombeck, C. Shilling, et J. F. D. Santos. “Robotic friction stir welding - tool technology and applications”, 2nd International Friction Stir Welding Symposium, Gothenburg, Suède, 2000.
- [6] G. Voellner, O. Kellenberger, D. Lohwasser, et J. Silvanus. “3-Dimensional Friction Stir Welding using a Modified High Payload Robot”, 6th International Friction Stir Welding Symposium, St-Sauveur, Canada, 10-13 octobre 2006.
- [7] R. Crawford, G.E. Cook, A. M. Strauss et D. A. Hartman. “Modelling of friction stir welding for robotic implementation”, *International Journal of Modelling, Identification and Control*, vol. 1, no. 2, pp. 101–106, 2006.
- [8] M. Soron et I. Kalaykov. “A Robot Prototype for Friction Stir Welding”, *IEEE International Conference on Robotics, Automation and Mechatronics, RAM*, Bangkok, Thaïlande, décembre 2006.
- [9] X. Zhao, P. Kalya, R. G. Landers, et K. Krishnamurthy “Design and Implementation of a Nonlinear Axial Force Controller for Friction Stir Welding Processes”, *Proceedings of the 2007 American Control Conference*, New York City, USA, 11-13 juillet 2007.

- [10] J. Angeles, "Fundamental of Robotic Mechanical Systems: Theory, Methods and Algorithms", Springer, New York, deuxième édition, 2004.
- [11] T.W. Nelson, "Friction Stir Welding-A brief Review and Perspective for the Future", Friction stir welding and processing III, San Francisco, CA, USA, TMS (The Minerals, Metals & Materials Society), pp. 149-159, 13-17 février 2005.
- [12] N.G. Tretyak, "Friction Stir Welding of Aluminium Alloys (Review) ", Paton Welding Journal, Vol. 7, pp. 10-18, 2002.
- [13] T. Shinoda, "Recent Topics of FSW Technology in Japan", Welding in the World, Vol. 47, pp. 18-23, 2003.
- [14] S.W. Kallee, W.M. Thomas, E.D. Nicholas, "Friction Stir Welding of Lightweight Materials", Magnesium Alloys and their Applications, Munich, pp. 175-190, Germany, 26-28 septembre 2000.
- [15] S.W. Kallee, W.M. Thomas, E.D. Nicholas, "Application of Friction Stir Welding for Aluminium Aerospace Components", Advanced Aerospace Materials, 19th European Conference of Materials for Aerospace Applications, Munich, Germany, pp. 33-40, 6-8 décembre 2000.
- [16] J.Q. Su, T.W. Nelson, R. Mishra, M. Mahoney, Acta Materialia, Vol. 51, pp. 713-729, 2003.
- [17] M.A. Sutton, B. Yang, A.P. Reynolds, R. Taylor, "Microstructural Studies of Friction Stir Welds in 2024-T3 Aluminum", Materials Science and Engineering A, Vol. 323, pp. 160-166, 2002.
- [18] S.R. Sharma, R.S. Mishra, J.A. Baumann, R.J. Lederich, R. Talwar, "Microstructural Characterization of a FSW 7050 Al Alloy", Friction Stir Welding and Processing II, San Diego, CA, USA, TMS (The Minerals, Metals & Materials Society), pp. 209-217, 2-6 mars 2003.
- [19] R.V. Preston, H.R. Shercliff, P.J. Withers, C. Smith, Acta Materialia, Vol. 52, pp. 4973-4983, 2004.
- [20] P.A. Colegrove, H.R. Shercliff, Science and Technology of Welding and Joining, Vol. 8, pp. 360-368, 2003.
- [21] L. Cederqvist, A.P. Reynolds, Welding Journal, Vol. 80, pp. 281-287, 2001.

- [22] J. Arbegast, "Using Process Forces as a Statistical Process Control Tool for Friction Stir Welds", Friction stir welding and processing III, San Francisco, CA, USA, TMS (The Minerals, Metals & Materials Society), pp. 193-204, 13-17 février 2005.
- [23] D. Bolser, R. Lederich, R. Talwar, J. Baumann, *Welding in the World*, Vol. 48, pp. 255-259, 2004.
- [24] M.J. Brooker, D. van, S.W. Kallee, P.D. Sketchley, "Applying Friction Stir Welding to the Ariane 5 (space launch vehicle) Main Motor Thrust Frame", 2nd International Symposium of Friction Stir Welding, Gothenburg, Suède, Abington, 26-28 juin 2000.
- [25] R. Talwar, D. Bolser, R.J. Lederich, J. Baumann, "Friction Stir Welding of Airframe Structures", 2nd International Symposium of Friction Stir Welding, Gothenburg, Suède, Abington, 26-28 juin 2000.
- [26] L. Dubourg, A. Merati, M. Jahazi, "Manufacturing of Aircraft Panels by Friction Stir Lap Welding of 7075-T6 Stringers on 2024-T3 Skin: Process Optimization and Mechanical Properties", 7th International Friction Stir Welding Symposium, Awaji Island, Japon, 20-22 mai 2008.
- [27] M. Skinner, R.L. Edwards, "Improvements to the FSW Process using the Self-Reacting Technology", *Materials Science Forum* Vols. 426-432, pp. 2849-2854, 2003.
- [28] B.J. Dracup, W.J. Arbegast. "Friction Stir Welding as a Rivet Replacement Technology", *Proceedings of the 1999 SAE aerospace automated fastening conference & exposition*, Memphis, 5-7 octobre 1999.
- [29] B. Christner, J. McCoury, "Development and Testing of Friction Stir Welding (FSW) as a Joining Method for Primary Aircraft Structure", Fourth international FSW symposium, Park City, Utah, 14-16 mai 2003.
- [30] C. Smith, J. Hinrichs, "Development and Qualification of a Production Capable FSW Process for 25 mm Deep Robotic Friction Stir Welds", *Proceedings of the 6th Int. Friction Stir Welding Symposium*, St-Sauveur, Québec, Canada, octobre 2006.
- [31] J. Denavit, R.S. Hartenberg, "A Kinematic Notation for Lower Pair Mechanisms Based on Matrices", *ASME Journal of Applied Mechanics*, Vol. 77, pp. 215-221, 1955.
- [32] G. Duelen, K. Schröer, "Robot calibration: Method and results", *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, Vol. 8, no. 4, pp. 223-231, 1991.

- [33] K. Schröer, “Theory of Kinematic Modeling and Numerical Procedures for Robot Calibration,” *Robot Calibration*, H. R. Bernhardt and S. Albright, Eds. Chapman and Hall, Londres, Angleterre, pp. 157–196, 1993.
- [34] W. Khalil, E. Dombre, “Modélisation identification et commande des robots”, Hermes Science Publications, Paris, 1988, 1999, seconde édition
- [35] “Using Simulink, version 5” The MathWorks, Inc, avril 2003, sixième édition.
- [36] “SimMechanics 2 User’s Guide” The MathWorks, Inc, 2001-2008.
- [37] W. Tang, A. P. Reynolds, “Alloy, Tool Geometry, and Process Parameter Effects on Friction Stir Weld Energies and Resultant FSW Joint Properties”, *Friction Stir Welding and Processing*, Indianapolis, Indiana: TMS (The Minerals, Metals & Materials Society), 2001, pp. 15-23.
- [38] J. H. Record, J. L. Covington, T. W. Nelson, C. D. Sorensen et B. W. Webb, “Fundamental Characterization of Friction Stir Welding”, *Fifth International Symposium on Friction Stir Welding*, 2004.
- [39] P. F. Mendez et T. W. Eagar, “Welding Processing for Aeronautics”, *Advanced Materials & Processes*, pp. 39-43, mai 2001.
- [40] B. Monsarrat, L. Dubourg, et C. Perron, “Étude Cinétostatique du Soudage par Friction Malaxage Robotisé de Composants d’Aéronefs”, Proposition de recherche, Centre des technologies de fabrication en aérospatiale, CNRC-Aérospatiale, RP-AMTC-2007-0043, 2007.
- [41] “Axyz Training Manual for Trackers”, version logicielle 1.4.0, Leica Geosystems, code de reference du document : 722 264, octobre 2000.
- [42] “KR C2 Configuration: High-Precision Robot”, documentation technique P10.98, KUKA Roboter GmbH, février 2000.
- [43] S. A. Hayati, et M. Mirmirani, “Improving the Absolute Positioning Accuracy of Robot Manipulators”, *Journal of Robotic Systems*, Vol. 2, no. 4, pp. 397–413, 1985.

Annexe

A. Comparaison des spécifications des robots industriels KUKA KR500 et KR500 MT

A.1 Principale différence

L'unique différence présentée par KUKA entre les deux versions est la charge utile qui passe de 500Kg pour la version standard à 900Kg pour la version MT. Nous pouvons cependant comparer les fichiers de configuration contrôleur des deux robots, en particulier le fichier "machine.dat", pour analyser les modifications effectuées sur les moteurs et les réducteurs. À noter que ce sont les seules modifications qui ont été effectuées puisque les membrures ainsi que les articulations restent identiques.

A.2 Comparatif des caractéristiques des moteurs

En premier lieu, on constate un changement des fichiers de configuration des servomoteurs pour tous les axes. Il est ensuite surprenant de constater que les courants limites des moteurs des axes 1, 2 et 3 sont inférieurs, sur le MT, au courant maximal que peut délivrer le contrôleur, ce qui n'est pas le cas sur la version standard. Ils valent ainsi 84% de ce courant maximal pour les axes 1 et 2 et 71% pour l'axe 3. Les courants nominaux admissibles sont par contre plus élevés pour les moteurs des axes 1, 2 et 3 sur le MT. Ils sont cependant plus faibles pour les moteurs des axes 4, 5 et 6. Il existe également des variations des facteurs KT et $KT0$ qui représentent le ratio entre le couple exercé par le moteur et le courant qui le parcourt à vitesse nominale et en statique respectivement. Ces dernières différences sont résumées dans le tableau A.1 suivant :

Articulation du robot	Courant nominal admissible [A]		Facteur $KT0$		Couple nominal délivré par le moteur [N.m]	
	KR500	KR500 MT	KR500	KR500 MT	KR500	KR500 MT
(1 à 6)						
1	26,7	27,1	1,35	1,77	36,05	47,97
2	25,5	27,1	1,88	1,77	47,94	47,97
3	25,5	27,1	1,88	1,38	47,94	37,40
4	14,0	12,8	1,14	1,36	15,96	17,41
5	14,0	12,8	1,14	1,36	15,96	17,41
6	14,0	12,8	1,14	1,36	15,96	17,41

Tableau A.1. Comparatif des données techniques concernant les couples moteurs.

Pour conclure sur les modifications apportées aux moteurs, celles-ci ne modifient pas de manière significative les couples exercés par les moteurs. Les axes 1 et 3 subissent les plus grandes modifications. Les autres axes gardent des couples exercés du même ordre de grandeur.

A.3 Comparatif des caractéristiques des réducteurs

Les réducteurs des articulations ont également été modifiés. Le tableau B.2 illustre ces modifications en donnant les rapports de réduction associés. Les réducteurs des axes 4, 5 et 6 restent identiques. Pour l'axe 6, le réducteur change mais le rapport de réduction reste le même. On voit bien par contre sur les axes 1, 2 et 3 une forte augmentation du rapport de réduction (multiplication par 1,87).

Articulation du robot	Rapport de réduction	
	KR500	KR500 MT
(1 à 6)		
1	250,33	469,38
2	250,33	469,38
3	269,21	504,77
4	260,62	260,62
5	251,98	251,98
6	164,57	164,57

Tableau A.2. Comparatif des données techniques concernant les rapports de réduction des moteurs entre les robots industriels KR500 et KR500 MT.

A.4 Synthèse et couples nominaux des articulations

À partir des couples nominaux des moteurs et des rapports de réduction de chacun des joints, on obtient les couples nominaux qui peuvent être générés sur les articulations. On constate une nette augmentation du couple développé par les articulations 1, 2 et 3 sur la version MT, essentiellement due à l'augmentation du rapport de réduction sur ces axes, les couples moteurs restant du même ordre de grandeur. Les axes 1 et 2 peuvent ainsi développer une force de 9000 N à une distance de 2,5 m.

En revanche, sur les axes 4, 5 et 6, les changements sont mineurs, soit une augmentation du couple nominal de l'articulation de l'ordre de 9 %. Le robot ne peut donc développer une force de 9000 N que si l'axe de travail de cette force traverse le volume formé par l'intersection d'une sphère de 50 cm de rayon autour du centre du poignet sphérique et d'un cylindre de 30 cm de rayon autour de l'axe 6.

Articulation du robot (1 à 6)	Couple nominal délivré par le moteur [N.m]		Rapport de réduction		Couple nominal délivré par le joint [N.m]	
	KR500	KR500 MT	KR500	KR500 MT	KR500	KR500 MT
1	36,05	47,97	250,33	469,38	9023,3	22514,5
2	47,94	47,97	250,33	469,38	12001,0	22514,5
3	47,94	37,40	269,21	504,77	12906,0	18877,4
4	15,96	17,41	260,62	260,62	4159,5	4536,9
5	15,96	17,41	251,98	251,98	4021,6	4386,4
6	15,96	17,41	164,57	164,57	2626,5	2864,8

Tableau A.3. Synthèse des différences entre les KR500 et KR500 MT.

Pour conclure, les principaux changements lors du passage du KR500 au KR500 MT sont concentrés sur les réducteurs des axes 1, 2 et 3 et permettent de développer les 9000 N nécessaires pour avoir une charge utile de 900 kg. Cependant, les axes 4, 5 et 6 restent eux pratiquement identiques et par conséquent le point d'application des 9000 N doit rester très proche du centre du poignet sphérique. Cet enjeu est d'autant plus critique pour un axe comme l'axe 5 sachant que la bride servant à arrimer des effecteurs au robot est située à 29 cm de celui-ci et qu'au-delà de 50 cm le moteur ne peut générer une force de 9000 N.