

Thèse



THESE INSA Rennes
sous le sceau de l'Université européenne de Bretagne
pour obtenir le titre de
DOCTEUR DE L'INSA DE RENNES
Spécialité : Génie mécanique

présentée par
Jérémy BELCHIOR
ECOLE DOCTORALE : SDLM
LABORATOIRE : LGCGM

Développement d'une
approche couplée
matériau /
structure machine :
application au formage
incrémental robotisé

Vincent VELAY
Maître de conférences (Institut Clément Ader – Mines d'Albi)

Thèse soutenue le 10.12.2013
devant le jury composé de :

Emmanuel Duc
Prof. des Universités (Institut Pascal – IFMA Clermont Ferrand) / Président
Pierre-Yves MANACH
Prof. des Universités (LIMATB – Université de Bretagne Sud) / Rapporteur
Jean-Yves HASCOET
Prof. des Universités (IRCCYN – Ecole Centrale de Nantes) / Rapporteur
Jean-François BRETHE
Maître de conférences (GREAH – Université du Havre) / Examinateur
Laurence MOREAU
Maître de conférences (GAMMA3 – Université Technologique de Troyes)
/Examinatrice
Eric RAGNEAU
Prof. des Universités (LGCGM – INSA de Rennes) / Directeur de thèse
Patrick MAURINE
Maître de conférences (LGCGM – INSA de Rennes) / Co-encadrant

Développement d'une approche couplée matériau / structure machine : application au formage incrémental robotisé

Jérémy BELCHIOR

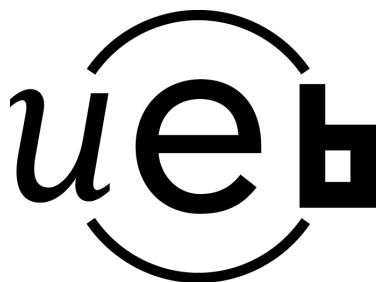


Table des matières

Remerciements	17
Introduction générale	21
1 État de l’art	25
1.1 Le formage incrémental	26
1.1.1 Introduction	26
1.1.2 Les pièces formées	27
1.1.3 L’outillage	29
1.1.4 Les trajectoires	30
1.1.5 Formabilité	34
1.1.5.1 L’angle de formage maximal	34
1.1.5.2 Les courbes limites de formage	34
1.2 Modélisation du procédé	38
1.2.1 Modèles analytiques	38
1.2.1.1 Prédiction de la forme finale	38
1.2.1.2 Prédiction de l’effort de formage	39
1.2.2 Modèles numériques	41
1.2.2.1 Méthodes de résolution	42
1.2.2.2 Modélisation du problème	42
1.2.2.3 Type d’éléments	43
1.2.2.4 Modélisation du contact tôle-outil	45
1.2.2.5 Comportement élasto-plastique	46
1.3 La machine	48
1.3.1 Les machines utilisées en formage incrémental	48
1.3.2 Calcul des déplacements élastiques de la structure	50
1.4 Contrôle et optimisation du procédé	52
1.4.1 Assurer l’intégrité de la machine	52
1.4.2 Conformité des pièces	53
1.4.2.1 Précision dimensionnelle de la pièce avant desserrage	53
1.4.2.2 Contrôle du retour élastique après desserrage	56
1.4.2.3 La répartition de l’épaisseur	57
1.4.3 Couplage matériau/structure machine	58
1.4.3.1 Méthode “en ligne”	58
1.4.3.2 Méthode “hors ligne”	59

1.4.3.3	Méthode de correction	62
1.5	Problématique de la thèse	62
2	Modélisation éléments finis du procédé	67
2.1	Description du procédé	68
2.1.1	Pièce et outil	68
2.1.2	Trajectoire	68
2.1.3	Mesure des efforts	70
2.1.4	Machine	70
2.1.5	Relevé et définition de l'effort de référence	72
2.2	Modélisation par EF	74
2.2.1	Type d'éléments et maillage	74
2.2.2	Conditions aux limites	75
2.2.3	Comportement mécanique	77
2.2.4	Désignation des modèles	78
2.2.5	Influence du cisaillement transverse	78
2.2.6	Influence des conditions aux limites	81
2.2.7	Influence de la loi d'érouissage	83
2.2.8	Conclusion	85
3	Modélisation et identification de la structure machine	89
3.1	Étalonnage des robots	90
3.1.1	Niveau d'étalonnage	91
3.1.2	Méthodes d'étalonnage	91
3.2	Modélisation de la structure machine	92
3.2.1	Modélisation géométrique	93
3.2.1.1	Robots à chaîne ouverte	93
3.2.1.2	Robots à structure fermée	93
3.2.1.3	Description des articulations R_j dans le repère R_0	94
3.2.2	Modélisation élastique	95
3.2.2.1	Robots à chaîne ouverte	95
3.2.2.2	Robots à structure fermée	96
3.2.2.3	Description des corps $R_{u,v}$ dans le repère R_0	96
3.2.2.4	Élément de type poutre	98
3.2.2.5	Matrice de rigidité des articulations	99
3.2.2.6	Matrice de rigidité des poutres	99
3.2.2.7	Technique d'assemblage	100
3.2.2.8	Mouvement des corps rigides	100
3.2.2.9	Etude énergétique	100
3.2.2.10	Structure équivalente	101
3.2.2.11	Modèle élastique résultant	102

3.3	Application au robot FANUC S420iF	103
3.3.1	Diagnostic	103
3.3.2	Étalonnage géométrique	105
3.3.3	Modélisation	106
3.3.3.1	Modélisation géométrique	106
3.3.3.2	Modélisation élastique	107
3.3.3.3	Mouvement des corps rigides	108
3.3.4	Identification élastique	109
4	Approche couplée matériau/structure machine	115
4.1	Influence de la rigidité de la structure machine	116
4.1.1	Étude statique du problème	116
4.1.2	Formage robotisé sans compensation	117
4.1.2.1	Description de l'essai	117
4.1.2.2	Résultats	118
4.2	Approche couplée matériau/structure machine	123
4.2.1	Principe	123
4.2.2	Validation expérimentale	124
4.2.2.1	Cône tronqué	124
4.2.2.2	Pyramide vrillée	128
4.2.2.3	Conclusion	131
5	Amélioration de la précision géométrique	133
5.1	Introduction	134
5.2	Optimisation de la trajectoire robot	135
5.2.1	Modèle éléments finis	136
5.2.2	Paramétrage de la géométrie	137
5.2.3	Définition des fonctions objectifs	139
5.2.4	Boucle d'optimisation	140
5.2.4.1	Génération de la trajectoire	141
5.2.4.2	Définition de la boucle d'optimisation sous ModeFrontier [©]	141
5.2.4.3	Algorithme d'optimisation	142
5.3	Résultat de l'optimisation	143
5.4	Validation expérimentale	145
5.5	Conclusion	146
	Conclusion	149
	Publications personnelles	163

Table des figures

1	Cellule d'usinage robotisé du CETIM	21
1.1	Matrice d'emboutissage pour la réalisation d'un bouclier thermique Général Motors*	26
1.2	Différents types de formage [Jeswiet2006]	27
1.3	Erreurs géométriques mesurées [Hirt2004]	27
1.4	Pièces de référence en formage incrémental : Pyramide tronquée (a) - Cône tronqué (b)	28
1.5	Implant crânien en titane fabriqué par ISF [Dufflou2008]	29
1.6	Reproduction d'un capot de Honda S800 (a) et d'un avant de la motrice d'un Shinkansen (b) en ISF (société AMINO)	29
1.7	Outil possédant une bille en rotation libre [Iseki2001]	30
1.8	Influence de la géométrie outil sur la forme finale d'une pièce à section en U [Ziran2010]	30
1.9	Différentes trajectoires de formage [Rauch2007]	31
1.10	Paramétrage de la loi sinus [Kobayashi1961]	31
1.11	Pièces à parois verticales formées par stratégie multi-passes [Skjoedt2008] .	32
1.12	Influence de la stratégie de formage sur la variation d'épaisseur [Dufflou2008]	32
1.13	Stratégies de formage avec un sens de parcours alterné (stratégie 1) et unidirectionnel (stratégie 2) [Dejardin2010]	33
1.14	Représentation classique d'une CLF	35
1.15	Comparaison d'une CLF en emboutissage et en ISF (AA 1050-0) [Filice2002]	36
1.16	Définition de l'angle de cisaillement : Trajectoire de l'outil (a), Élément non déformé (b), Élément cisailé dans une direction (2-3) (c) [Eyckens2008]	36
1.17	Effets de l'ajout de contraintes de cisaillement sur la formabilité [Tekkaya2006]	37
1.18	Apparition de la flexion-sous-traction [Decultot2009]	37
1.19	Exemple de déformation cyclique [Eyckens2007]	38
1.20	Modèle d'approximation de l'effort de formage [Allwood2005]	40
1.21	Effort type mesuré lors de la mise en forme d'un cône tronqué. Définition du paramètre Fz_s [Aerens2009]	41
1.22	Niveau d'effort axial simulé pour différents type de modèle (partiel ou com- plet) [Henrard2009]	43
1.23	Maillage déformé constitué d'éléments coques [Ambrogio2004]	44

1.24	Angles de cisaillement mesurés (γ_{13} et γ_{23}) en fonction de l'angle de formage d'un cône tronqué [Eyckens2009]	45
1.25	Prédiction numérique de l'effort axial de formage pour différents éléments volumiques [Sena2010]	46
1.26	Brevet de machine déposé par la société AMINO [Mastubara2001]	48
1.27	Fraiseuse à commande numérique trois axes utilisée en ISF [Petek2009]	48
1.28	Couplage de deux robots pour une application d'ISF [Meier2009]	49
1.29	Robot à structure parallèle mise en œuvre pour l'ISF [Callegari2008]	50
1.30	Obtention de l'effort en bout d'outil par relevé des couples moteurs [Rauch2009]	53
1.31	Formage incrémental multi-points [Chen2005]	53
1.32	Méthode de correction de la trajectoire outil [Ambrogio2004b]	54
1.33	Effet de vague relevé après correction par trajectoire viciée (c : constante de contrôle) [Bambach2009]	55
1.34	Différents types de stratégies multi-passes [Bambach2009]	56
1.35	Influence du type de stratégie (trois stratégies multi-passes et une stratégie une passe (référence)) sur la précision géométrique de deux pièces [Bambach2009]	56
1.36	Influence du traitement thermique sur la conformité de la pièce [Bambach2009]	57
1.37	Description de la méthode "en ligne"	58
1.38	Norme de l'erreur géométrique entre le nominal et les pièces mesurées après le premier essai sans compensation et après le second essai avec compensation par une méthode "en ligne" (a) ; Profils suivant différents plans de coupe de la pièce (b). [Meier2009]	59
1.39	Description de la méthode "hors ligne"	59
1.40	Prédiction des efforts de formage et de la déformée du robot [Meier2009]	60
1.41	Valeur absolue de la norme de l'erreur de trajectoire : non-compensée (a), compensée (b) [Meier2011]	61
1.42	Moyenne de la norme de l'erreur géométrique entre le nominal et la mesure des profils fabriqués sur une fraiseuse, un robot sans compensation et avec compensation [Verbert2009]	61
1.43	Méthode de correction miroir de la trajectoire [Meier2009]	62
1.44	Approche couplée matériau/structure machine - État de l'art	63
1.45	Approche couplée matériau/structure machine - Objectifs de la thèse	64
2.1	Géométrie du cône tronqué (45°)	68
2.2	Système de serrage (a) - vue de dessus du serre-flan (b)	69
2.3	Génération de la trajectoire à partir du profil paramétré	69
2.4	Trajectoire désirée - contours circulaires successifs - $\Delta_Z=1\text{ mm}$	70
2.5	Position de la cellule d'effort par rapport au système de serrage	70

2.6	FAMUP MCX500 avec le montage positionné	71
2.7	Évolution réelle et conventionnelle de la position outil suivant \mathbf{z}_p	72
2.8	Efforts bruts mesurés suivant l'axe outil (a) et le rayon d'outil (b) - Zoom sur l'effort axial durant un tour (c) - Norme de l'effort brut radial (d) . . .	73
2.9	Effort brut lissé suivant l'axe et le rayon d'outil	73
2.10	Description du modèle fondé sur les hypothèses de la littérature	75
2.11	Description du modèle mixte	75
2.12	Description et modélisation du système de serrage	76
2.13	Lois d'écrouissage implémentées dans la simulation	77
2.14	Influence du type d'EF sur l'effort F_{zp}	79
2.15	Influence du type d'EF sur l'effort F_{xyp}	79
2.16	Angles de cisaillement γ_{13} et γ_{23} , à la fin du formage, déduits du modèle EF et représentés vue de dessus	80
2.17	Influence du frottement sur l'effort F_{xyp} - Modèle 1	80
2.18	Influence du type d'EF sur la géométrie finale de la pièce	81
2.19	Influence de la modélisation de l'effort de serrage sur l'effort F_{zp}	81
2.20	Influence de la modélisation de l'effort de serrage sur l'effort F_{xp}	82
2.21	Influence de la pression de serrage sur l'effort F_{zp} simulé et mesuré	83
2.22	Influence de la loi d'écrouissage sur le niveau de déformation atteint	83
2.23	Influence du choix de la loi d'écrouissage sur le niveau d'effort F_{zp}	84
2.24	Influence du choix de la loi d'écrouissage sur le niveau d'effort F_{xyp}	84
2.25	Influence du desserrage sur le profil final de la pièce	85
3.1	Modélisation des structures ouvertes	96
3.2	Modélisation des structures fermées	97
3.3	Représentation de la poutre déformée élastiquement, des efforts et des déplacements nodaux	98
3.4	Photographie et vue 2D du robot FANUC S420iF	103
3.5	Système de mesure par photogrammétrie Nikon Metrology K600-10	104
3.6	Vue de dessus du robot - Représentation du volume d'identification	105
3.7	Modélisation élasto-géométrique du robot FANUC S420iF	107
3.8	Transformation entre le repère de liaison R_4 et le repère du corps $R_{12,13}$	108
3.9	Montage expérimental pour la phase d'identification	109
3.10	Robot vue de dessus - représentation des trois plans ayant servis à l'identification	110
3.11	Définition de la boucle d'optimisation sous ModeFrontier [©] pour l'optimisation de Γ	111
3.12	Résultats de l'identification pour un chargement de 600 N suivant \mathbf{F}_1 - 200 N suivant \mathbf{F}_2	112
4.1	Représentation schématique de la configuration de formage	116

4.2	Position du système de serrage par rapport au robot Fanuc S420iF	117
4.3	Profils formés par la MOCN et par le robot sans correction de la trajectoire	118
4.4	Erreurs de suivi de trajectoire du robot suivant \mathbf{x}_p (a), \mathbf{y}_p (b), \mathbf{z}_p (c) et norme de l'erreur sans correction (d)	120
4.5	Photographie (vue de dessus) des pièces formées par le robot sans correction de la trajectoire (a) et par la MOCN (b) - Estimation du défaut de concentricité	121
4.6	Analyse des couples moteurs et des efforts appliqués au robot	121
4.7	Efforts F_{zp} mesurés sur la MOCN et sur le robot sans correction de la trajectoire	122
4.8	Mesure de l'évolution de Δ_{zp} lors de la trajectoire robot non corrigée . . .	123
4.9	Principe de l'approche couplée matériau/structure machine	123
4.10	Erreurs géométriques moyennes mesurées sur les profils résultant de l'application des différentes hypothèses de la simulation EF	124
4.11	Efforts F_{zp} mesurés sur la MOCN et sur le robot, avec ou sans correction de la trajectoire	125
4.12	Profils formés par la MOCN et par le robot avec et sans correction de la trajectoire	125
4.13	Norme de l'erreur de suivi de trajectoire du robot sans correction (a) et avec correction par utilisation du modèle 2-2 (b)	126
4.14	Photographie (vue de dessus) des pièces formées par le robot avec correction de la trajectoire (a) et par la MOCN (b) - Estimation du défaut de concentricité	127
4.15	Géométrie de la pyramide vrillée	128
4.16	Trajectoire nominale de la pyramide vrillée - niveau de z - $\Delta_z = 1 \text{ mm}$. .	128
4.17	Système de serrage à section carrée utilisé pour le formage de la pyramide vrillée	129
4.18	Norme de l'erreur de suivi de trajectoire du robot sans correction (a) et avec correction par utilisation du modèle 2-2 (b)	129
4.19	Mesure et prédiction de l'effort axial (F_z) durant le formage robotisé de la pyramide vrillée	130
4.20	Photographie de la pyramide vrillée formée avec compensation de la trajectoire	130
5.1	Profil nominal et profil formé après correction de la trajectoire robot	134
5.2	Application de l'approche couplée : optimisation de la trajectoire nominale	134
5.3	Calcul de la trajectoire corrigée du robot à partir de l'optimisation	135
5.4	Modèle EF à 45°	136
5.5	Prédiction de la géométrie finale en fonction de différentes hypothèses de modélisation EF	137
5.6	Génération de la trajectoire à partir du profil paramétré	138

5.7	Calcul des surfaces Z_1 et Z_2 comprises entre les profils nominal et corrigé à partir de l'approche couplée	139
5.8	Principe de l'optimisation du profil géométrique	140
5.9	Trajectoire du modèle à 45°	141
5.10	Définition de la boucle d'optimisation sous ModeFrontier [©]	141
5.11	Schématisation de l'étape 1 et 3 de l'algorithme d'optimisation simplex	142
5.12	Résultats de l'optimisation de Z_1 et Z_2	144
5.13	Profil nominal et profil simulé après optimisation	144
5.14	Profil nominal et profil formé après correction puis optimisation de la trajectoire robot	145

Liste des tableaux

1.1	Angle de formage maximal pour différents matériaux [Duflou2008]	34
1.2	Influence du type d'éléments d'ABAQUS [®] sur l'écart géométrique et le temps de calcul d'un cône tronqué [Bambach2005]	44
2.1	Description des modèles comparés	78
3.1	Paramètres géométriques et mécaniques	100
3.2	Résultats de certification fondés sur la norme ISO-9283	104
3.3	Valeurs des offsets articulaires identifiés	105
3.4	Résultats de certification fondés sur la norme ISO-9283 après étalonnage .	106
3.5	Table définissant les repères des articulations R_j	106
3.6	Table décrivant les repères des corps $R_{u,v}$	108
4.1	Résultats de l'approche couplée	131
5.1	Valeur des paramètres du profil du cône tronqué	139
5.2	Population initiale pour l'optimisation de Z_1 et Z_2	143

Remerciements

Je tiens dans un premier temps à remercier Eric Ragneau pour m’avoir accueilli au sein de l’équipe PSM et avoir accepté d’être mon directeur de thèse. Je remercie particulièrement Dominique Guines, Lionel Leotoing, Eric Couteille et Patrick Maurine pour l’encadrement qu’ils m’ont apporté durant ces trois ans. Je vous suis reconnaissant d’avoir imaginé ce sujet transversal qui m’a passionné. Merci également pour vos compétences, dans les différents domaines visés par ce travail, qui m’ont permis d’aller au bout de mes idées. Je n’oublie pas non plus vos qualités humaines qui ont rendu ces années de collaboration très agréables.

Mes remerciements sont aussi adressés à :

- Pierre-Yves Manach et Jean-Yves Hascoet qui ont accepté d’être les rapporteurs de ce travail ;
- Emmanuel Duc qui m’a fait l’honneur de présider le jury ;
- Jean-François Brethe et Laurence Moreau pour leur participation au jury de thèse, ainsi que Vincent Velay qui malgré son absence lors de la soutenance m’a fait part de ses remarques et de ses questions.

Je remercie Sylvain Rigaud pour sa disponibilité et sa gentillesse. Sans son soutien, les travaux expérimentaux présentés dans cette thèse n’auraient pu aboutir. Venir à l’atelier pour travailler ou discuter était toujours un plaisir. Je souhaite également remercier Hassan Gouhmand, qui m’a souvent dépanné sur la FAMUP et aussi Fabien Marco pour son aide sur LabView.

J’aimerais aussi exprimer ma gratitude à Jean-Guillaume Gourdon, Christophe Sohier, Dominique Deblaise, Frédéric Sorre, André Burguière pour m’avoir accompagné dans les différents enseignements que j’ai donné au sein du département STPI.

Mes pensées vont également à mes co-bureaux qui se sont succédés au fil des ans : XingRong, ShunYing, Chansopheak, Arthur, Stéphane, Gaël et surtout Mario sans qui ces travaux n’auraient pas eu le même goût. Merci d’avoir partagé tes compétences en robotique, latex, illustrator... merci aussi pour ta générosité (tes places de cinéma m’ont plusieurs fois servi à décompresser !) et pour tout les fous rires mémorables. Je n’oublie pas non plus Thomas, Cécile et Jennifer pour les moments passés en “pause café”.

Enfin, je tiens à remercier, pour leurs encouragements et leur patience, ma famille

et mes amis et plus particulièrement Ema. Pendant cette période, tu as été mise à rude épreuve en raison de mes changements d'humeur, de mes moments de stress... mais à chaque fois tu as su répondre par une attention, une oreille attentive... Pour tout cela, je te dit je t'aime. Cette thèse est aussi la tienne...

Introduction générale

Contexte

La recherche d'une amélioration continue des outils de production, en terme de flexibilité, de qualité finale du produit ou encore d'intégration de normes environnementales, conduit les industries mécaniques à développer des techniques de fabrication sans cesse innovantes. Le formage incrémental s'inscrit parfaitement dans cette dynamique et ouvre de nouvelles perspectives quant au potentiel des procédés de mise en forme des tôles métalliques minces.

La mise en œuvre de cette technique par des systèmes mécaniques ayant des capacités dynamiques accrues et des volumes accessibles importants, tels que les robots manipulateurs sériels ou parallèles, est aussi un moyen efficace d'améliorer d'une part la productivité, mais aussi de produire des pièces de forme relativement complexe. Les récents travaux menés en ce sens sur l'usinage robotisé UGV par différents constructeurs de robots ou par le CETIM le montrent [CETIM2007] (figure 1).



FIGURE 1 – Cellule d'usinage robotisé du CETIM

L'application industrielle d'un tel procédé requière la maîtrise et l'optimisation de nombreux paramètres pour lesquels seul le développement d'une modélisation prédictive fiable permet d'aboutir à leur évaluation précise. La mise en place d'un modèle fiable pour simuler le procédé de formage incrémental ne peut se contenter d'une intégration seule du comportement mécanique du matériau constitutif de la tôle, elle doit nécessairement tenir compte du comportement élastique du système poly-articulé.

C'est dans l'objectif d'adapter le formage incrémental sur un robot industriel que cette thèse, financée par une allocation moniteur normalien, a été envisagée. Pour cela, ce projet scientifique s'appuie sur la complémentarité des compétences en robotique et comportement des matériaux, de l'équipe PSM (Procédés et Systèmes Mécaniques) du LGCGM (Laboratoire de Génie Civil et de Génie Mécanique) de l'INSA de Rennes. Avant cette étude, peu de travaux avaient été menés sur le procédé en lui-même au sein de l'équipe. Ce projet a été l'occasion de travailler aux interfaces de différentes disciplines, à différentes échelles, pour converger vers une approche globale du problème.

Contributions

État de l'art. L'étude bibliographique qui est présentée montre la nécessité de corriger les trajectoires de formage afin de prendre en compte l'effet du retour élastique de la tôle ainsi que l'effet des déformations élastiques de la structure sur la forme finale de la pièce. Les différentes approches de compensation de la trajectoire outil sont également présentées. Ainsi, on distingue la méthode "hors ligne", fondée sur un post-processeur compensant la trajectoire en fonction des déformées de la structure robot, déterminées à partir de l'effort de formage, de la méthode "en ligne" utilisant des capteurs externes pour corriger la trajectoire en temps réel et donc plus coûteuse. Si l'approche "hors ligne" permet de préserver la simplicité de mise en œuvre qu'offre un robot industriel à structure sérielle, on remarque que peu de travaux s'intéressent à la détermination des efforts de formage par simulation numérique. Or cette prédiction d'effort se doit pourtant d'être précise pour être appliquée à cette méthode. Cela explique que les seules applications de cette approche soient réalisées à partir de mesures relevées par un capteur externe lors d'un premier test. L'état de l'art permet cependant d'identifier trois paramètres influents sur la prédiction numérique par Éléments Finis (EF) du niveau de formage : le type d'EF, la modélisation du système de serrage et le choix de la loi d'écrouissage. Dans ce contexte, les différentes contributions relatives aux travaux présentés dans cette thèse sont exposés ci-après :

Modélisation éléments finis du procédé. Dans ce second chapitre, différents niveaux de modélisation EF d'une opération de formage incrémental d'un cône tronqué sont comparés. À travers ces différentes modélisations, les paramètres les plus influents (numérique, matériau ou procédé) sur la prédiction de l'effort de formage sont identifiés. Les niveaux d'efforts simulés sont ensuite comparés aux efforts expérimentaux mesurés par une machine considérée comme parfaitement rigide (Machine Outil à Commande Numérique (MOCN)). Finalement, la modélisation présentant la meilleure corrélation avec l'expérimentation en terme d'effort de formage est retenue pour la suite de cette étude. L'évolution de l'effort fourni par ce modèle servira "d'entrée" au modèle élastique du

système poly-articulé présenté au chapitre suivant afin d'envisager une correction de la trajectoire en fonction des déformations élastiques de la structure.

Modélisation et identification de la structure machine. Ce troisième chapitre présente une méthode d'analyse de la rigidité d'une structure sérielle d'un robot industriel par éléments de type poutre selon l'hypothèse d'Euler Bernouilli. A partir de deux tables de paramètres (géométrique et élastique), le modèle analytique est construit et est ensuite identifié grâce à des mesures effectuées par un système de photogrammétrie. Les résultats de l'étalonnage permettent de valider l'application de ce modèle sur un volume de travail de $1,5 \times 1,5 \times 1,5 \text{ m}^3$.

Approche couplée matériau/structure machine. Les deux modèles précédemment décrits aux chapitres 2 et 3 sont couplés dans ce quatrième chapitre. L'apport de cette approche couplée est quantifié par le formage robotisé d'un cône tronqué avec et sans correction de trajectoire. Les résultats obtenus valident l'approche globale et montrent qu'il est possible de former des pièces avec un robot, tout en obtenant une précision géométrique équivalente à celle constatée sur une structure rigide. Il est également démontré que cette méthodologie est généralisable à tous types de géométrie, puisque des résultats équivalents sont constatés durant le formage d'une pièce non symétrique (une pyramide vrillée) dont la trajectoire est corrigée par l'approche. La simplicité de mise en œuvre propre au robot est conservée puisqu'aucune pièce test, ni aucune structure rigide n'est nécessaire pour déterminer l'effort de formage.

Optimisation de la précision géométrique. Ce dernier chapitre présente une application de l'approche couplée visant à améliorer la précision géométrique de la pièce avant desserrage : une boucle d'optimisation fondée sur le paramétrage de la trajectoire et sur un modèle éléments finis du procédé est définie. Celle-ci permet de prendre en compte, dès le calcul de la trajectoire, l'effet du retour élastique de la tôle avant le débridage de la pièce afin de minimiser l'écart entre le profil nominal et le profil formé. L'influence du desserrage n'est pas considérée puisque l'étude de ce phénomène nécessite au préalable l'optimisation des temps de calculs des modèles développés durant le second chapitre. Néanmoins, les résultats présentés sont encourageants et montrent la pertinence de l'approche proposée pour obtenir une géométrie finale proche des spécifications du nominal.

Sommaire

1.1	Le formage incrémental	26
1.1.1	Introduction	26
1.1.2	Les pièces formées	27
1.1.3	L'outillage	29
1.1.4	Les trajectoires	30
1.1.5	Formabilité	34
1.2	Modélisation du procédé	38
1.2.1	Modèles analytiques	38
1.2.2	Modèles numériques	41
1.3	La machine	48
1.3.1	Les machines utilisées en formage incrémental	48
1.3.2	Calcul des déplacements élastiques de la structure	50
1.4	Contrôle et optimisation du procédé	52
1.4.1	Assurer l'intégrité de la machine	52
1.4.2	Conformité des pièces	53
1.4.3	Couplage matériau/structure machine	58
1.5	Problématique de la thèse	62

Les objectifs de cet état de l'art sont de montrer les avancées récentes réalisées dans le domaine du formage incrémental concernant les aspects procédé, machine et simulation. Tout d'abord, le procédé est détaillé afin de présenter les différents choix qui ont été réalisés en matière d'outillage, de trajectoire et de simulation, jusqu'à maintenant dans la communauté scientifique. Ensuite, une brève revue des machines utilisées introduit les enjeux que représente l'utilisation d'un robot pour la mise en œuvre de ce procédé. Enfin, la partie couplage matériau/structure machine présente les quelques travaux déjà réalisés sur cette thématique et pose la problématique de la thèse.

1.1 Le formage incrémental

1.1.1 Introduction

L'emboutissage est actuellement le procédé de mise en forme de tôle le plus répandu. Il est principalement utilisé dans l'industrie aéronautique et automobile. Ce procédé est réservé à des fabrications en grandes séries puisqu'il demande d'importants moyens pour être mis en œuvre. Il nécessite la conception et la réalisation d'un outillage spécifique coûteux (figure 1.1).



FIGURE 1.1 – Matrice d'emboutissage pour la réalisation d'un bouclier thermique Général Motors*

La fabrication de pièces de tôlerie en petites séries est, quant à elle, majoritairement réalisée par martelage manuel. Ce procédé nécessite un temps de production important et est dépendant du savoir-faire de l'opérateur. C'est notamment dans l'optique de remplacer ce type de procédé que le formage incrémental (Incremental Sheet Forming, ISF) a été proposé. *E.Leszak* [Leszak1964] fut le premier à énoncer le principe de l'ISF en 1964. Cependant, celui-ci n'a été largement repris, qu'à partir des années 90 par la communauté scientifique en raison de l'essor des machines à commande numérique [Nakagawa1993].

Le principe du formage incrémental est de venir déformer localement et successivement une tôle, en pilotant un poinçon de faible diamètre comparativement aux dimensions caractéristiques de celle-ci, jusqu'à obtenir la forme désirée. On distingue deux types de formage incrémental [Jeswiet2006] :

- le formage “un point” (Single Point Incremental Forming, SPIF)
- le formage “multi-point” (Two Points Incremental Forming, TPIF)

Le SPIF consiste à former la pièce sans utilisation de matrice. Le TPIF, quant à lui, utilise soit une matrice, qui peut être en résine, soit un support partiel, ou encore un contre-outil (figure 1.2).

*. http://www.toolingsystemsgroup.com/core_businesses/stamping_dies

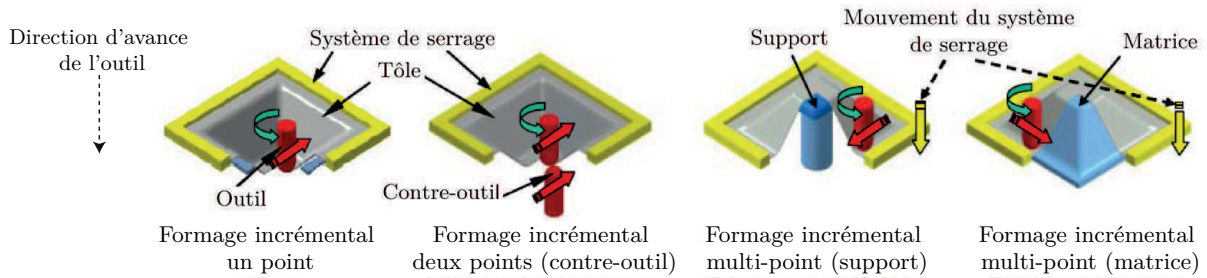


FIGURE 1.2 – Différents types de formage [Jeswiet2006]

Ce procédé permet de fabriquer des pièces de géométries complexes avec un outillage simple autorisant ainsi une grande flexibilité. Cependant, les temps de production sont assez importants et font que ce type de procédé est encore réservé à des applications de prototypage ou pour des productions de petites séries. La rentabilité du formage incrémental par rapport à l'emboutissage pour des productions petites et moyennes séries a été estimée par *Tuomi et al.* [Tuomi2004]. D'un point de vue économique, le formage incrémental semble approprié pour des séries allant jusqu'à 700 unités de pièces de grandes dimensions (capot de voiture) et jusqu'à 250 unités de pièces de plus faibles dimensions.

Indépendamment du temps de production, le développement de l'ISF est également pénalisé par le manque de précision dimensionnelle des pièces obtenues. Ainsi, pour des pièces en acier fabriquées par TPIF sur une Machine Outil à Commande Numérique (MOCN), *Hirt et al.* [Hirt2004] ont rapporté des erreurs géométriques allant de ± 2 à 3 mm en fonction de la géométrie de la pièce (figure 1.3).

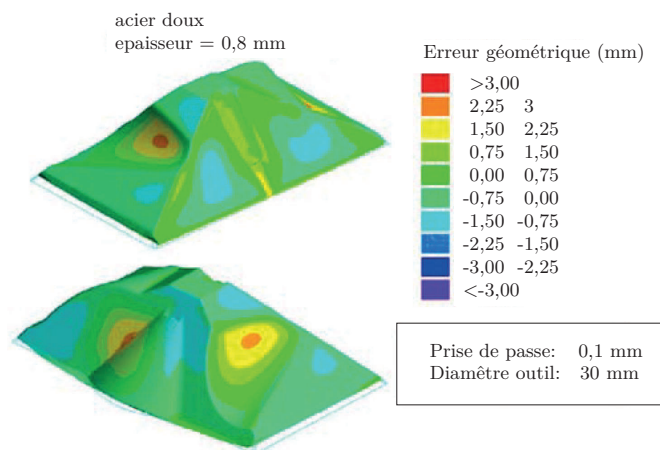


FIGURE 1.3 – Erreurs géométriques mesurées [Hirt2004]

1.1.2 Les pièces formées

De part la difficulté à obtenir en ISF des pièces conformes et par manque de logiciel de programmation dédié, de nombreux articles scientifiques font mention d'expérimentations

effectuées sur deux formes simples : un cône tronqué ou une pyramide tronquée [Park2003], [Fratini2004] (figure 1.4). Celles-ci permettent d'identifier simplement les grandes problématiques liées à l'ISF (effet du retour élastique, angle de formage limite, précision dimensionnelle...).

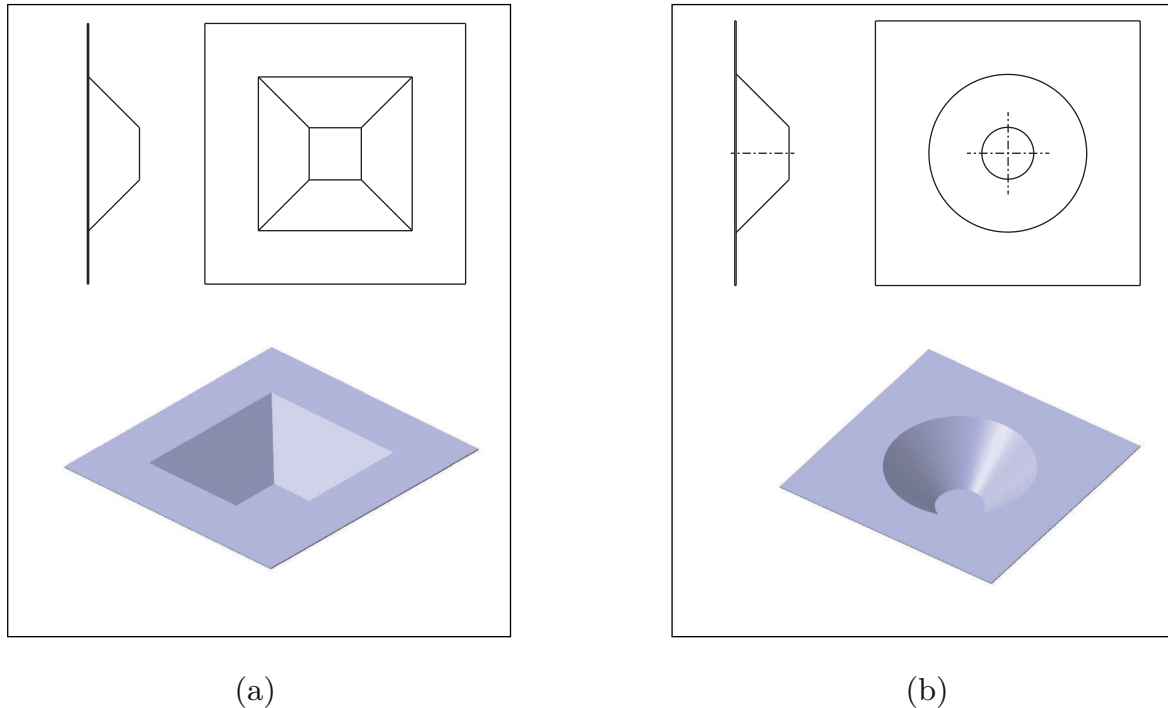


FIGURE 1.4 – Pièces de référence en formage incrémental : Pyramide tronquée (a) - Cône tronqué (b)

b

Toutefois, d'autres formes de pièces, plus complexes, dont quelques cas d'applications industrielles, ont d'ores et déjà été étudiées. Par exemple, une partie de prothèse de cheville a été fabriquée [Ambrogio2005]. Cette application bien qu'originale, n'est cependant pas industrialisable compte tenu de la faible précision dimensionnelle obtenue (de l'ordre du millimètre). Toujours dans le domaine médical, un implant crânien en titane a été conçu (figure 1.5) [Duflo2008]. La pièce, formée à partir d'une tôle de titane d'épaisseur 0,7 mm, est ensuite découpée par laser. Dans le domaine automobile, la société Amino a fabriqué, entre autres, un capot avant de Honda S800 (figure 1.6). Elle a aussi recréé à l'échelle 1/2,5 l'avant de la motrice d'un Shinkansen (train à grande vitesse japonais). Ces exemples mettent en évidence l'intérêt de l'ISF pour des pièces de petite série.

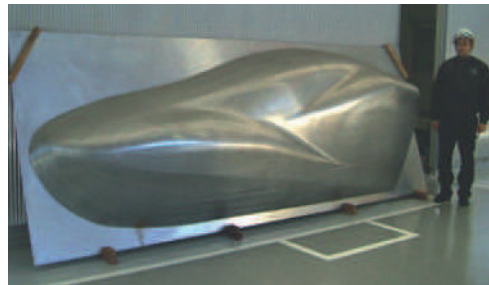
D'un point de vue matériau, on retrouve principalement, dans la littérature, le formage incrémental de tôle d'aluminium. Cependant, certains chercheurs ont appliqué ce procédé sur des aciers [Ambrogio2005], des alliages de cuivre [Ceretti2004], des alliages de magnésium [Ji2008], des thermoplastiques [Le2008] ou encore des matériaux sandwichs [Jackson2008]. Le choix récurrent de l'aluminium s'explique par le faible niveau d'effort requis pour déformer des tôles généralement de faibles épaisseurs (inférieures à 2 mm).



FIGURE 1.5 – Implant crânien en titane fabriqué par ISF [Dufflou2008]



(a)



(b)

FIGURE 1.6 – Reproduction d'un capot de Honda S800 (a) et d'un avant de la motrice d'un Shinkansen (b) en ISF (société AMINO)

1.1.3 L'outillage

La majorité des pièces sont formées par des poinçons hémisphériques de faibles dimensions (de 5 à 20 mm de diamètre). Certains outillages spécifiques ont été conçus afin de minimiser le frottement entre l'outil et la tôle. Par exemple, *Iseki et al.* [Iseki2001] utilisent un outil dont la tête est une bille en rotation libre pour minimiser le frottement et améliorer l'état de surface final de la pièce (figure 1.7). Toutefois, le même résultat peut être atteint par l'utilisation de graisse ou de lubrifiant tout en minimisant le coût de l'outillage.

Des outils à fond plat sont aussi utilisés. Les pièces obtenues ont été comparées avec celles produites par un poinçon hémisphérique [Ziran2010]. On constate une amélioration de la forme finale de la géométrie pour la pièce de section en U présentée figure 1.8. Néanmoins, la particularité de cette section ne permet pas de généraliser aux pièces de plus grandes dimensions et de géométries quelconques.

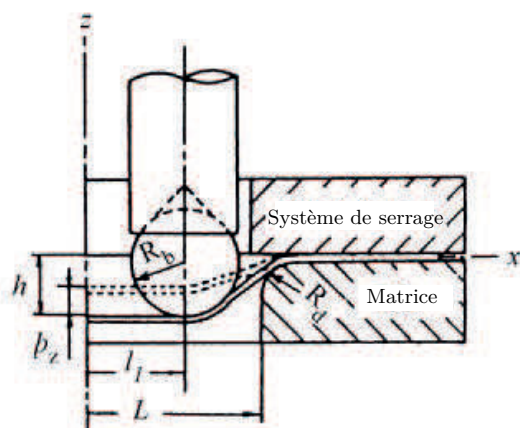


FIGURE 1.7 – Outil possédant une bille en rotation libre [Iseki2001]

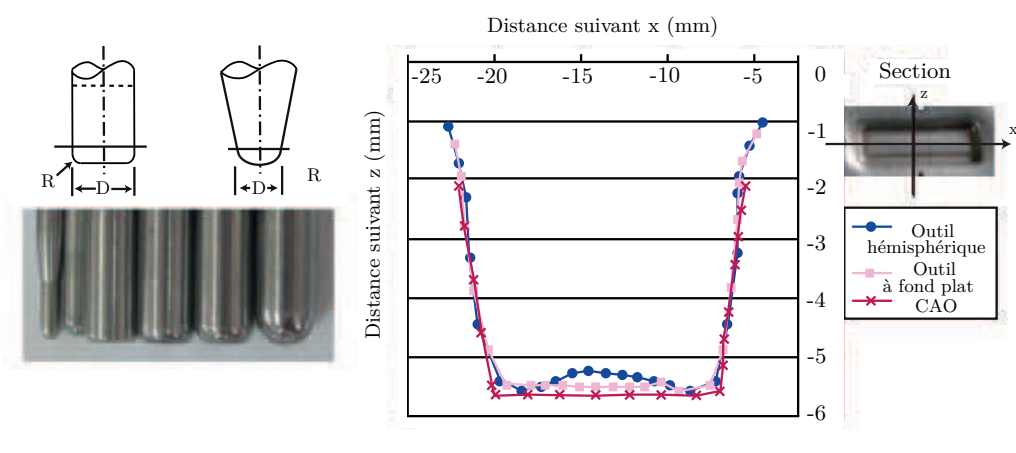


FIGURE 1.8 – Influence de la géométrie outil sur la forme finale d'une pièce à section en U [Ziran2010]

1.1.4 Les trajectoires

Différentes stratégies de trajectoires peuvent être envisagées. Pour des géométries complexes, une méthode assez simple et largement reprise, consiste à générer des trajectoires par l'intermédiaire d'un logiciel de FAO (Fabrication Assistée par Ordinateur). Les deux types de stratégies associées aux deux géométries de référence (cône et pyramide tronqués) que l'on rencontre le plus fréquemment correspondent à :

- la trajectoire par niveau de z (figure 1.9, stratégies 1 et 2)
- la trajectoire en spirale (figure 1.9, stratégie 3)

Les chiffres présents sur la figure 1.9 correspondent à l'ordre dans lequel est exécutée la trajectoire. Ainsi, la stratégie par niveau de z consiste à réaliser la pièce par paliers successifs. L'indentation peut se faire suivant l'axe outil (stratégie 1), ou suivant une autre direction (stratégie 2). La trajectoire en spirale consiste à suivre les contours de la surface

tout en indentant progressivement la pièce (stratégie 3).

Un plan d'expériences permettant de mesurer l'impact des trajectoires programmées sur l'effort, sur le temps de formage ainsi que sur la conformité dimensionnelle des pièces, est effectué par *Rauch et al.* [Rauch2007]. La pièce support de ce plan d'expériences est une pyramide tronquée à base carrée de pente 30° en alliage d'aluminium 5086 H111 et d'épaisseur 0,6 mm. Trois trajectoires, présentées figure 1.9, sont testées pour différentes vitesses d'avance et différentes profondeurs de passe.

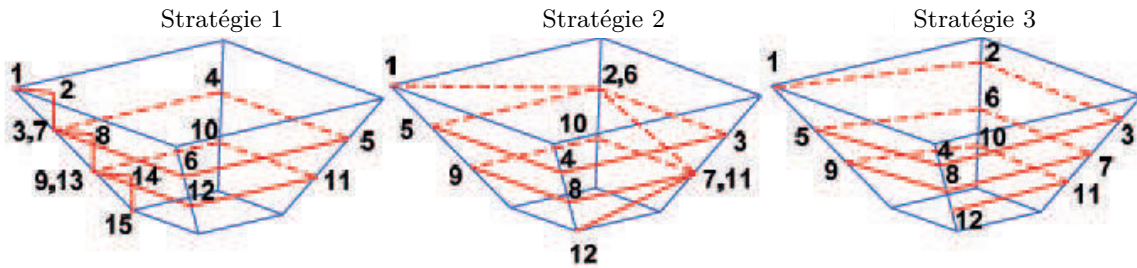


FIGURE 1.9 – Différentes trajectoires de formage [Rauch2007]

Quelle que soit la stratégie adoptée, la profondeur de passe est prépondérante puisqu'elle influe sur la durée de formage de la pièce, sur sa conformité ainsi que sur les efforts à développer. A l'inverse, la vitesse d'avance n'a aucune influence sur le niveau d'effort, ainsi que sur la précision géométrique de la pièce, pour les valeurs testées (0,5 et 1,5 m/min). Il apparaît difficile de conclure sur la stratégie la mieux adaptée puisque les trois choix donnent des résultats similaires. On remarque cependant que les efforts maximaux sont plus importants pour une stratégie par niveaux de z tandis que les efforts moyens sont quasi-identiques. Cela s'explique par la plongée suivant l'axe de l'outil qui génère un pic d'effort qui n'apparaît pas avec une stratégie en spirale.

Des stratégies multi-passes ont également été mises au point pour atteindre des angles de formage plus importants [Skjoedt2008], [Ji2008b]. En effet, en une seule passe il est difficile de fabriquer une pièce possédant un angle de formage (α) élevé (figure 1.10).

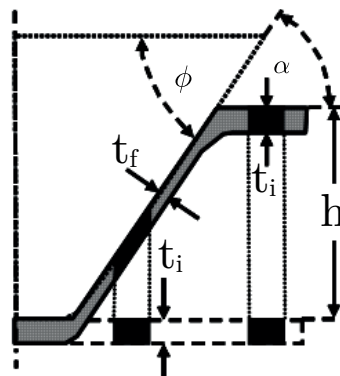


FIGURE 1.10 – Paramétrage de la loi sinus [Kobayashi1961]

Cela peut être illustré par la loi sinus [Kobayashi1961], empruntée au fluotournage et très souvent appliquée à l'ISF, qui permet d'obtenir une approximation de l'épaisseur finale (t_f) de la pièce en fonction de l'angle de formage (α) et de l'épaisseur initiale (t_i). Cette dernière considère que seules des déformations planes apparaissent, et s'écrit :

$$t_f = t_i \cdot \sin(90 - \alpha(^{\circ})) \quad (1.1)$$

En choisissant une stratégie multi-passes, l'angle de formage est divisé entre chaque passe ce qui permet une meilleure répartition de la déformation. Des pièces à parois verticales ont ainsi pu être fabriquées comme le suggère la figure 1.11 [Skjoedt2008].



FIGURE 1.11 – Pièces à parois verticales formées par stratégie multi-passes [Skjoedt2008]

Les travaux de *Duflou et al.* [Duflou2008] confirment ce phénomène et montrent un amincissement moins localisé et moins important de l'épaisseur (figure 1.12), dans une pièce formée avec une stratégie multi-passes plutôt qu'avec une stratégie directe. On note d'ailleurs sur cette même figure que la loi sinus permet une approximation intéressante de l'épaisseur minimale de la pièce finie.

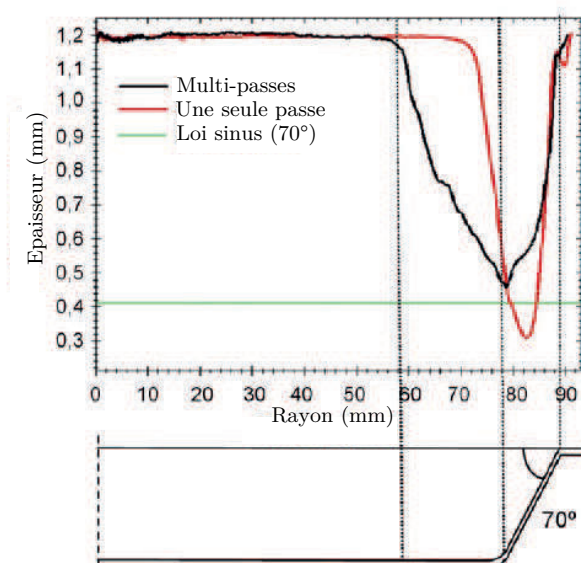


FIGURE 1.12 – Influence de la stratégie de formage sur la variation d'épaisseur [Duflou2008]

Il est cependant difficile d'identifier un critère permettant de découper de façon optimale la trajectoire en plusieurs passes. Un modèle de déformation simple ne prenant en compte que le cisaillement est proposé par *Kim et al.* [Kim2000]. Les pièces sont maillées à partir de la définition mathématique de leurs surfaces. Compte tenu de l'hypothèse d'une sollicitation unique en cisaillement, les coordonnées des éléments suivant le plan de la tôle non déformée restent inchangées. L'hypothèse d'incompressibilité volumique des éléments permet alors de déterminer la déformation dans l'épaisseur et par conséquent l'épaisseur finale des éléments. Une surface intermédiaire peut ainsi être calculée afin d'uniformiser la répartition de l'épaisseur. Cependant, cette méthode ne s'applique aisément que pour des surfaces simples et est difficilement transposable à une pièce de géométrie quelconque. L'hypothèse simpliste d'une sollicitation unique en cisaillement génère aussi une imprécision de la prédiction de la déformation dans l'épaisseur (jusqu'à 30% d'écart entre la valeur mesurée et celle relevée expérimentalement pour la pièce étudiée).

De la torsion peut apparaître sur des pièces axi-symétriques [Vanhove2010] lorsqu'une trajectoire unidirectionnelle d'outil est choisie. Ce phénomène disparaît avec des trajectoires dont le sens de parcours est alterné à chaque incrément axial. Cette stratégie semble également atténuer le retour élastique [Dejardin2010] en minimisant le cisaillement transverse. Pour démontrer ce lien, *Dejardin et al.* ont simulé et réalisé le formage d'un cône tronqué en choisissant deux trajectoires de formage : une stratégie circulaire où le sens de parcours est alterné à chaque niveau de z (stratégie 1 de la figure 1.13) et une autre stratégie dont le sens de parcours ne varie pas (stratégie 2 de la figure 1.13). Après l'opération de mise en forme, des anneaux de tôle sont découpés suivant la hauteur et le retour élastique est mesuré. Une procédure similaire est appliquée en simulation. Le retour élastique est plus important dans le cas de la stratégie 2 (sens de parcours inchangé) et est quasiment annulé dans le cas de la stratégie 1 (sens de parcours alterné).

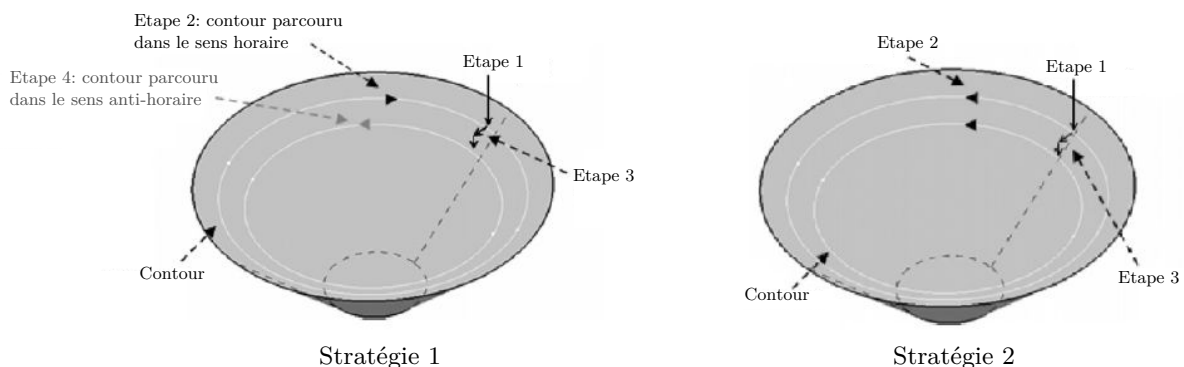


FIGURE 1.13 – Stratégies de formage avec un sens de parcours alterné (stratégie 1) et unidirectionnel (stratégie 2) [Dejardin2010]

1.1.5 Formabilité

L'ISF conduit à des niveaux de déformations plus importants que ceux rencontrés en emboutissage [Filice2002],[Shim2001]. Classiquement, des niveaux supérieurs à 70%, voir jusqu'à 120%, peuvent être atteints pour des alliages d'aluminium contre 30% maximum en emboutissage. Deux critères de formabilité sont principalement utilisés pour déterminer la faisabilité d'une pièce :

- l'angle maximal de formage
- les CLF (Courbes Limites de formage)

1.1.5.1 L'angle de formage maximal

La valeur maximale de l'angle de formage (α de la figure 1.10) est un indicateur répandu, pour les géométries de référence que sont la pyramide et le cône tronqués. *Duflou et al.* [Duflou2008], présentent l'angle de formage maximal (α_{max}) pour différentes nuances et épaisseurs de matériaux (table 1.1). Ces angles de formage sont obtenus par détection de la rupture pendant le formage de pyramides tronquées par un outil de diamètre 10 *mm*.

Matériau	Epaisseur (<i>mm</i>)	α_{max} (°)
Al3003-0	1,2	71
Al3003-0	2,0	76
AA3103	0,85	71
AA3103	1,5	75
Ti Grade 2	0,5	47
DC01	1,0	67
AISI 304	0,4	63

TABLE 1.1 – Angle de formage maximal pour différents matériaux [Duflou2008]

Une autre méthode pour prédire les limites de formage est d'observer l'évolution de l'effort de l'outil. *Duflou et al.* [Duflou2007] ont aussi montré qu'une hausse puis une chute de l'effort au cours du formage peut traduire l'apparition de la striction. Cette méthode intéressante est néanmoins associée à une géométrie, en l'occurrence un cône tronqué. Il reste à démontrer que cette hausse suivi de la chute de l'effort est généralisable à tous types de pièces.

1.1.5.2 Les courbes limites de formage

En emboutissage, on est capable d'estimer les déformations limites d'un matériau grâce aux courbes limites de formage (CLF). Ces courbes sont portées sur un graphique tracé

dans l'espace des déformations principales (figure 1.14). Sur ce graphe sont alors tracés par différentes méthodes expérimentales (Marciniak, Nakazima...), plusieurs trajets de déformation. On considère que la rupture apparaît pour les jeux de déformations situés au dessus de la CLF. Le FLC_0 se situe au point limite de la courbe pour lequel le niveau de déformation mineure est nul (cas de déformation plane).

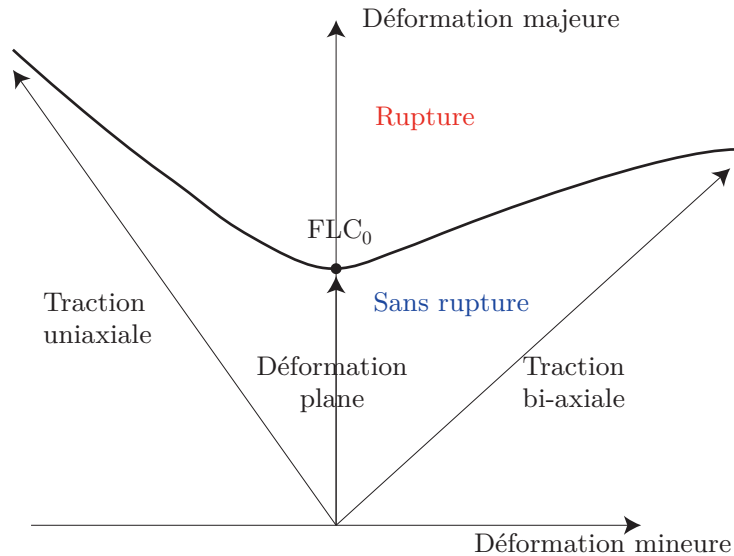


FIGURE 1.14 – Représentation classique d'une CLF

Les modes et chemins de déformations étant différents, il est difficile de transposer les méthodes expérimentales d'obtention des CLF mises en place pour l'emboutissage à l'ISF. Dans ce contexte, quelques auteurs ont proposé un protocole d'obtention des limites de formabilités en ISF. Ainsi, *Shim et al.* [Shim2001] définissent un test appelé "ball stretching" consistant à indenter une pièce suivant une trajectoire carrée, tandis que *Filice et al.* [Filice2002] emploient une méthode différente basée sur le formage de trois géométries (une pyramide tronquée, deux rainures perpendiculaires et concourantes ainsi qu'un cône tronqué). Bien que les géométries formées soit différentes, les niveaux de déformation constatés sont identiques. On retrouve des valeurs allant de 80 à 120 % de déformation, bien supérieures à celles obtenues en emboutissage comme l'illustre la figure 1.15.

Des CLF peuvent aussi être obtenues à partir des trajets de déformations simulés par EF du procédé [VanBael2007], en utilisant le modèle de prédiction des limites de formage de Marciniak-Kuczynski [Marciniak1967]. Cependant, même si les FLC_0 calculés sont supérieurs aux FLC_0 que l'on rencontre en emboutissage, ils restent bien inférieurs aux niveaux de déformation relevés expérimentalement en ISF.

Emmens et al. [Emmens2009] évoquent différentes pistes permettant d'obtenir ces niveaux élevés, dont notamment :

- le cisaillement transverse

Durant le procédé, la matière est repoussée par le poinçon. Cependant, seule la

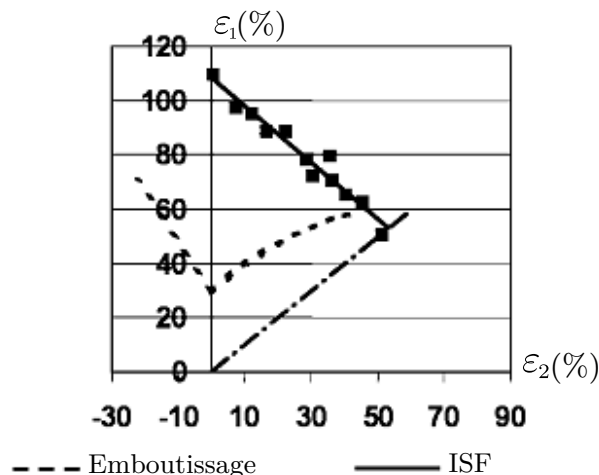


FIGURE 1.15 – Comparaison d'une CLF en emboutissage et en ISF (AA 1050-0) [Filice2002]

surface en contact avec l'outil est entraînée tandis que le côté opposé de la tôle est laissé libre. Cela entraîne l'apparition du cisaillement dans l'épaisseur. La figure 1.16 explicite celui-ci (γ_{13} et γ_{23}) lors du formage d'un cône tronqué.

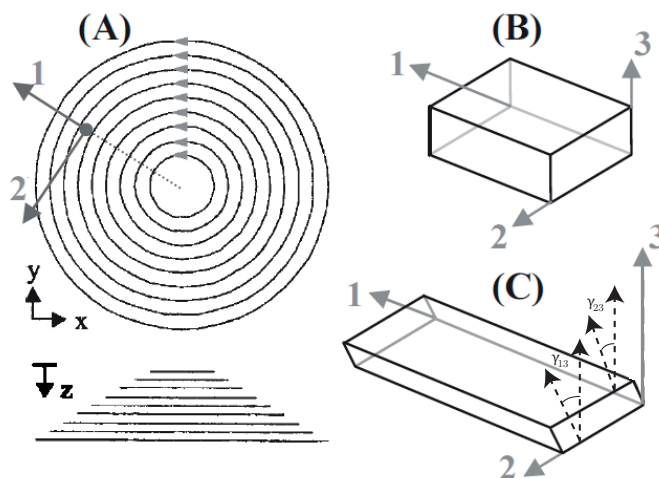


FIGURE 1.16 – Définition de l'angle de cisaillement : Trajectoire de l'outil (a), Élément non déformé (b), Élément cisailé dans une direction (2-3) (c) [Eyckens2008]

Tekkaya et al. [Tekkaya2006] ont également étudié analytiquement l'influence du cisaillement transverse sur l'apparition de la striction. Comme le montre la figure 1.17, la déformation dans l'épaisseur ε_z , à la striction, augmente fortement avec le rapport τ / σ_f où τ représente la contrainte de cisaillement et σ_f la contrainte équivalente.

Cette hypothèse est reprise dans [Eyckens2008] où le modèle de Marciniak et Kuczynski, utilisé pour tracer les CLF, intègre le cisaillement transverse. L'application de ce modèle sur une tôle d'aluminium permet d'observer une augmentation

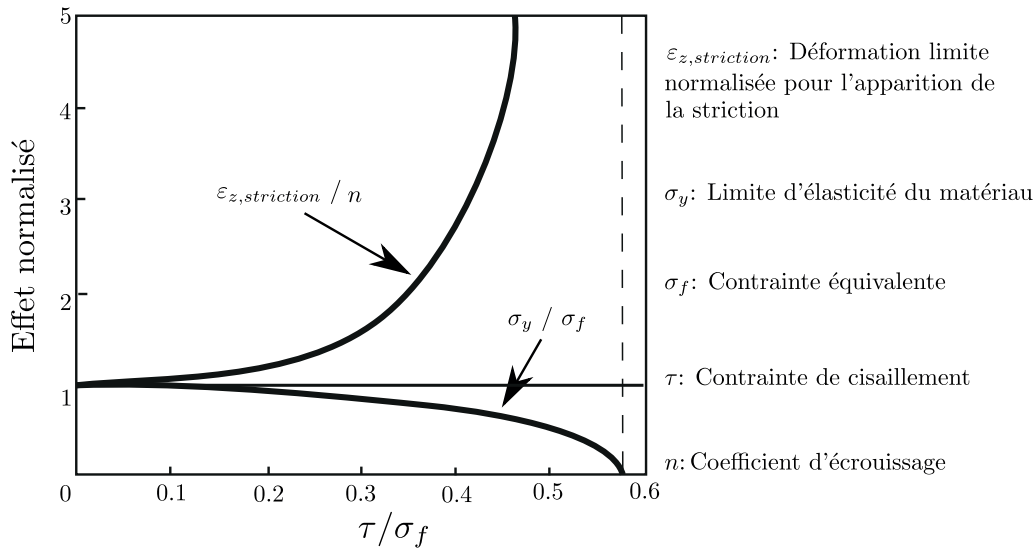


FIGURE 1.17 – Effets de l'ajout de contraintes de cisaillement sur la formabilité [Tekkaya2006]

significative de la déformation limite en déformation plane. Le FLC_0 obtenu avec un modèle ne prenant pas en compte le cisaillement est de 20%, contre quasiment 100% quand il est modélisé.

— la flexion sous traction

Un autre mode de déformation, appelé flexion-sous-traction, peut expliquer l'augmentation de la formabilité. Au passage de l'outil, la tôle est étirée et soumise simultanément à de la flexion comme l'illustre la figure 1.18 [Decultot2009]. D'après *Emmens et al.* [Emmens2009], cette sollicitation permet une répartition plus uniforme de la déformation et finalement une augmentation de la formabilité.

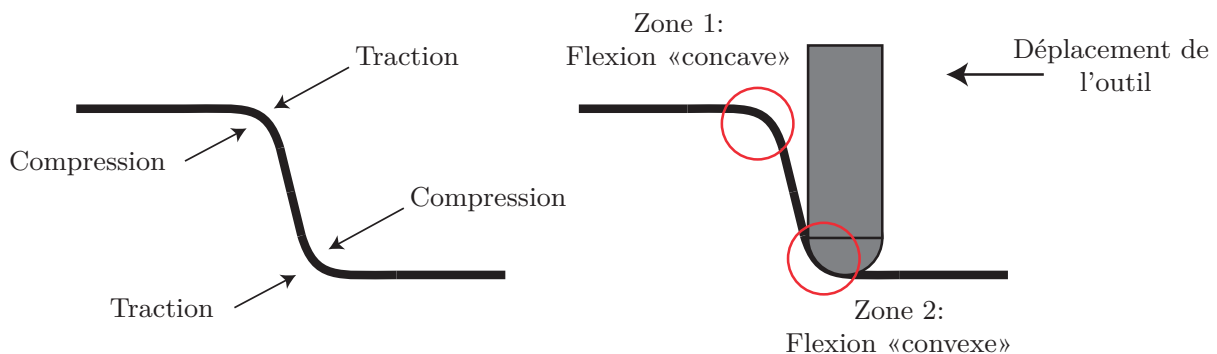


FIGURE 1.18 – Apparition de la flexion-sous-traction [Decultot2009]

— l'évolution non-monotone des chemins de déformation

Dans sa thèse, *Henrard* [Henrard2009] avance que l'évolution non-monotone des chemins de déformation explique l'augmentation de la formabilité en ISF.

L'évolution non-monotone est due au fait que l'outil agit localement sur la tôle et revient plusieurs fois dans la même zone pendant le déroulement du procédé, augmentant progressivement le niveau de déformation plastique. La figure 1.19 présente le chemin de déformation d'un point de la face supérieure d'un élément 3D du maillage d'une tôle pendant le formage [Eyckens2007].

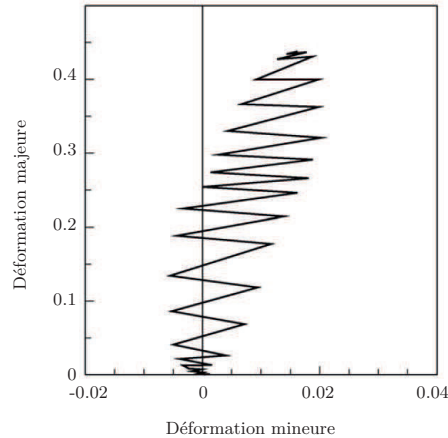


FIGURE 1.19 – Exemple de déformation cyclique [Eyckens2007]

— les contraintes de contact

D'après *Emmens et al.* [Emmens2009], le contact de l'outil sur la tôle génère des contraintes de compression suivant la normale à la surface de la tôle. Au point de contact, la contrainte équivalente est légèrement réduite diminuant ainsi la limite d'élasticité en traction. Cela réduit les contraintes dans le plan et peut retarder l'apparition de la striction.

1.2 Modélisation du procédé

1.2.1 Modèles analytiques

Un certain nombre de modèles analytiques ont été proposés afin de pouvoir estimer soit la forme finale, soit le niveau d'effort en ISF. L'intérêt de ces modèles réside dans le faible temps de calcul requis. Les principaux modèles sont présentés brièvement ci-dessous.

1.2.1.1 Prédiction de la forme finale

Certains modèles analytiques s'intéressent à la prédiction de la géométrie finale de la pièce afin de valider la trajectoire de formage et d'examiner la faisabilité du procédé au vue des spécifications géométriques. Par exemple, *Luo et al.* ont conçu un modèle basé sur le principe de l'énergie minimale [Luo2010], [Luo2010a]. Une première surface géométrique est calculée à partir des positions outils. Ensuite, en se basant sur le fait que la tôle se

déforme jusqu'à une position minimisant l'énergie de déformation, la géométrie finale est estimée. Ce modèle, s'il permet de diminuer le temps de calcul comparativement à une méthode EF, reste imprécis puisque des écarts, allant jusqu'à 10% de la profondeur de la pyramide à section carrée étudiée (60 mm), sont relevés.

Iseki et al. ont quant à eux développé un modèle basé sur l'hypothèse de déformation plane (pas de déformations dans la direction du mouvement outil) et sur le fait que la zone de la tôle en contact avec l'outil se déforme uniformément [Iseki2001]. Ce modèle est appliqué à une pyramide tronquée à base carrée de hauteur $h = 5 \text{ mm}$. Les résultats obtenus pour un profil de la pièce sont comparés à ceux calculés par EF et à l'expérimentation. Des résultats relativement satisfaisant en terme de prédiction de géométrie sont obtenus, cependant ce modèle ne s'applique pas à des géométries complexes. De plus, la faible hauteur de la pièce ne permet pas de généraliser l'hypothèse de déformation plane à tous types de forme.

Behera et al. proposent une méthode MARS (Multivariate Adaptive Regression Splines) pour prédire la géométrie finale de la pièce. Cette méthode consiste à se référer à une base expérimentale construite à partir d'essais de SPIF sur différentes typologies de surfaces [Behera2013]. Pour chaque test, l'erreur entre la forme désirée (CAO) et la forme mesurée est consignée dans la base de données. Cette étape doit être mis en œuvre sur une machine assez rigide pour que les éventuelles déformations élastiques de celle-ci soient négligeables en comparaison des erreurs géométriques entre la forme désirée et mesurée. Une surface réponse est ainsi générée pour les différentes typologies de surfaces. Ces surfaces réponses sont validées expérimentalement et amènent à une erreur moyenne inférieure à 0,3 mm pour des pièces de 60 mm de profondeur. Même si ce résultat est encourageant, il est évident que cette méthode est très coûteuse en temps. Cette dernière nécessite également la fabrication de nombreuses pièces dès lors qu'une géométrie complexe est étudiée.

1.2.1.2 Prédiction de l'effort de formage

La détermination des efforts de formage d'une pièce permet principalement de s'assurer de l'intégrité de la machine. De nombreux articles font mention de plans d'expériences permettant d'identifier les facteurs influents sur l'effort de formage. Les paramètres du matériau ont bien entendu un effet déterminant sur l'effort de formage [Aerens2009] contrairement à la lubrification, comme l'ont montré *Kopac et al.* [Kopac2005] ainsi que *Petek et al.* [Petek2009]. Par contre, ce paramètre permet d'obtenir un meilleur état de surface.

Dans le but de dimensionner une machine spécifique à l'ISF, *Allwood et al.* [Allwood2005] ont proposé un modèle analytique permettant d'approximer l'effort maximal en fonction du matériau et de l'outil (figure 1.20). Ce modèle prend en compte deux cas de chargement afin d'obtenir les valeurs maximum de l'effort axial (F_a) et l'effort radial (F_r) :

$$F_a = \pi \cdot r \cdot e \cdot \sigma_e \cdot \sin(\alpha) \quad (1.2)$$

$$F_r = \pi \cdot r \cdot e \cdot \sigma_e \cdot (\sin(\alpha) + 1 - \cos(\alpha)) \quad (1.3)$$

Avec :

- F_a, F_r : respectivement l'effort axial et l'effort radial
- r : rayon d'outil
- e : épaisseur du matériau
- σ_e : limite élastique du matériau
- α : demi-angle au sommet du cône

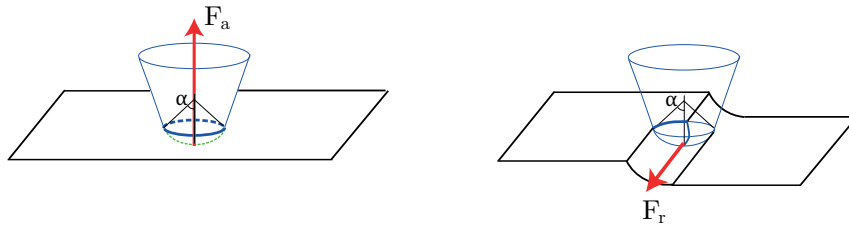


FIGURE 1.20 – Modèle d'approximation de l'effort de formage [Allwood2005]

Il faut noter que l'angle de formage et l'incrément axial ne sont pas pris en compte dans les équations 1.2 et 1.3. Par la suite, *Aerens et al.* [Aerens2009] proposent une loi empirique plus complète prenant en compte ces facteurs. La valeur du palier d'effort F_{zs} apparaissant lors du formage d'un cône tronqué (figure 1.21) est donnée par :

$$F_{zs} = 0,0716 \cdot \sigma_m \cdot e^{1,57} \cdot d^{0,41} \cdot \delta_z^{0,09} \cdot \alpha \cos \alpha \quad (1.4)$$

avec :

- F_{zs} : l'effort palier suivant z
- d : diamètre d'outil
- e : épaisseur du matériau
- σ_m : limite à la rupture du matériau
- α : angle de formage
- δ_z : incrément axial

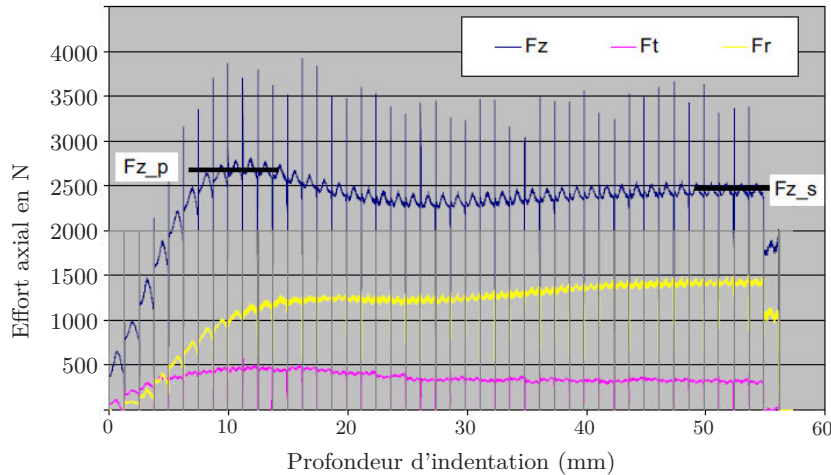


FIGURE 1.21 – Effort type mesuré lors de la mise en forme d'un cône tronqué. Définition du paramètre Fz_s [Aerens2009]

La même démarche est adoptée pour prédire analytiquement les efforts radiaux. L'équation 1.4 est vérifiée expérimentalement sur un cône tronqué en Al 1024, pour différents paramètres géométriques (e , α) et procédés (δ_z , d). Les erreurs de prédiction de l'effort axial varient entre 1% et 27% selon les cas, ce qui amène *Aerens et al.* à mettre en avant le gain de temps qu'apporte l'application de cette formule par rapport à une méthode EF. Il faut néanmoins souligner, que les valeurs des paramètres ne sont pas représentatives du procédé ($\delta_z = 0,015 \text{ mm}$ ou $0,005 \text{ mm}$ et $\alpha = 20^\circ$ ou 35°) et que cette formule n'est utilisable que dans le cas précis d'un cône tronqué.

Ainsi, les différents modèles présentés ne permettent pas d'obtenir une prédiction pouvant s'appliquer à n'importe quelle géométrie de façon robuste. De plus, les efforts de formage ne sont pas donnés pour chaque point de la trajectoire ce qui peut être préjudiciable dans une démarche d'optimisation.

1.2.2 Modèles numériques

On trouve de nombreuses modélisations numériques du procédé de formage incrémental dans la littérature. La plupart des simulations sont effectuées avec les codes de calcul commerciaux tel que ABAQUS[®], LS-DYNA[®] ou PAM-STAMP[®]. Le temps de calcul reste une problématique récurrente pour la modélisation de ce type de procédé. D'une part parce que la position du contact outil/pièce et une description satisfaisant des différents modes de déformation nécessitent localement un maillage relativement fin, et d'autre part parce que les trajectoires définies en ISF sont généralement longues et impliquent une discrétisation spatiale importante. Aussi, dans la littérature, un certain nombre de travaux sont proposés afin de tenter de réduire le temps de calcul tout en conservant une précision satisfaisante.

1.2.2.1 Méthodes de résolution

La résolution du problème spatial prend en compte l'hypothèse des grandes déformations. L'utilisation d'un schéma d'intégration explicite [Yamashita2008], tenant compte du comportement quasi-statique du matériau, est généralement préférée aux schémas implicites plus lents. On retrouve dans certains cas, l'utilisation d'un schéma mixte : explicite pour la mise en forme et implicite lors du retrait de l'outil (fin du contact entre l'outil et la pièce) [Ambrogio2007].

1.2.2.2 Modélisation du problème

La plupart des modèles sont basés sur une description complète 3D. *Henrard* [Henrard2009], quant à lui, ne modélise qu'une portion (40°) d'un cône tronqué en appliquant des conditions de symétries aux bords de la tôle simulée. Les résultats obtenus (effort et forme finale de la pièce) sont comparés avec un modèle complet (360°) et un modèle partiel (90°). En terme de géométrie finale, si le modèle (360°) donne un résultat quasi parfait par comparaison à des mesures expérimentales ($0,01\text{ mm}$ d'écart au centre du cône), les modèles de (45°) et (90°) entraînent des écarts respectivement de $0,62$ et $0,39\text{ mm}$ pour un cône à 50° et de profondeur 30 mm . D'autre part, pour un niveau final d'effort axial d'environ 1300 N , le modèle à 45° sous-estime de 10% le modèle complet comme le montre la figure 1.22 (aucune validation expérimentale n'est effectuée). Même si ce choix permet de réduire considérablement le temps de calcul (divisé par 70), il dégrade la précision de la prédiction en terme de géométrie finale et d'effort. De plus, l'utilisation de ces modèles partiels n'est valable que pour une géométrie axi-symétrique, ce qui restreint son utilisation.

La modélisation du système de serrage par des encastremets au cours de la simulation amène à une rigidification artificielle du modèle comme l'ont fait remarquer *Bouffieux et al.* [Bouffieux2007]. Pour éviter une surestimation de l'effort due à des conditions d'encastrement, le système de serrage a été modélisé par des ressorts distribués le long des bords de la tôle. Les nœuds des bords de la tôle sont bloqués en rotation et en translation suivant la direction d'indentation. Le déplacement suivant le plan de la tôle est donc possible, il est défini par la rigidité des ressorts. Afin de corréler les efforts expérimentaux, une valeur unique de raideur à l'ensemble des ressorts a été optimisée par une méthode inverse basée sur un simple test d'indentation au centre de la tôle.

Dejardin et al. [Dejardin2007] ont étudié numériquement l'influence de la valeur de l'effort de serrage sur la précision géométrique de la pièce et la répartition de l'épaisseur. Quatre niveaux d'effort de serrage (200 à $20\ 000\text{ N}$) ont été appliqués, au niveau de la zone de contact tôle/système de serrage, lors de la simulation du formage d'une pyramide à base hexagonale de 3 mm de profondeur. Peu d'écarts sont constatés sur la géométrie finale, ce qui peut s'expliquer par la faible dimension de la pièce formée, tandis qu'on constate un amincissement plus important de la tôle près de la zone de serrage quand

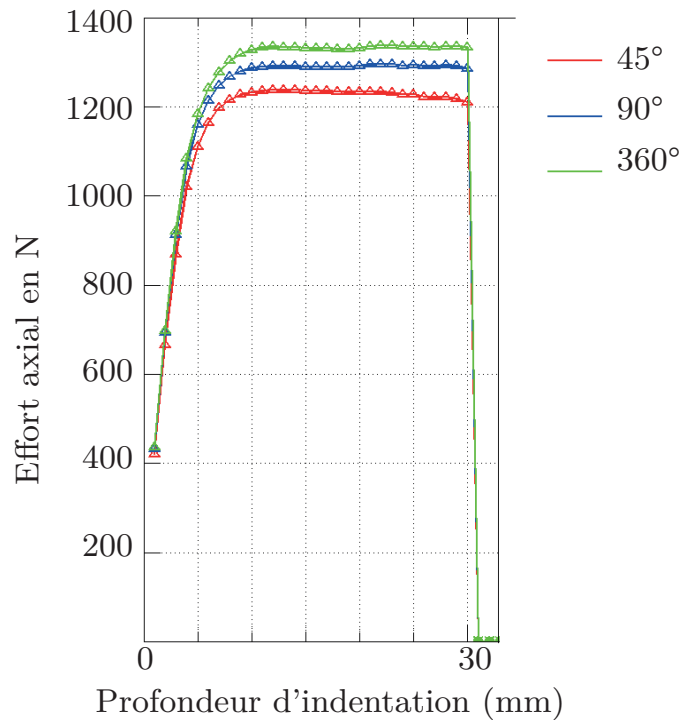


FIGURE 1.22 – Niveau d'effort axial simulé pour différents type de modèle (partiel ou complet) [Henrard2009]

l'effort le plus élevé est appliqué.

1.2.2.3 Type d'éléments

Le type d'éléments influence également les résultats de la simulation. *Bambach et al.* ont testé différents types d'EF du code ABAQUS[®] lors de la simulation d'un cône tronqué de 25 mm de profondeur [Bambach2005]. La trajectoire choisie est assez particulière puisque l'incrément axial est de 5 mm contre 0,5 à 1 mm généralement prescrit dans la littérature. La comparaison entre les éléments volumique (C3D8) et coque (S4R) montrent que les meilleurs résultats (en terme de précision dimensionnelle) sont obtenus avec des éléments S4R, élément coque à 4 nœuds à interpolation linéaire et à intégration réduite (table 1.2). Cette conclusion peut paraître surprenante mais elle est sûrement due au fait que seulement deux éléments ont été définis dans l'épaisseur pour les modèles utilisant les éléments 3D.

Ce gain de temps de calcul fait que la quasi totalité des articles traitant de la modélisation numérique de l'ISF choisissent des éléments de type coque. Par exemple, *Ambrogio et al.* ont maillé une tôle d'aluminium de dimensions $163 \times 163 \times 1 \text{ mm}^3$ avec 5000 éléments plaque à 4 nœuds avec 5 points d'intégration dans l'épaisseur pour prendre en compte les effets de flexion [Ambrogio2004b]. Un algorithme de remaillage est utilisé pour réduire la taille des éléments autour du contact entre l'outil et la tôle tout en conservant un maillage plus grossier dans les autres zones. Les résultats obtenus sont encourageants (figure 1.23) mais ils ne portent que sur la géométrie de la pièce. Aucune

Élément	écart géométrique maximum (mm)	écart géométrique moyen (mm)	Temps de calcul [h]
C3D8	2,59	1,54	17,06
S4R	1,09	0,59	7,3

TABLE 1.2 – Influence du type d'éléments d'ABAQUS[©] sur l'écart géométrique et le temps de calcul d'un cône tronqué [Bambach2005]

prédiction d'effort n'est présentée.

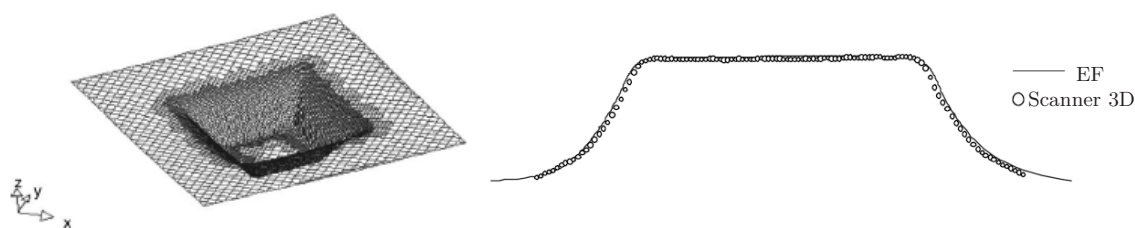


FIGURE 1.23 – Maillage déformé constitué d'éléments coques [Ambrogio2004]

Si l'utilisation des éléments coques pour déterminer la forme finale de la pièce avant desserrage semble suffisante, elle est remise en cause dans le cadre du calcul du retour élastique par *Dejardin et al.* [Dejardin2010] qui a testé deux trajectoires de formage comme on le voit sur la figure 1.13.

La première trajectoire, qui consiste à alterner le sens de parcours entre chaque niveau de z , annule les effets du cisaillement tandis que la deuxième, qui est une trajectoire unidirectionnelle les favorise. Ces deux trajectoires sont simulées avec des éléments coques et comparées à l'expérimental. La quantification du retour élastique s'effectue par un découpage en anneau du cône formé suivant la méthode déjà précisée chapitre 1.1.4. La même démarche est utilisée en simulation. Dans le cas de la stratégie 1, l'erreur de prédiction du retour élastique varie de 7 à 16 %, tandis qu'avec la stratégie 2 l'erreur varie de 20 à 73 %, ce qui montre l'influence de la trajectoire sur les mécanismes de déformation et aussi l'inefficacité des éléments coques utilisés en présence de cisaillement.

La présence de cisaillement durant le formage de la tôle a été confirmée par différentes études récentes. Dans [Jackson2009], une grille est imprimée dans l'épaisseur d'une tôle de cuivre afin d'analyser la déformation durant la mise en forme d'un cône d'angle de formage de 30° et de profondeur 20 mm . En SPIF, les valeurs maximales mesurées de γ_{13} et γ_{23} sont respectivement de -1° et 2° . Dans [Eyckens2009], l'influence de l'angle de formage sur le cisaillement transverse est évaluée pour une tôle d'acier faiblement allié. Des trous percés, perpendiculairement sur la surface de la tôle avant formage, sont mesurés après déformation. La figure 1.24 résume les valeurs mesurées des angles γ_{13} et γ_{23} en fonction de l'angle de formage α . Si γ_{23} est quasiment constant, comme on peut s'y attendre γ_{13}

est clairement dépendant de l'angle de formage. Les valeurs maximales sont cette fois-ci respectivement d'environ -30° et de 15° pour un angle de formage de 65° tandis que pour des angles inférieurs à 30° il est quasi nul.

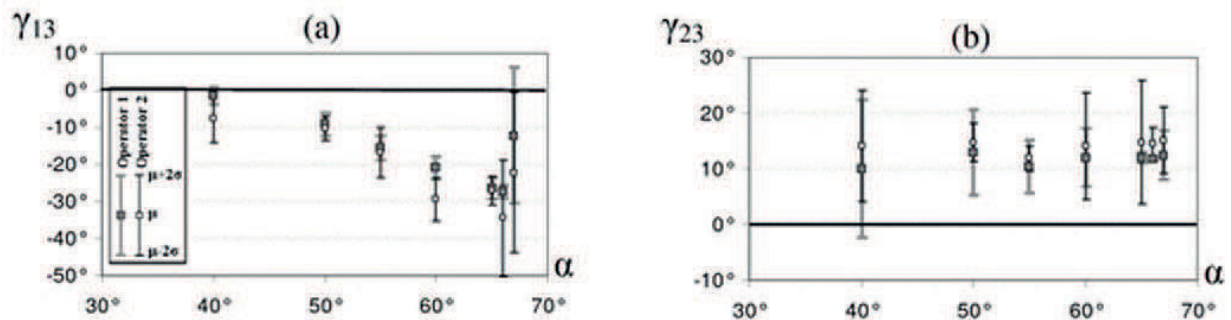


FIGURE 1.24 – Angles de cisaillement mesurés (γ_{13} et γ_{23}) en fonction de l'angle de formage d'un cône tronqué [Eyckens2009]

La prise en compte de ces composantes de cisaillement est prépondérante pour prédire l'effort de formage. *Henrard et al.* [Henrard2011] ont démontré que, dès lors que du cisaillement est généré, il faut le modéliser grâce à des éléments volumiques pour obtenir un niveau d'effort précis. Différents types d'éléments (volumiques ou surfaciques) sont utilisés pour simuler l'effort de formage lors de la fabrication de deux cônes de 20° et 60° (respectivement de hauteur 11,9 et 37,2 mm). La stratégie de formage choisie est une stratégie par niveau de z . Pour le cône à 20° , les valeurs de γ_{13} et γ_{23} sont quasi-nulles et font que le modèle basé sur des éléments coques prédit avec précision l'effort axial tout comme celui construit à partir d'éléments volumiques. Pour le cône de 60° , seulement les modèles 3D, modélisant le cisaillement transverse, donnent des résultats proches de l'expérimental alors que les angles γ_{13} et γ_{23} valent tous deux quasiment 20° .

Sena et al. ont comparé différents éléments volumiques (C3D8I, C3D8R et C3D8 - 4 éléments dans l'épaisseur) sous ABAQUS[®] sur un cas simple (une rainure au centre de la tôle) afin de déterminer leur influence sur l'effort [Sena2010]. Le choix d'un élément C3D8I (plus de points d'intégration dans l'épaisseur qu'un élément C3D8R) permet d'obtenir des efforts prédits proches de ceux mesurés comme l'atteste la figure 1.25.

1.2.2.4 Modélisation du contact tôle-outil

Généralement, le frottement entre l'outil et la tôle n'est pas considéré afin de gagner du temps de calcul. L'ajout d'un coefficient de frottement de type Coulomb (habituellement 0,05 pour un contact aluminium/acier) ne semble d'ailleurs pas apporter de grandes différences en terme de prédiction de la forme finale de la pièce.

Pour réduire le temps de calcul, *Robert et al.* ont établi un modèle simplifié du contact outil/tôle en comparaison de ceux généralement utilisés (méthode de pénalisation et multiplicateurs de Lagrange) [Robert2009]. Cette méthode vise à appliquer des déplacements aux nœuds qui sont supposés être en contact ou avoir été en contact

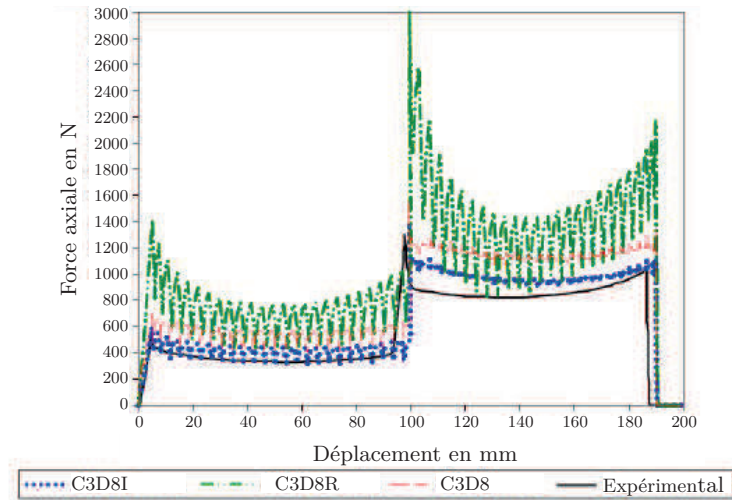


FIGURE 1.25 – Prédiction numérique de l'effort axial de formage pour différents éléments volumiques [Sena2010]

avec l'outil durant un incrément de temps. La consigne de déplacement des nœuds est calculée pour respecter le critère de non-pénétration entre l'outil et la tôle. Afin de modéliser les effets du contact sur la déformation globale de la tôle, une correction géométrique est apportée aux nœuds en fonction de leur position par rapport au système de serrage. Le temps de calcul est divisé par 1,34 pour des résultats similaires (en terme de prédiction de géométrie et d'épaisseur) à ceux obtenus par un modèle de contact classique.

1.2.2.5 Comportement élasto-plastique

Pour une configuration de formage donnée (géométrie de pièce, stratégie de formage, condition de bridage et de frottement), le comportement élasto-plastique et plus précisément la loi d'écrouissage du matériau et le critère de plasticité sont les éléments prépondérants du niveau d'effort simulé. Néanmoins, les lois d'écrouissage sont classiquement identifiées à partir d'essais de traction jusqu'à des niveaux de déformation relativement faibles (environ 20%). Il est donc nécessaire d'extrapoler numériquement la loi d'écrouissage, ce qui explique en partie, qu'il est difficile d'obtenir un niveau d'effort simulé proche de l'expérimentation, pour les déformations importantes rencontrées en ISF (de l'ordre de 3 à 4 fois la plage de déformation sur laquelle la loi d'écrouissage a été caractérisée).

Dans la plupart des articles des lois de type puissance (Swift) combinées avec un écrouissage isotrope sont implémentées dans les codes de simulation. Les lois les plus répandues pour décrire l'écrouissage du matériau sont :

— Loi d'Hollomon

$$\bar{\sigma} = K * \bar{\varepsilon}^n \quad (1.5)$$

— Loi de Swift

$$\bar{\sigma} = K * (\bar{\varepsilon}_p + \bar{\varepsilon}_0)^n \quad (1.6)$$

— Loi de Ludwick

$$\bar{\sigma} = \sigma_e + K * \bar{\varepsilon}_p^n \quad (1.7)$$

— Loi de Voce

$$\bar{\sigma} = \sigma_e + K * \sqrt{1 - e^{(-B * \bar{\varepsilon}_p)}} \quad (1.8)$$

Avec $\bar{\sigma}$ la contrainte équivalente, $\bar{\varepsilon}$ la déformation équivalente, $\bar{\varepsilon}_p$ la déformation plastique équivalente, $\bar{\varepsilon}_0$ la déformation équivalente à la limite d'élasticité ($\bar{\varepsilon}_p=0$) et où K, σ_e, B et n sont des constantes matériau.

Henrard et al. [Henrard2011] ont mis en évidence l'importance de la loi d'érouissage pour prédire l'effort par un modèle EF, en choisissant une loi de Voce et une loi de Swift lors de la simulation d'un même cas d'application (un cône de 60° en AA3003-O). L'écart entre l'effort calculé par les modèles et celui mesuré expérimentalement est de +19% avec une loi de Swift contre -2% pour une loi de Voce. Il est cependant difficile de conclure sur la loi la plus représentative du comportement du matériau puisqu'aucune expérimentation n'a été effectuée dans le but déterminer la loi d'érouissage pour les hauts niveaux de déformations identifiés lors du procédé.

Un érouissage isotrope est souvent choisi dans les simulations EF de l'ISF. Cependant, selon le matériau, le type d'érouissage peut avoir une influence sur les résultats obtenus et particulièrement sur l'effort estimé. Par exemple, un modèle mixte (érouissage isotrope et cinématique) identifié pour un alliage d'aluminium (Al 2024-T3) permet une meilleure prédiction numérique de l'effort [Decultot2008]. *Flores et al.* [Flores2007] montrent que le choix d'un érouissage isotrope conduit à un écart entre simulation E.F et expérimental de 20 à 30% de surestimation) par rapport à un érouissage cinématique lors du formage d'un cône d'angle 50° en alliage d'aluminium AA3003-O. Pourtant, récemment, *Henrard et al.* [Henrard2011] ont conclu que pour un cône d'angle 60° fait à partir du même matériau, la considération de ce comportement n'influence pas d'une façon significative la prédiction de l'effort, ce qui explique que ce choix est toujours sujet à discussion.

D'autre part des critères isotropes de types von Mises sont quasi exclusivement utilisés dans les modélisations EF de la littérature. *Henrard et al.* [Henrard2011] ont comparé l'application d'un critère de von Mises à celle d'un critère de Hill pour des mêmes conditions de simulation. L'influence de l'anisotropie durant le formage d'un cône tronqué en AA3003-O, d'angle de formage de 20°, est inférieure à 10% [Henrard2011]. Aucun test n'a été effectué pour un angle de formage plus important.

1.3 La machine

1.3.1 Les machines utilisées en formage incrémental

De nombreuses machines sont utilisées pour la mise en œuvre de l'ISF : des structures de type machine-outil cartésiennes [Allwood2005] ou parallèles [Petek2009], des robots sériels [Schäfer2004] ou parallèles [Callegari2008]... Des brevets de machines dédiées à l'ISF [Mastubara2001] ont même été déposés (figure 1.26).

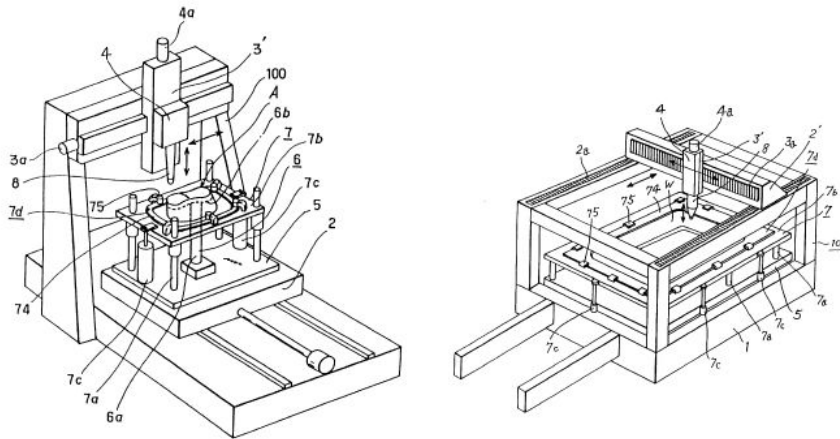


FIGURE 1.26 – Brevet de machine déposé par la société AMINO [Mastubara2001]

Cependant, la plupart des pièces réalisées en formage incrémental sont produites avec des machines-outils à commande numérique (MOCN) trois axes (figure 1.27). Ce type de machine possède l'avantage d'être présent dans quasiment tous les laboratoires de fabrication. Les utilitaires de programmation de trajectoire outil utilisés en usinage peuvent également permettre la génération des trajectoires de formage incrémental. De plus, la rigidité de ces machines permet de concentrer les recherches sur les paramètres du procédé tout en laissant de côté l'impact de la déformation de la structure de la machine sur la qualité finale de la pièce.



FIGURE 1.27 – Fraiseuse à commande numérique trois axes utilisée en ISF [Petek2009]

Néanmoins, on trouve certaines applications de formage incrémental robotisé. Par exemple, *Schäfer et al.* [Schäfer2004] utilisent un robot industriel sériel. Ce choix implique de prendre en compte la compensation de la rigidité de la structure au vu des écarts dimensionnels obtenus sur les pièces réalisées (jusqu'à ± 15 mm sur des pyramides tronquées formées à partir de tôles d'aluminium de dimensions $300 \times 300 \times 1$ mm³). *Duflou et al.* [Duflou2007a] utilisent aussi un robot anthropomorphe comme porteur et l'associe à un système de chauffage dynamique laser. Ce système, difficile à mettre en œuvre, semble permettre d'améliorer la formabilité du matériau. Cependant, l'intérêt de l'utilisation du laser n'est pas avéré avec des matériaux tels que l'acier, et semble réservé à des alliages légers qui sont plus sensibles à l'apport de chaleur.

Meier et al. [Meier2005], [Meier2009] se servent de deux robots synchronisés pour former la pièce. Un robot pilote l'outil et l'autre le contre-outil comme le montre la figure 1.28. Suivant le positionnement du contre-outil, celui-ci peut supporter la tôle dans sa zone libre et éviter des phénomènes de flexion ou encore se positionner suivant l'axe de contact de l'outil et agir comme une matrice partielle. La même idée a été reprise par *Tisza et al.* [Tisza2010] qui utilisent une fraiseuse à structure parallèle couplée à des actionneurs linéaires pour positionner un contre outil. Au final, ce système offre les avantages du formage négatif tout en gardant la flexibilité d'un procédé sans outillage spécifique. Il est cependant plus difficile de programmer les trajectoires outils et cela représente également un investissement plus important.

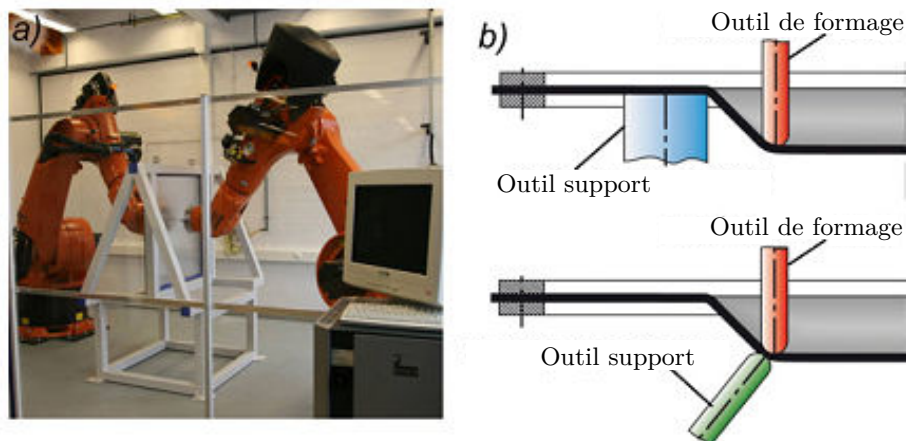


FIGURE 1.28 – Couplage de deux robots pour une application d'ISF [Meier2009]

Callegari et al. [Callegari2008] utilisent un robot à structure parallèle (figure 1.29) et *Rauch et al.* [Rauch2007] font également le choix d'une structure parallèle (MOCN 5 axes). Ces machines offrent une rigidité importante mais le coût d'investissement reste très élevé.

Un robot permet d'avoir un espace de travail plus important par rapport à une MOCN mais implique une plus faible rigidité de la structure qui, si elle n'est pas pris en compte, affectera la précision dimensionnelle de la pièce formée. Le robot offre néanmoins, un fort avantage économique à iso-volume ce qui en fait un porteur attractif dans le cadre de

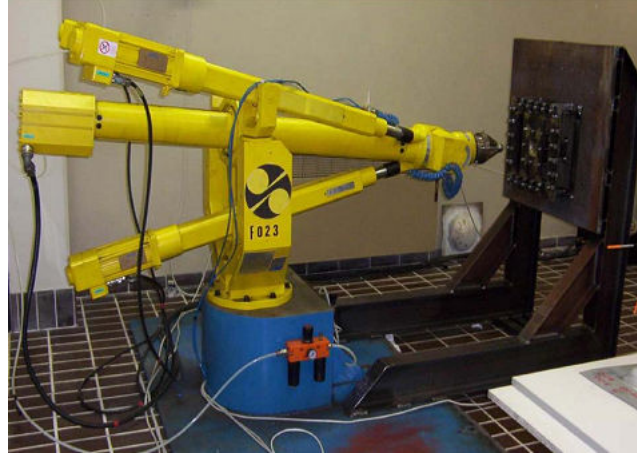


FIGURE 1.29 – Robot à structure parallèle mise en œuvre pour l'ISF [Callegari2008]

ce procédé. Si le choix d'un robot est retenu afin de mettre en œuvre l'ISF, il faudra déterminer la déformation élastique du robot sous des cas de chargements se rapprochant du procédé pour ensuite corriger la trajectoire de formage.

1.3.2 Calcul des déplacements élastiques de la structure

Pour la mise en œuvre de l'ISF robotisé, il est important de réaliser une modélisation élastique permettant de prendre en compte la rigidité de la structure robot afin de prédire et de corriger les déplacements du TCP induits par ses déformations élastiques. Cette modélisation doit permettre de calculer l'erreur de pose au niveau du centre outil (TCP), résultant de ces déformations de la structure, en fonction du chargement équivalent et de la matrice de rigidité équivalente de la structure définis au TCP :

$${}^0\Delta_E = ({}^0\mathbf{K}_{eq})^{-1} {}^0\mathbf{F}_{eq}. \quad (1.9)$$

${}^0\Delta_E$ et ${}^0\mathbf{F}_{eq}$ représentent respectivement le déplacement élastique et le chargement équivalent décrits au TCP et exprimés dans le repère de base du porteur (R_0). ${}^0\mathbf{K}_{eq}$ est la matrice de rigidité équivalente modélisant le comportement élastique de la machine également définie dans R_0 .

Différentes méthodes permettent de calculer les déplacements ${}^0\Delta_E$. On peut les classer de la façon suivante :

- la modélisation EF

Ce type de modélisation donne de très bons résultats et est reconnu comme le modèle le plus fiable et le plus précis lorsque les liaisons et les segments du mécanisme sont modélisés à partir de leurs véritables formes et dimensions [Piras2007]. La précision de ce modèle n'est limitée que par le pas de discrétisation du maillage. La contrepartie de cette description précise est le temps de calcul

du modèle relativement long qui peut pénaliser la commande dans le cas d'une correction en temps réel. Cette méthode n'est donc généralement utilisée que lors de l'étape de validation finale de conception pour permettre de valider le dimensionnement des composants.

- les liaisons élastiques virtuelles

Également appelée «lumped model», elle consiste à ajouter au modèle géométrique traditionnel, des liaisons virtuelles (localisées par des ressorts), décrivant les déformations élastiques des éléments d'un robot (segments, articulations et actionneurs). Le premier à présenter cette méthode à des robots a été *Gosselin* en prenant seulement en compte la flexibilité des liaisons actionnées [Gosselin1990]. La matrice de raideur s'écrit de cette manière :

$${}^0\mathbf{K}_{eq} = k^0\mathbf{J}^T\mathbf{J} \quad (1.10)$$

où k est le facteur de raideur attribué aux ressorts modélisant chaque liaisons motorisé, ${}^0\mathbf{J}$ la matrice jacobienne cinématique exprimée dans le repère de base. Par la suite, cette méthode a été développée en considérant aussi la flexibilité des segments [Gosselin2002]. Cependant, les ressorts virtuels présentés dans ces modèles sont mis en série et ne prennent pas en compte le couplage entre les déplacements en rotation et en translation. Cette méthode a pour principal avantage un temps de calcul très court et est bien adaptée aux structures simples dont les sources de flexibilité sont facilement identifiables (rigidité des articulations, traction-compression des segments). Néanmoins, elle présente des limites pour des structures plus complexes.

- la modélisation des segments et articulations de la structure par des éléments de type poutre selon l'hypothèse d'Euler Bernouilli.

Il est possible de modéliser la structure machine à partir d'éléments de type poutre lorsque la géométrie des corps le permet. Ce modèle analytique plus complet permet d'obtenir des résultats performants en un temps de calcul réduit. Cette approche a été développée par *Damak* qui utilise la théorie des poutres issue de la Résistance Des Matériaux (RDM) [Damak1996]. *Deblaise* formalise cette méthode et la rend systématique par l'utilisation de matrices de rigidité regroupant les relations de la RDM [Deblaise2006a]. Cette stratégie permet, non seulement de prendre en compte la rigidité des éléments de la structure, mais aussi la rigidité des liaisons grâce à la modélisation des liaisons rotoïdes par deux roulements [Yoon2004]. La rigidité de ceux-ci est définie comme étant une matrice carrée diagonale de dimension 12 qui peut être intégrée au modèle. À titre d'exemple, l'application de cette méthode a permis de prédire les déformations élastiques d'un robot sériel possédant une boucle cinématique avec une erreur maximale de

10% [Marie2008].

1.4 Contrôle et optimisation du procédé

Différents travaux traitent du contrôle et de l'optimisation de la trajectoire en ISF. Les objectifs de ces derniers se décomposent en deux parties :

- assurer l'intégrité de la machine,
- améliorer la précision dimensionnelle des pièces formées.

Afin d'assurer l'intégrité de la machine et d'améliorer la précision dimensionnelle des pièces formées, il est possible de se baser sur une approche couplée construite à partir des données du procédé et de la structure machine. Les différents travaux réalisés dans cet esprit et appliqués à l'ISF sont consignés dans cette partie.

1.4.1 Assurer l'intégrité de la machine

L'objectif est d'assurer l'intégrité de la machine et de l'outillage en évitant une pénétration trop forte de l'outil dans la matière. Ainsi, on trouve dans la littérature des travaux portant sur la maîtrise et l'adaptation en ligne de trajectoires de formage incrémental. Par exemple, *Filice et al.* [Filice2006] utilisent le gradient de l'effort en bout d'outil pour contrôler le procédé. Un modèle de prédiction est ainsi proposé et l'évolution du gradient d'effort constitue l'indicateur du bon déroulement du formage. Ce système nécessite un dynamomètre trois composantes associé à un modèle prédictif. *Rauch et al.* s'abstiennent du dynamomètre en se servant des mesures des couples moteurs de la MOCN [Rauch2009]. Un contrôle de l'effort de formage est programmé en gérant la trajectoire de l'outil (figure 1.30).

Une fois l'effort calculé, il est comparé à un seuil d'effort défini en fonction de la capacité machine. Deux solutions sont proposées pour adapter la trajectoire :

- modifier la jauge de l'outil,
- appeler un sous-programme de retrait de l'outil.

Ces modifications permettent de préserver la machine en cas de pic d'effort. Ces stratégies sont principalement adaptées au formage positif où la tôle est formée contre un support. L'intégrité de la tôle et des moyens de fabrication est préservée en évitant que la pièce soit bloquée entre le support et l'outil.

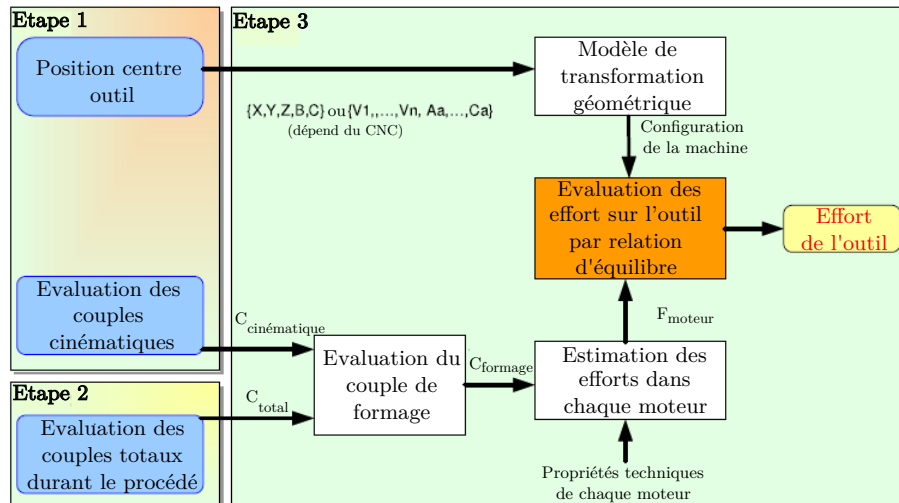


FIGURE 1.30 – Obtention de l'effort en bout d'outil par relevé des couples moteurs [Rauch2009]

1.4.2 Conformité des pièces

Différents domaines sont étudiés concernant la conformité des pièces formées en ISF. Les trois principaux sont traités dans cette partie :

- la précision dimensionnelle de la pièce avant desserrage,
- le contrôle du retour élastique après desserrage,
- la répartition de l'épaisseur.

1.4.2.1 Précision dimensionnelle de la pièce avant desserrage

Micari et al. proposent 5 stratégies pour améliorer la précision dimensionnelle des pièces fabriquées en ISF [Micari2007] :

- utiliser un support flexible,
- utiliser une contre pression, par exemple à l'aide d'un jet d'eau,
- se tourner vers le formage incrémental multi-point (figure 1.31),

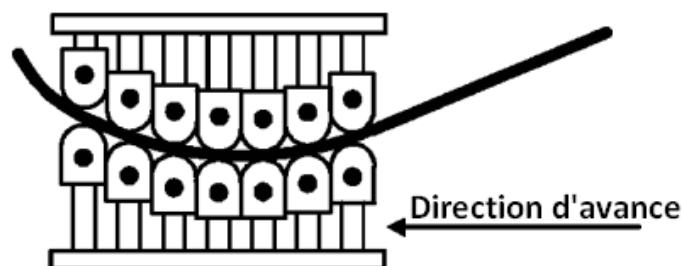


FIGURE 1.31 – Formage incrémental multi-points [Chen2005]

- déformer alternativement les deux côtés de la tôle,
- utiliser des trajectoires optimisées.

Les quatre premières solutions semblent intéressantes mais nécessitent un outillage plus important. C'est pourquoi, la plupart des études considèrent des solutions basées sur l'optimisation de la trajectoire. Ces travaux traitent de l'optimisation de la précision dimensionnelle de la pièce avant le déserrage omettant ainsi l'effet du retour élastique final.

Par exemple, afin d'améliorer la conformité de la pièce, *Ambrogio et al.* [Ambrogio2004] proposent de modifier la trajectoire de l'outil par génération de poses vicieuses pour prendre en compte l'effet de la flexion mesuré près des zones de serrage. Ces mêmes auteurs vont plus loin en mettant en place une méthode permettant de corriger la trajectoire en fonction de mesures prises sur la pièce à différentes étapes de la trajectoire [Ambrogio2005] (figure 1.32). Cette dernière est appliquée à un cône où la trajectoire est définie par une stratégie en spirale. À la fin de chaque spire, la surface formée est mesurée par un scan 3D. Les points relevés sont comparés à ceux définis par la CAO de pièce et l'erreur géométrique entre les deux est évaluée. Cette erreur est ensuite utilisée pour calculer les nouveaux points de la spire suivante et pour minimiser les écarts géométriques à l'aide de l'algorithme suivant :

$$X_n = X_{n-1} + \Delta X + K_1 \sqrt{(X_{N-1}^i - X_{N-1}^a)^2 + (Z_{N-1}^i - Z_{N-1}^a)^2} \quad (1.11)$$

$$Z_n = Z_{n-1} + \Delta Z + K_2 (Z_{N-1}^i - Z_{N-1}^a) \quad (1.12)$$

où :

- X_n, Z_n sont les coordonnées du point courant,
- i et a représentent les situations idéales et actuelles,
- ΔX et ΔZ sont les incréments idéaux calculés à partir de l'angle de formage,
- K_1 et K_2 sont des constantes de contrôle.

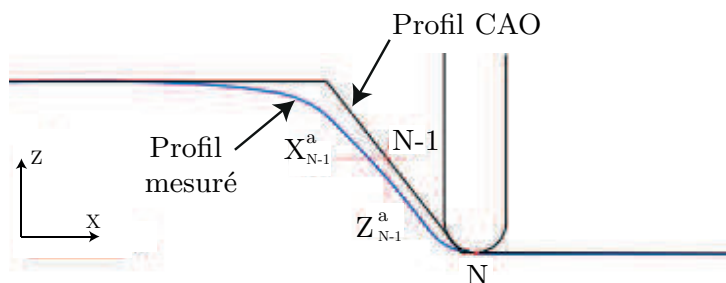


FIGURE 1.32 – Méthode de correction de la trajectoire outil [Ambrogio2004b]

Ces techniques de correction sont intéressantes mais augmentent la durée de fabrication de la pièce car elles nécessitent l'utilisation d'un moyen de mesure externe 3D à chaque

fin de passe. De plus, comme le suggère *Bambach et al.* [Bambach2009], ces stratégies génèrent souvent un phénomène de vagues sur la matière (figure 1.33).

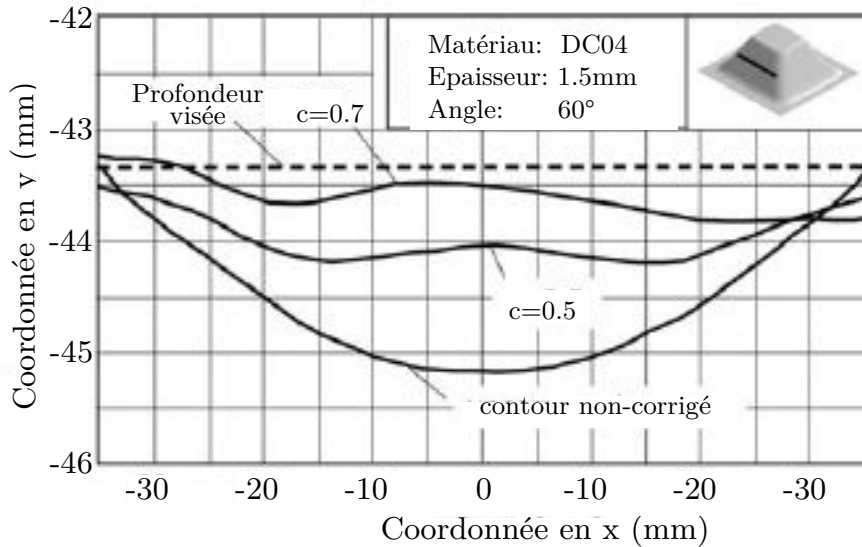


FIGURE 1.33 – Effet de vague relevé après correction par trajectoire vicieuse (c : constante de contrôle) [Bambach2009]

Ces effets de vagues s'expliquent par l'importance du retour élastique local qui se forme après le passage de l'outil. Pour minimiser ce phénomène, les mêmes auteurs proposent d'utiliser des stratégies multi-passes en énonçant deux arguments montrant qu'elles sont une alternative aux trajectoires vicieuses :

- Le retour élastique dépend de la déformation totale. Si la tôle est formée en une seule passe, l'outil va produire une plus grande déformation totale locale. Ce qui implique un plus grand retour élastique et donc une erreur par rapport à la géométrie visée.
- Avec une stratégie multi-passes, la géométrie finale est obtenue à la dernière passe. La déformation totale entre la tôle préformée et la passe finale est donc plus petite, ce qui réduit localement le retour élastique.

Une pyramide a été formée par trois stratégies différentes afin de montrer l'efficacité des stratégies multi-passes (figure 1.34). Chacune des stratégies consiste à réaliser une pré-forme avant la phase de finition (les trois différentes pré-formes sont grisées sur les vues de dessus de la pyramide à former) et est testée sur deux géométries différentes (petite et grande pyramide). Les résultats sont comparés avec une trajectoire directe et démontrent clairement l'avantage de ces dernières. La stratégie 2 est tout particulièrement efficace comme le montre la figure 1.35. On note aussi que l'augmentation du nombre de passes permet de réduire les erreurs sur l'histogramme de droite.

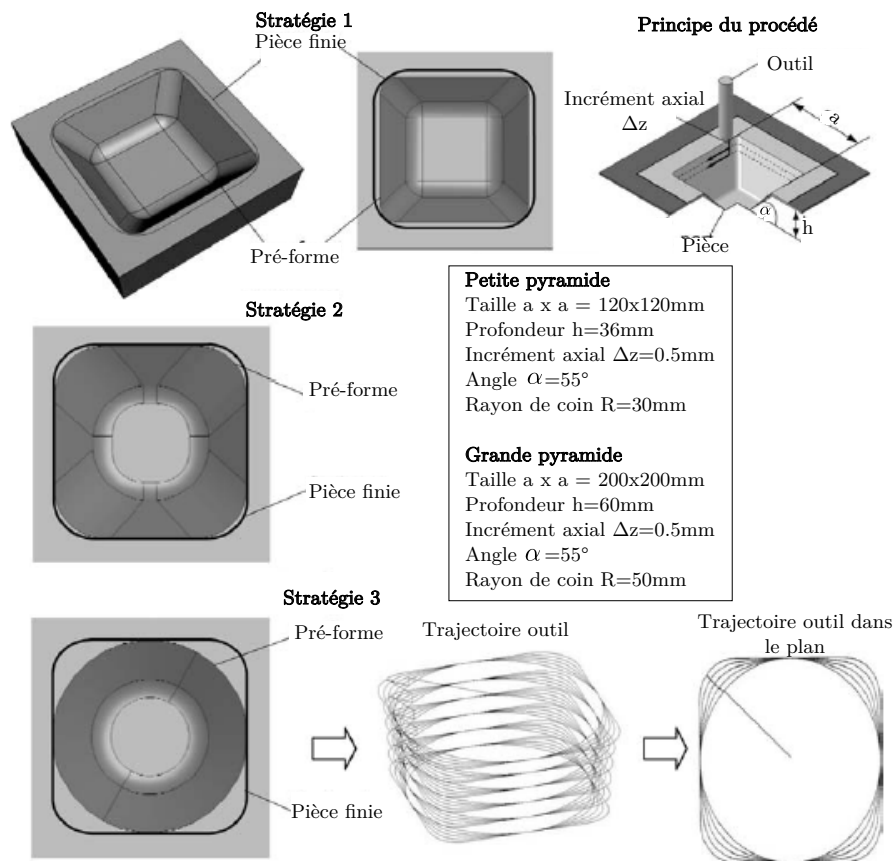


FIGURE 1.34 – Différents types de stratégies multi-passes [Bambach2009]

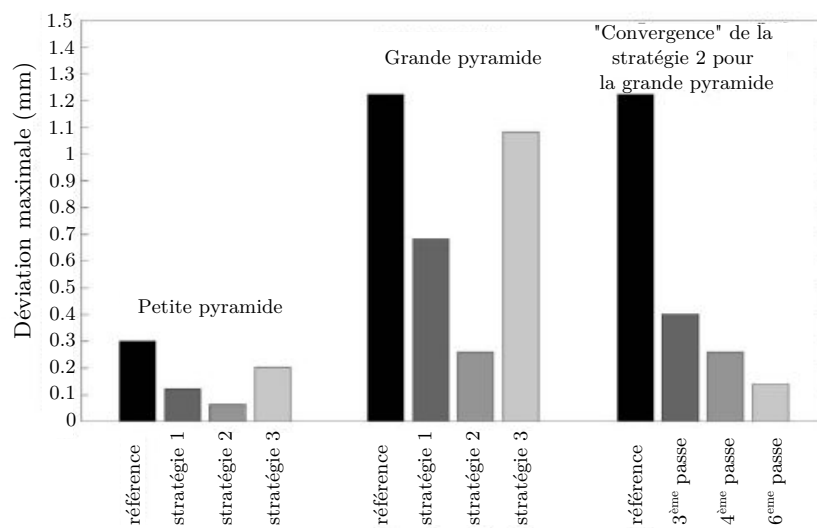


FIGURE 1.35 – Influence du type de stratégie (trois stratégies multi-passes et une stratégie une passe (référence)) sur la précision géométrique de deux pièces [Bambach2009]

1.4.2.2 Contrôle du retour élastique après desserrage

Le retour élastique de la tôle après le retrait de l'outil joue un rôle prépondérant pour la conformité finale de la pièce. Si les stratégies multi-passes semblent corriger en partie ce

problème, elles ne permettent pas de prendre en compte le retour élastique du matériau après relâchement des contraintes exercées par le système de serrage. *Bambach et al.* [Bambach2009] montrent aussi qu'un traitement thermique de la pièce peut réduire cet effet. Une pièce à double courbure formée par une stratégie multi-passes est étudiée et la forme finale de la pièce, après desserrage et avec ou sans traitement thermique préalable, est analysée. La figure 1.36 est parlante et montre clairement l'intérêt de cette démarche. Cependant, les écarts constatés restent importants et soulignent les progrès restant à faire dans ce domaine. De plus, l'utilisation d'un four est rendue difficile pour des pièces de grandes dimensions et augmente le temps de production global d'une pièce.

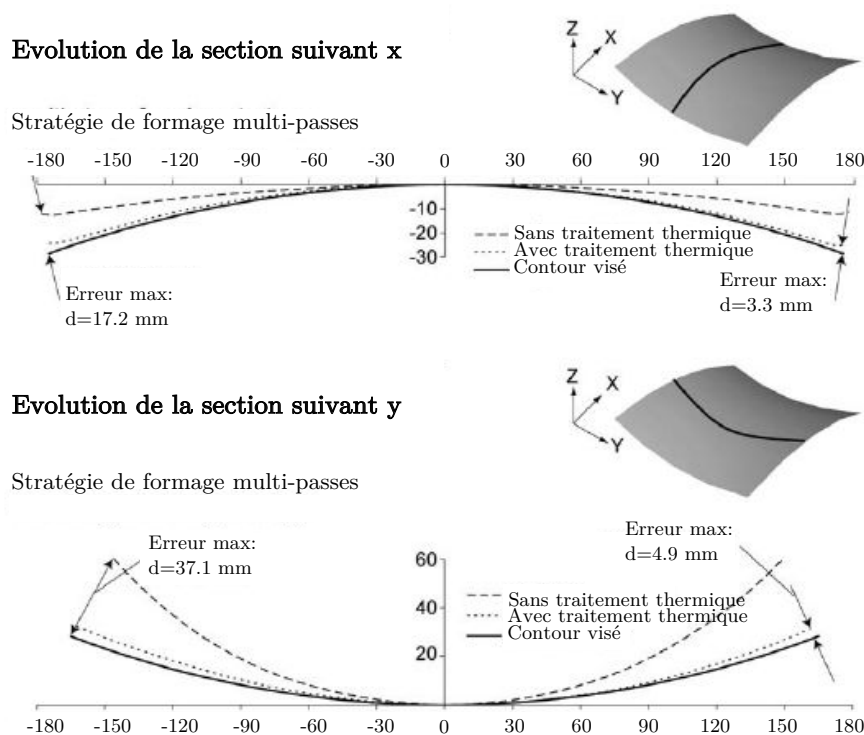


FIGURE 1.36 – Influence du traitement thermique sur la conformité de la pièce [Bambach2009]

1.4.2.3 La répartition de l'épaisseur

Un autre aspect important concernant la conformité des pièces est la variation de l'épaisseur. À ce propos, *Azaouzia et al.* ont établi un modèle d'optimisation basé sur la définition de surfaces réponses permettant d'optimiser la répartition de l'épaisseur et le temps de formage [Azaouzia2012]. À partir d'une simulation EF et d'un paramétrage adapté de la trajectoire, deux surfaces réponses sont construites. Ces fonctions sont ensuite insérées dans un algorithme d'optimisation. Cette étape permet une amélioration de 7% de la répartition de l'épaisseur et une diminution de 60% du temps de formage.

1.4.3 Couplage matériau/structure machine

En plus de corriger les effets dus au retour élastique du matériau, il est nécessaire dans le cas de l'utilisation de robots de prendre en compte la déformation élastique des corps et des articulations de la structure machine dans la correction de la trajectoire. Afin de les compenser, deux approches différentes appliquées à l'ISF sont proposées par *Meier et al.* [Meier2009] :

- méthode “en ligne”
- méthode “hors ligne”

Dans les paragraphes suivant, les deux méthodes permettant la détermination de la déformée élastique du porteur, ainsi que les algorithmes de correction utilisés, sont présentées.

1.4.3.1 Méthode “en ligne”

Cette première approche consiste à mesurer l'influence des déformations élastiques du robot sur la pièce formée grâce à des capteurs externes absolus à chaque étape de formage (chaque niveau de z) (figure 1.37).

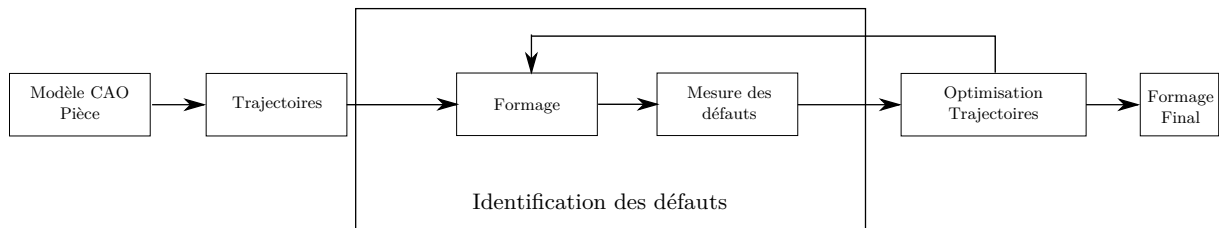


FIGURE 1.37 – Description de la méthode “en ligne”

Cette méthode permet de corriger les défauts “en ligne” par une méthode itérative tout comme la stratégie adoptée par *Ambrogio et al.* (chapitre 1.4.2). Après chaque passe la pièce est mesurée par un scan 3D, et le nuage de points mesuré est comparé au modèle CAO, afin d’obtenir l’erreur induite par les déformations du robot. La méthode de correction est détaillée chapitre 1.4.3.3. Les résultats obtenus sont présentés figure 1.38, pour un cône tronquée (ϕ 100 mm \times 40 mm \times 50 mm, Al 99.5 s, épaisseur : 0.8 mm). Cette stratégie est efficace (réduction de 60 % de l’erreur) mais elle augmente sensiblement le temps de formage. De plus, des capteurs supplémentaires et des modifications du contrôleur robot sont nécessaires.

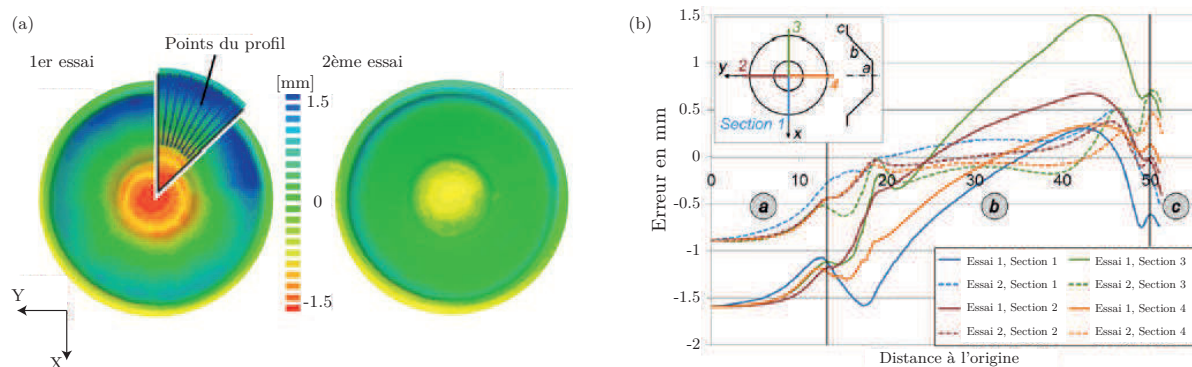


FIGURE 1.38 – Norme de l'erreur géométrique entre le nominal et les pièces mesurées après le premier essai sans compensation et après le second essai avec compensation par une méthode “en ligne” (a) ; Profils suivant différents plans de coupe de la pièce (b). [Meier2009]

1.4.3.2 Méthode “hors ligne”

La seconde approche consiste à prédire les déformations élastiques de la structure machine à partir des efforts nécessaires au formage (figure 1.39).

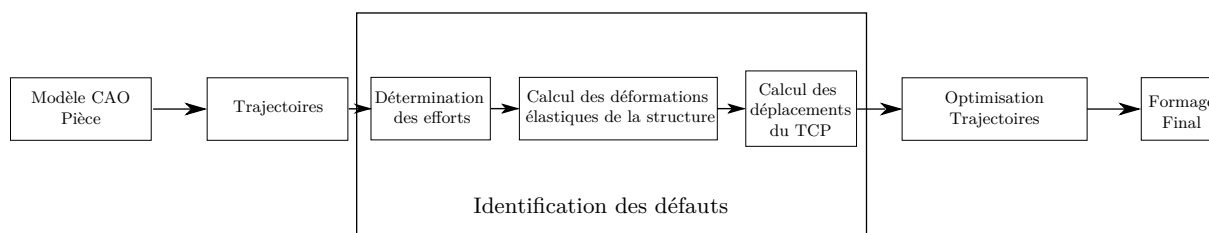


FIGURE 1.39 – Description de la méthode “hors ligne”

En comparaison avec la première méthode, c’est une approche “hors-ligne” qui repose sur le calcul de poses viciées du TCP. Pour calculer les déformations élastiques avec cette stratégie, la connaissance précise des efforts agissant sur le TCP est prépondérante. A ce propos, *Verbert et al.* [Verbert2009] proposent trois façons d’obtenir cet effort :

- calculer l’effort à partir de formules analytiques [Aerens2009],
- mesurer l’effort durant le formage d’une première pièce test réalisée sur une machine considérée parfaitement rigide,
- utiliser un modèle EF.

Comme l’a montré l’étude bibliographique (chapitre 1.2.1.2), les modèles analytiques actuels ne permettent pas une prédiction généralisable à tous les types de pièces. De plus, l’effort en chaque point de la trajectoire ne peut être déterminé, ce qui rend difficile la mise en place d’une correction. La deuxième solution, consistant à mesurer les efforts durant un

premier test, est sûrement la plus précise, mais elle implique la réalisation d'une première pièce test ainsi que l'emploi d'une seconde machine plus rigide que le robot. Cela résulte en un temps et des coûts de mise en œuvre plus importants. Cette stratégie ne semble donc pas adaptée à une application robotisée. La troisième solution se veut générique et moins onéreuse. Cependant, les temps de calculs importants et la difficulté à définir un bon jeu de paramètres pour la simulation EF rendent son application difficile.

Une fois l'effort de formage calculé ou mesuré par une de ces méthodes, il est défini comme une des entrées du modèle élastique de la structure. On obtient alors les déformations de la structure et finalement le déplacement résultant en bout d'outil qu'il est alors possible de corriger par compensation de la trajectoire.

Meier et al. ont choisi de calculer les déformations élastiques d'un robot sériel en utilisant une modélisation EF du procédé couplée à une simulation MBS (Multi Body System) du porteur (similaire à la méthode des liaisons élastiques virtuelles déjà décrite (chapitre 1.3.2)) [Meier2009]. Cette modélisation de la structure néglige l'effet de la déformation élastique des segments et ne prend en considération que l'élasticité des articulations. En outre, on note sur la figure 1.40, que le niveau d'effort simulé par le modèle EF est supérieur au niveau mesuré (jusqu'à 20% d'écart), pourtant cela ne semble pas affecter la prédiction du déplacement du robot. Cet écart peut s'expliquer par les hypothèses du modèle EF, similaires à celles généralement utilisées dans la littérature (éléments coques, modélisation du serrage par un encastrement, loi de Swift) [Meier2009b]. De plus, la pièce choisie, une simple rainure de faible profondeur (10 mm), ne représente pas les conditions sévères de déformation identifiées sur des pièces telles que des cônes tronqués, et ne permet donc pas de valider totalement l'approche.

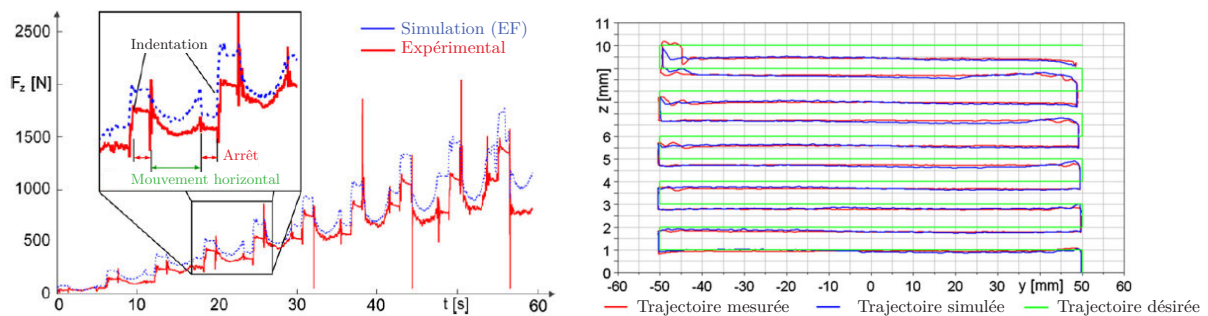


FIGURE 1.40 – Prédiction des efforts de formage et de la déformée du robot [Meier2009]

Dans un second article, ces mêmes auteurs, ont appliqué la méthode “hors-ligne” à un cône tronqué ($\phi=90$, $h=40$, $\alpha=60^\circ$) produit par formage incrémental robotisé (matériau : DC06, épaisseur : 1,2 mm, profondeur de passe : 1 mm) [Meier2011]. Cette fois-ci la modélisation EF est remplacée par un premier test où les efforts sont mesurés. Les résultats sont très satisfaisants, comme le prouve la figure 1.41, puisqu'une amélioration de 80% de l'erreur moyenne est obtenue. Comme dit précédemment, cette stratégie nécessite toutefois la fabrication d'une pièce test. De plus, le robot utilisé est déjà très rigide puisque les efforts

considérés comme donnée d'entrée du modèle élastique sont mesurés sur celui-ci durant un premier test sans compensation. On peut imaginer que pour une géométrie de pièce sollicitant davantage la structure, les résultats seront dégradés.

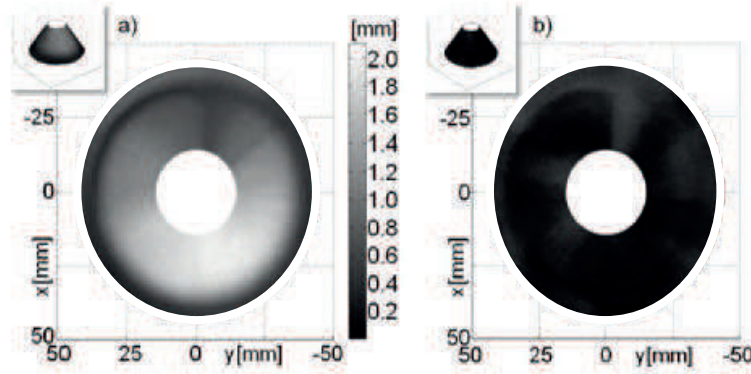


FIGURE 1.41 – Valeur absolue de la norme de l'erreur de trajectoire : non-compensée (a), compensée (b) [Meier2011]

Verbert et al. ont corrigé les défauts géométriques par la même méthodologie, également lors de la fabrication d'un cône tronqué [Verbert2009]. Les efforts définis comme donnée d'entrée du modèle élastique du robot sont, cette fois-ci, ceux relevés sur une fraiseuse à commande numérique considérée parfaitement rigide. Les écarts géométriques constatés sur la pièce montrent la possibilité de rapprocher le robot des performances d'une machine outil (figure 1.42), car une amélioration de 40 % de la précision géométrique du profil fabriqué par le robot est constatée. Ces résultats soulignent toutefois la nécessité d'une correction afin de respecter les spécifications dimensionnelles de la pièce puisqu'une erreur de quasiment 1 mm par rapport au nominal subsiste.

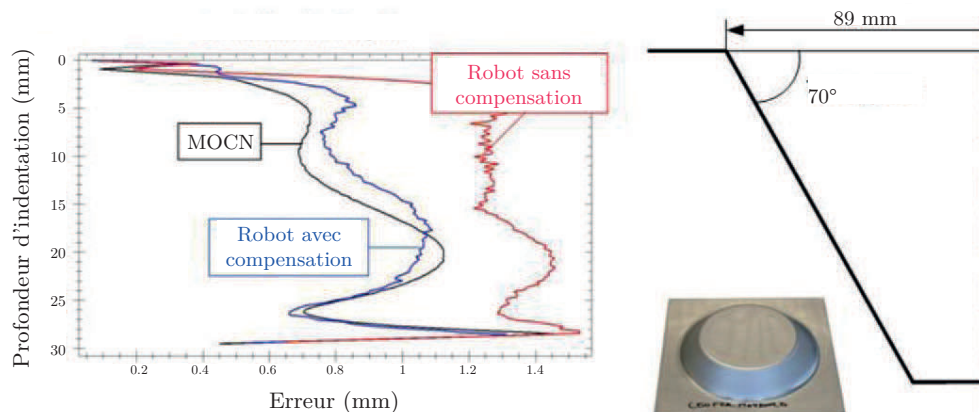


FIGURE 1.42 – Moyenne de la norme de l'erreur géométrique entre le nominal et la mesure des profils fabriqués sur une fraiseuse, un robot sans compensation et avec compensation [Verbert2009]

1.4.3.3 Méthode de correction

La stratégie de compensation utilisée est assez simple et identique pour les deux derniers travaux cités. La trajectoire de correction consiste en une trajectoire miroir. Elle est construite par offset du contour mesuré. La valeur de l'offset est déterminée en fonction du vecteur et de la longueur de correction définie figure 1.43.

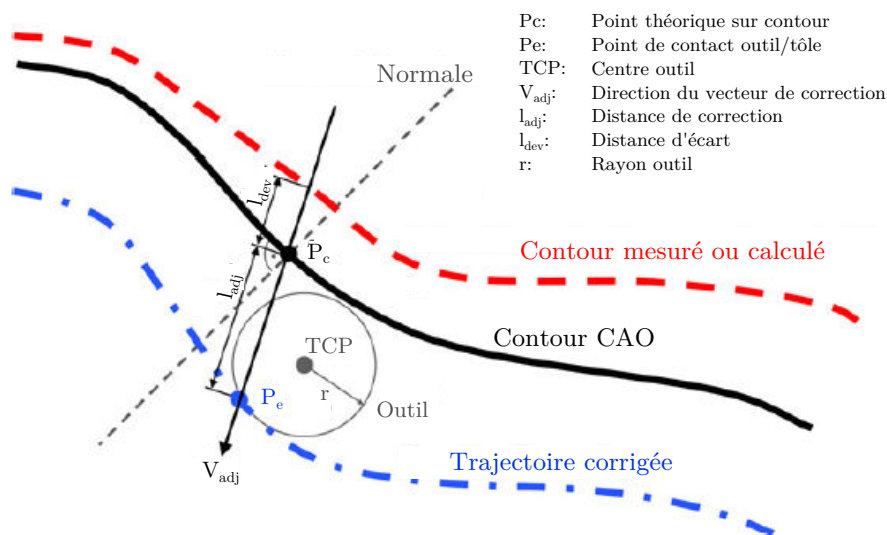


FIGURE 1.43 – Méthode de correction miroir de la trajectoire [Meier2009]

1.5 Problématique de la thèse

L'utilisation d'un robot sériel dans le cadre du formage incrémental paraît appropriée compte tenu de la simplicité et du relatif faible coût de sa mise en œuvre. Ce choix ne pourra être compétitif, en comparaison de machines considérées rigides telles des machines cartésiennes, que si les déformations élastiques de la structure robot sont compensées. Dans cet optique, deux méthodes sont proposées dans la littérature. Si la première (“en ligne”) permet d’atteindre la précision souhaitée, elle nécessite néanmoins un investissement important induit par l’acquisition de capteurs externes, et augmente également la durée de formage quand les mesures sont faites au fur et à mesure de la trajectoire. À l’inverse, la seconde méthode (“hors ligne”) est fondée sur la conception de trajectoires viciées à partir du calcul des déformations élastiques du robot. Cette dernière paraît donc plus adaptée à l’application robotisée du procédé afin de conserver la rentabilité du robot par rapport à une MOCN. C’est l’option choisie dans le cadre de ce travail. Cependant, cette méthodologie n’est valable que si la prédiction d’effort est assez précise.

Comme l’a montrée l’étude bibliographique, la prédiction de cet effort de formage n’est pas encore maîtrisée. Les modélisations proposées montrent souvent une surestimation de l’effort en comparaison des résultats expérimentaux, due notamment aux choix des

paramètres de simulation. Trois d’entre eux sont identifiés comme étant les plus influents :

- Le type d’éléments lors de la présence de cisaillement,
- Les conditions aux limites et notamment la modélisation du système de serrage,
- La modélisation du comportement mécanique de la tôle.

La modélisation du robot est aussi une autre clé importante de la méthode de compensation “hors ligne”, dite approche couplée. Elle se doit d’être précise, facile à mettre en œuvre et générique. Au vu des trois modèles proposés par la littérature, les modèles analytiques plus complets et fondés sur la théorie des poutres sont retenus dans la suite de ces travaux.

Si l’application des modèles de compensation “hors ligne” a montré de bons résultats, c’est parce que les efforts utilisés comme donnée d’entrée du modèle élastique de la structure sont ceux mesurés durant un premier essai sur une structure rigide. Ce choix implique la production d’une pièce test et nécessite l’emploi d’un autre moyen de production. Là encore, cela réduit la simplicité du procédé et l’avantage de l’utilisation d’un robot sériel en comparaison d’une structure plus rigide. La méthode actuellement appliquée est résumée figure 1.44.

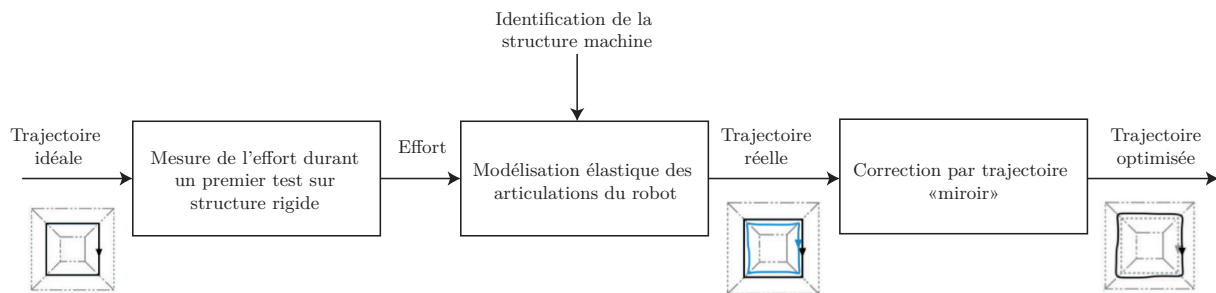


FIGURE 1.44 – Approche couplée matériau/structure machine - État de l’art

L'objectif de la thèse est d'améliorer la précision dimensionnelle des pièces fabriquées en formage incrémental robotisé en utilisant un modèle EF de prédiction du niveau d'effort de formage, couplé à une modélisation élastique du robot. Il s'agit aussi de proposer une méthode originale de compensation ajoutant une alternative aux approches de corrections déjà présentes dans la littérature. Grâce à la définition du modèle EF, une optimisation pourra être envisagée afin de compenser la trajectoire outil pour améliorer la précision dimensionnelle de la pièce. La figure 1.45 résume la démarche d'optimisation choisie et souligne l'apport des travaux par rapport à l'existant (en rouge sur la figure). Compte tenu des temps de calcul liés à l'utilisation du modèle EF, seule la précision dimensionnelle avant déserrage sera étudiée. Même s'il est évident, qu'après déserrage, la pièce est sujette au retour élastique, cette première approche démontre la faisabilité de la méthode globale.

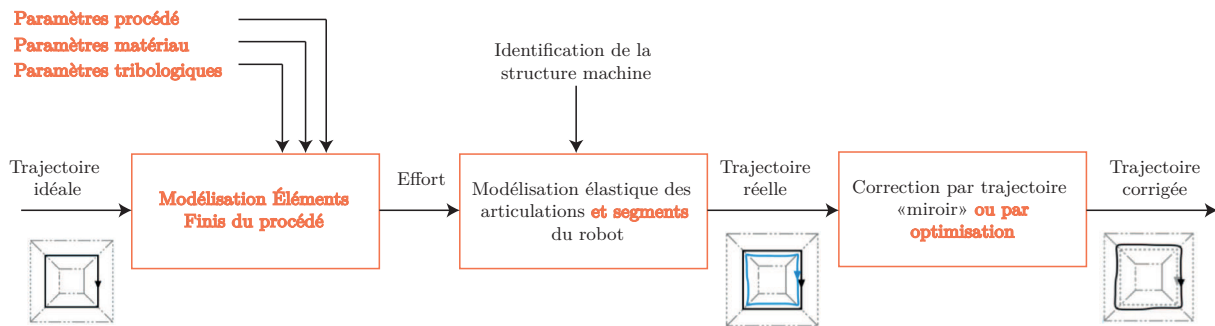


FIGURE 1.45 – Approche couplée matériau/structure machine - Objectifs de la thèse

Ainsi, dans un premier temps, un modèle EF généralisable à tous types de géométries est conçu. Il permet la prédiction de l'effort et de la géométrie finale de la pièce avant desserrage tout en considérant un porteur rigide. Cette étape est développée dans le chapitre 2. Une importance toute particulière est apportée au choix du type d'EF, à la modélisation du système de serrage et à la description du comportement mécanique du matériaux puisque ces trois facteurs sont identifiés comme étant les plus influents sur le niveau d'effort estimé. Le modèle est établi sur un cône tronqué, pièce de référence de la littérature. Le chapitre 3, présente la modélisation et l'identification des paramètres du robot choisi. Cet étalonnage élastique est testé sur différents cas de chargement et son efficacité est estimée. Le chapitre 4 développe le couplage entre les deux modèles et met en place un schéma d'optimisation fondé sur l'effort de formage. En plus de l'application sur le cône tronqué, une validation sur une pièce axi-symétrique (une pyramide tronquée et vrillée), montre que la méthodologie globale peut être étendue à n'importe quel type de géométrie. Enfin, le chapitre 5, propose une méthode de correction fondée sur une boucle d'optimisation visant à améliorer la trajectoire de formage d'un cône tronqué, à partir d'un modèle EF partiel.

Modélisation éléments finis du procédé

Sommaire

2.1	Description du procédé	68
2.1.1	Pièce et outil	68
2.1.2	Trajectoire	68
2.1.3	Mesure des efforts	70
2.1.4	Machine	70
2.1.5	Relevé et définition de l'effort de référence	72
2.2	Modélisation par EF	74
2.2.1	Type d'éléments et maillage	74
2.2.2	Conditions aux limites	75
2.2.3	Comportement mécanique	77
2.2.4	Désignation des modèles	78
2.2.5	Influence du cisaillement transverse	78
2.2.6	Influence des conditions aux limites	81
2.2.7	Influence de la loi d'érouissage	83
2.2.8	Conclusion	85

Dans ce chapitre, différentes modélisations EF d'une opération de SPIF sont présentées. La capacité de ces modèles numériques à prédire la force en bout d'outil est évaluée. Dans un premier temps, la géométrie étudiée est présentée et les paramètres expérimentaux sont décrits. L'effort de formage de référence est obtenu à partir des mesures relevées sur une MOCN. Trois modèles numériques sont ensuite évalués à partir des paramètres identifiés lors de l'étude bibliographique comme étant les plus influents sur le niveau d'effort (type d'éléments, modélisation du serrage, loi d'érouissage). L'importance de chacun de ces paramètres est analysée pour déterminer le modèle permettant de minimiser l'écart entre l'effort de formage prédit et l'effort de référence expérimental.

2.1 Description du procédé

2.1.1 Pièce et outil

La pièce choisie est un cône tronqué possédant un angle de 45° centré sur une tôle de $270 \times 270 \times 1 \text{ mm}^3$ (figure 2.1). La profondeur du cône est de 30 mm . La faible épaisseur de la tôle s'explique par la faible capacité de charge du robot qui ne permet pas d'atteindre des hauts niveaux de déformations pour de plus grandes épaisseurs. La géométrie étudiée reprend une pièce de référence afin de pouvoir situer les résultats par rapport à l'étude bibliographique. C'est aussi l'objectif du choix du matériau, un alliage d'aluminium 5086 H111 déjà appliqué à l'ISF [Rauch2007] et souvent utilisé dans les secteurs automobile, aéronautique et naval pour sa résistance spécifique élevée. Il présente également une bonne aptitude à la formabilité et une bonne résistance à la corrosion. L'outil de formage est un poinçon hémisphérique de 15 mm de diamètre. Dans le but de minimiser le frottement entre la tôle et l'outil, de la graisse est appliquée entre ces deux éléments. Le système de serrage est composé d'un cadre et d'un serre-flan cylindriques tous les deux en acier (figure 2.2 (a)). Ceux-ci sont percés ou taraudés afin de fixer la tôle à l'aide de 12 vis M8. L'emplacement et le nombre des perçages (figure 2.2 (b)) ainsi que les épaisseurs du serre-flan (25 mm) et du cadre (60 mm) permettent d'assurer une pression de serrage uniforme. La valeur du couple de serrage appliqué à chaque vis est contrôlée par l'utilisation d'une clé dynamométrique.

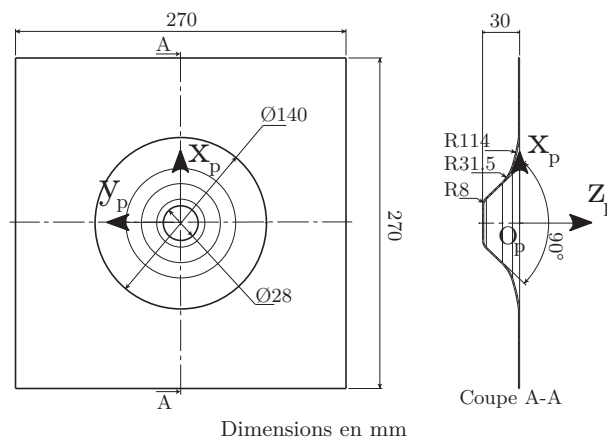


FIGURE 2.1 – Géométrie du cône tronqué (45°)

2.1.2 Trajectoire

La trajectoire outil est calculée à partir du profil paramétré du cône. Le générateur de trajectoire est conçu sous un programme objet-orienté, MATLAB 2008b[©]. Il permet de respecter les profondeurs de passe axiale et radiale programmées (Δ_z et Δ_r) et ainsi contrôle la hauteur de crête axiale. La trajectoire est également adaptée afin d'éviter la

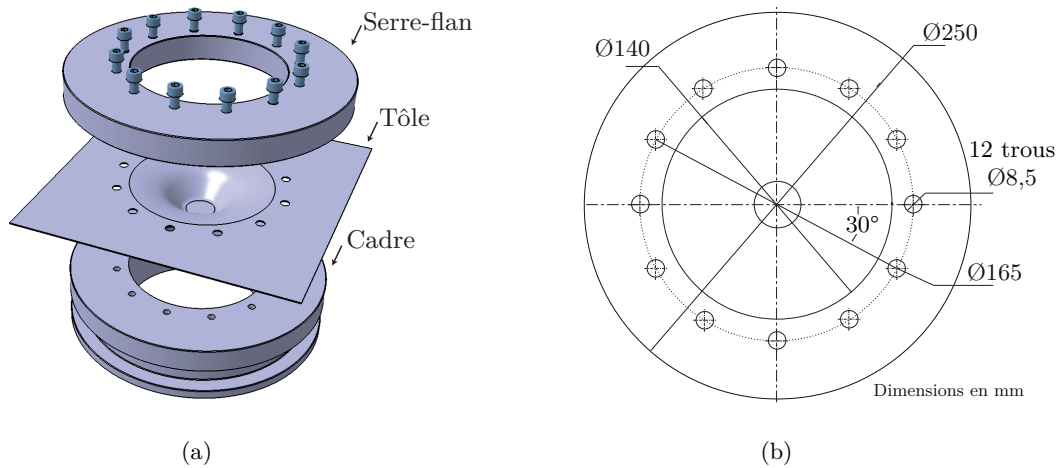


FIGURE 2.2 – Système de serrage (a) - vue de dessus du serre-flan (b)

pénétration non désirée de l'outil dans des zones où le rayon de la pièce est inférieure à celui de l'outil. Les phases de transition (sans contact avec la pièce) y sont également paramétrées.

Tout d'abord, le profil est découpé en plusieurs points comme le montre la figure 2.3 afin de respecter une profondeur de passe axiale (Δ_z) ou une profondeur radiale (Δ_r) maximales de 1 mm par tour. En ces points, la normale au profil est calculée. Le centre outil et les points de la trajectoire en bout outil, dans le plan (O_p, x_p, z_p), sont alors déduits en fonction de la valeur du rayon d'outil. A partir des points en bout d'outil, les cercles constituant la trajectoire par niveaux de z sont générés ainsi que les phases de transition entre les points de retrait et d'approche (figure 2.4). La trajectoire est ensuite discrétisée tous les 1 mm afin de contrôler également la hauteur de crête radiale. L'indentation s'effectue toujours au point du cercle pour lequel la coordonnée suivant x_p est la plus faible.

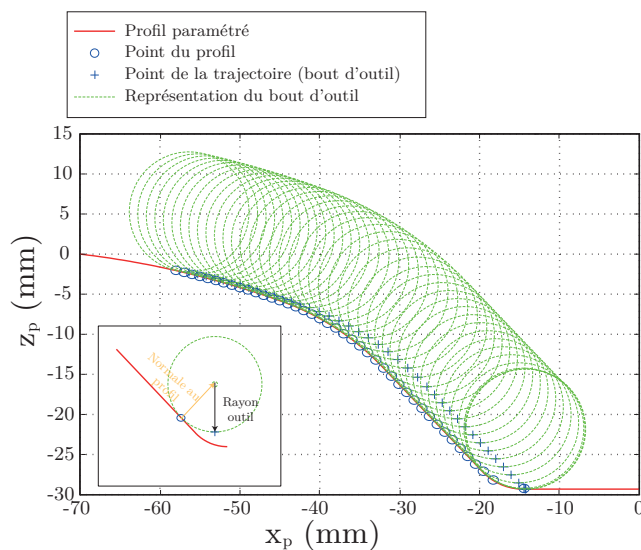


FIGURE 2.3 – Génération de la trajectoire à partir du profil paramétré

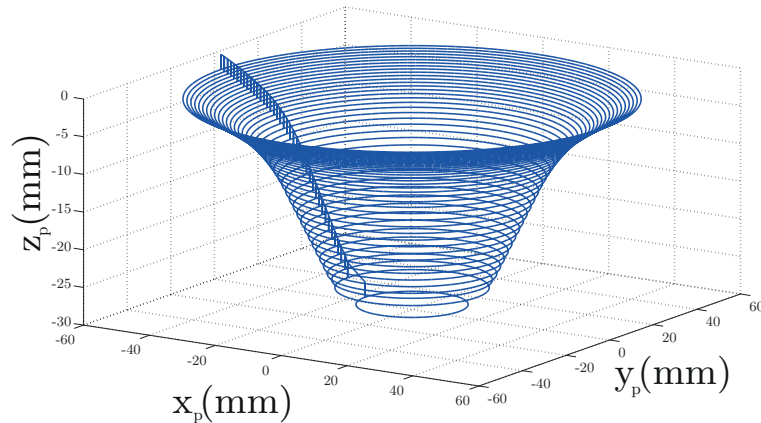


FIGURE 2.4 – Trajectoire désirée - contours circulaires successifs - $\Delta z=1 \text{ mm}$

2.1.3 Mesure des efforts

L'effort appliqué par l'outil sur la tôle est mesuré par une cellule d'effort 6 composantes ATI Omega 190 positionnée sous le système de serrage (figure 2.5). Ce capteur a une capacité de charge de $\pm 9000 \text{ N}$ selon la direction axiale, de $\pm 3600 \text{ N}$ suivant les directions radiales et de $\pm 700 \text{ Nm}$ pour la mesure des moments pour une résolution de $\pm 3 \text{ N}$ suivant la direction axiale, de $\pm 1,5 \text{ N}$ suivant les directions radiales et de $\pm 0,2 \text{ Nm}$ pour les moments. Comme nous allons le voir, la sensibilité de cette cellule est bien adaptée à cette application. L'enregistrement et la lecture de l'effort sont réalisés en continu à la fréquence de 100 Hz à partir de cartes d'acquisition couplées au logiciel LabView[®].

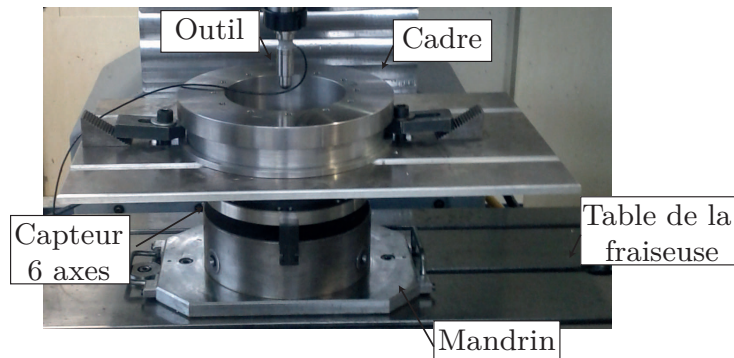


FIGURE 2.5 – Position de la cellule d'effort par rapport au système de serrage

2.1.4 Machine

Afin d'établir l'effort de référence permettant de valider la prédiction de l'effort par la simulation EF, un premier essai est effectué sur une MOCN trois axes à structure cartésienne (FAMUP MCX500 (figure 2.6)). La MOCN peut développer jusqu'à 7000 N en bout d'outil avec une précision de pose absolue de $15 \mu\text{m}$. Ainsi, en raison de sa haute rigidité, les erreurs induites par les déformations élastiques de la structure peuvent

être négligées. En conséquence, les résultats expérimentaux obtenus avec cette machine peuvent être pris comme une référence en terme de prédiction d'effort.



FIGURE 2.6 – FAMUP MCX500 avec le montage positionné

La liste des trois composantes de la trajectoire calculée précédemment, suivant \mathbf{x}_p , \mathbf{y}_p et \mathbf{z}_p , est convertie en code iso (code g) pour être adaptée à la commande numérique de la machine. La vitesse d'avance est fixée à 2 m/min et l'outil est bloqué en rotation. En raison du nombre de points importants du programme et de la faible capacité de mémoire de la commande numérique le programme est transféré en mode glissant (transfert par bloc depuis l'ordinateur à la commande).

Le repère pièce est mesuré par palpé du cadre à l'aide d'un palpeur 3D. Le plan supérieur est palpé afin de définir la hauteur du plan ($O_p, \mathbf{x}_p, \mathbf{y}_p$) suivant \mathbf{z}_p (figure 2.1). Le contour du cadre est également palpé en trois points pour déterminer son axe de révolution. L'intersection entre l'axe du cadre cylindrique et son plan supérieur permet de calculer la position du repère pièce.

2.1.5 Relevé et définition de l'effort de référence

Afin de simplifier la lecture de l'effort mesuré ou de l'effort simulé en fonction de la profondeur d'indentation de l'outil, la position de l'outil suivant z_p est décrite d'après la figure 2.7. Ce choix consiste à remplacer l'évolution réelle (par niveau de z) de l'outil suivant z_p par une évolution lissée ne considérant qu'une augmentation linéaire de la trajectoire au cours du temps.

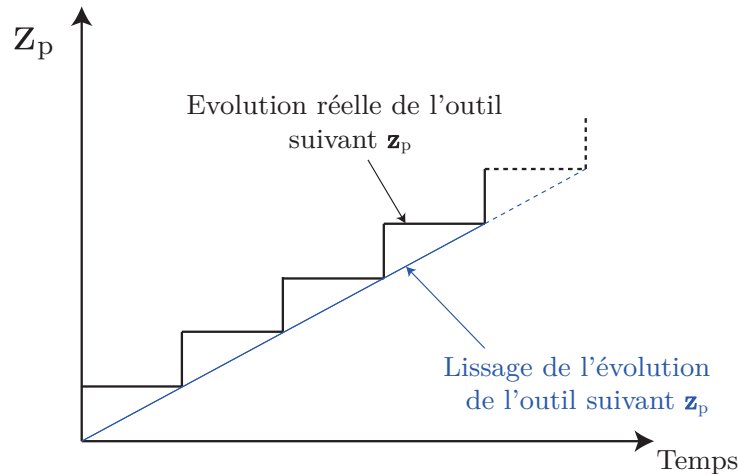


FIGURE 2.7 – Évolution réelle et conventionnelle de la position outil suivant z_p

L'effort selon l'axe de l'outil (z_p) est défini par F_{z_p} (figure 2.8 (a)). La norme de l'effort radial F_{xyp} (figure 2.8 (d)) est définie par :

$$F_{xyp} = \sqrt{F_{xp}^2 + F_{yp}^2} \quad (2.1)$$

où F_{xp} et F_{yp} (figure 2.8 (b)) sont les efforts radiaux respectivement suivant les axes x_p et y_p . En fin de trajectoire, on remarque une chute puis une hausse d'effort qui s'expliquent par la diminution et l'augmentation de Δ_z et Δ_r pour éviter la pénétration de l'outil dans les zones où le rayon du profil de la pièce est plus faible que celui de l'outil.

La figure 2.8 (c) montre le signal de l'effort de formage relevé lors d'un tour pour une valeur de $z_p=25 \text{ mm}$. Le pic et la chute de l'effort sont dus respectivement à l'indentation et au retrait de l'outil. Quand z_p est constant, on constate la présence de bruit qui peut s'expliquer par le traitement du signal et également par le comportement de la tôle (frottement et effet Portevin-Le Chatelier). Afin de faciliter la lecture des écarts entre les modèles EF et l'effort de référence, un filtrage est appliqué sur le signal de l'effort (figure 2.9). Il consiste pour l'effort suivant l'axe outil à considérer l'effort moyen sur un tour puisque celui ci ne varie que très peu ($\pm 25 \text{ N}$ sur un tour en fin de trajectoire). Les pics d'efforts dus à l'approche et au retrait de l'outil ne sont pas pris en compte dans le calcul de l'effort moyen et ne sont pas représentés. Dans le cas des efforts radiaux, on note que F_{xp} et F_{yp} présentent exactement la même amplitude et la même période mais sont

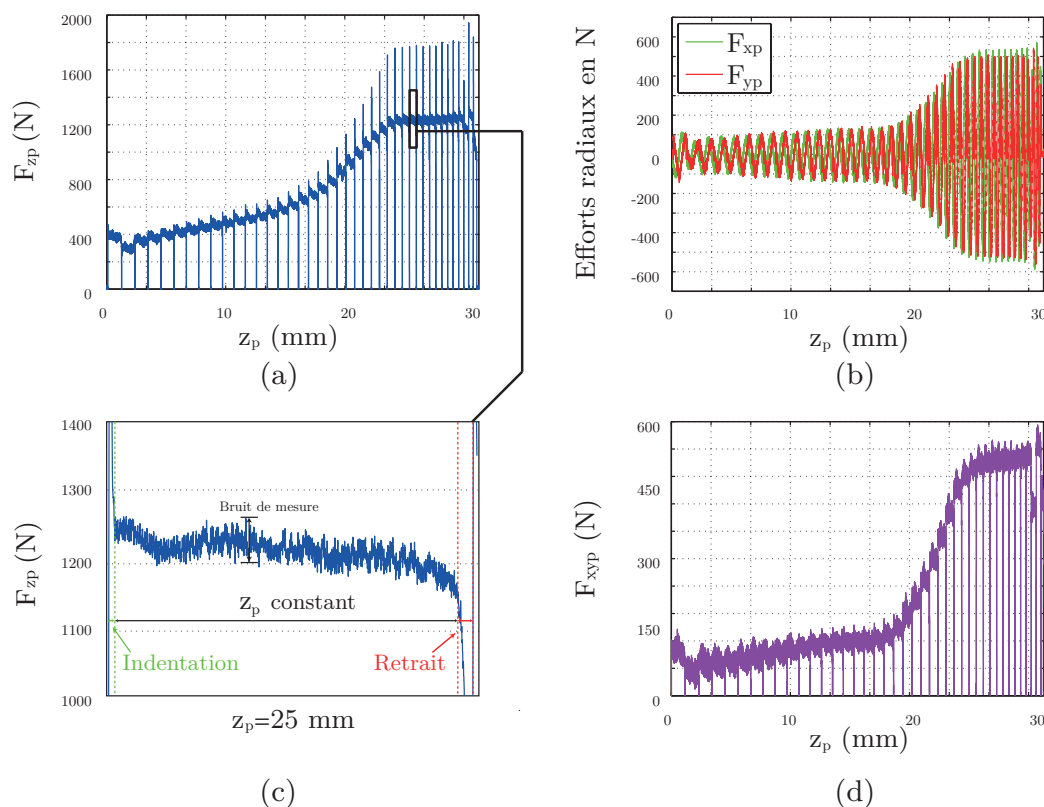


FIGURE 2.8 – Efforts bruts mesurés suivant l’axe outil (a) et le rayon d’outil (b) - Zoom sur l’effort axial durant un tour (c) - Norme de l’effort brut radial (d)

déphasés. C’est pourquoi, seule la norme des efforts radiaux sera représentée. Toujours dans l’objectif de faciliter la comparaison, la moyenne de la norme sur un tour est tracée puisqu’elle varie peu également ($\pm 25 \text{ N}$ sur un tour en fin de trajectoire). Les différents moments mesurés ne sont pas pris en considération puisque c’est l’effort en bout d’outil autrement dit au point de contact qui sera prédit par la simulation EF.

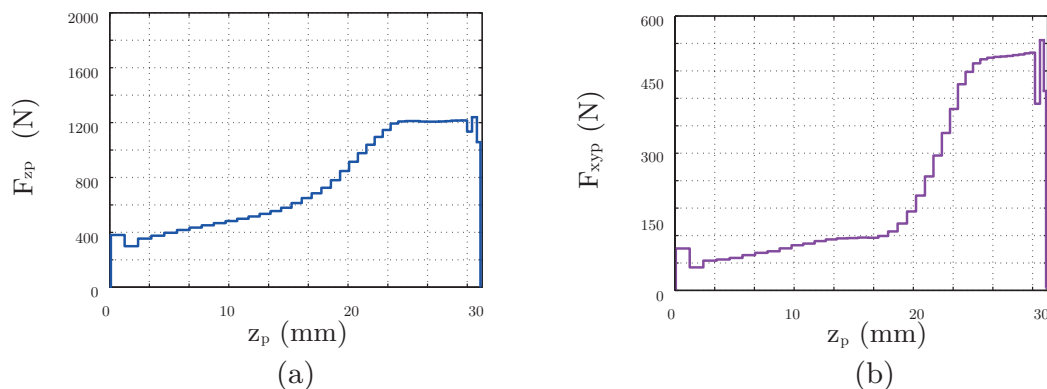


FIGURE 2.9 – Effort brut lissé suivant l’axe et le rayon d’outil

2.2 Modélisation par EF

L'étude bibliographique a fait ressortir trois paramètres prépondérants sur le niveau de l'effort de formage prédit :

- le type d'élément qui influence notamment la prise en compte du cisaillement transverse,
- la description du comportement mécanique de la tôle et principalement la loi d'écroutissage ainsi que le critère de plasticité,
- la modélisation des conditions aux limites, particulièrement la modélisation du système de serrage.

Une étude portant sur l'importance de ces trois paramètres de modélisation est réalisée. Dans ce but, trois niveaux de modélisation sont présentés. Le premier reprend les hypothèses les plus souvent utilisées dans la littérature (éléments coques, loi de Ludwick, encastrement aux bords de la tôle). Les deux autres niveaux utilisent des hypothèses différentes en prenant en compte le cisaillement transverse par l'utilisation d'éléments 3D et en appliquant des conditions aux limites réalistes. Afin de réduire le temps de calcul de ces derniers modèles, le couplage d'éléments coques et d'éléments volumiques est adopté pour la première fois à la modélisation du SPIF. Le poids de la loi d'écroutissage est ensuite évalué sur le modèle le plus précis.

Toutes les simulations numériques sont effectuées avec le logiciel ABAQUS[®] en utilisant une formulation implicite. Un modèle complet (360°) est choisi afin de rendre généralisable les hypothèses appliquées tout en s'abstenant des écarts de prédiction dus à la modélisation d'éventuelles conditions de symétrie (cf. chapitre 1.2.2.2).

2.2.1 Type d'éléments et maillage

L'outil est défini comme une surface analytique rigide, et les conditions de contact avec la tôle sont sans frottement. Le maillage est raffiné aux points de contact entre l'outil et la tôle le long de la trajectoire. Deux types d'éléments sont comparés : S4R et C3D8I. L'élément S4R est un élément coque à 4 nœuds, quadrilatéral, contrainte/déplacement avec une intégration réduite et une formulation en grandes déformations. Il est particulièrement dédié pour la modélisation des procédés d'emboutissage de tôles épaisses et permet une réduction du temps de calcul. Contrairement aux éléments S4R, les éléments C3D8I permettent de prendre en compte le cisaillement transverse. Pour le premier niveau de modélisation, reprenant les hypothèses de la littérature, seul des éléments S4R sont utilisés pour décrire la tôle (figure 2.10). Le maillage de la tôle complète contient 5699 éléments.

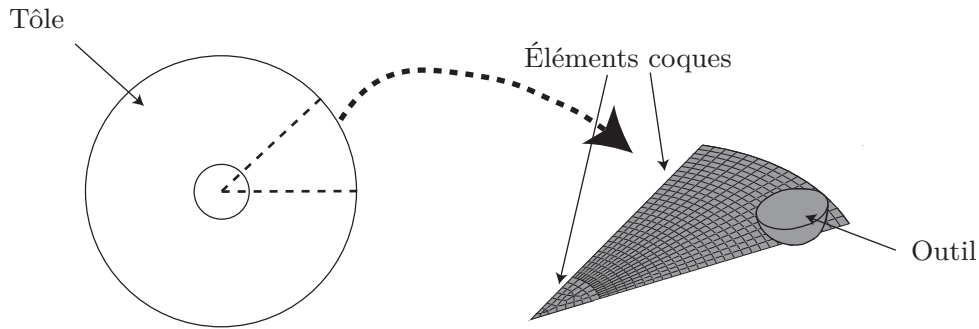


FIGURE 2.10 – Description du modèle fondé sur les hypothèses de la littérature

Ensuite, pour les autres niveaux de modélisation, les éléments C3D8I sont définis au contact entre la tôle et l'outil. Les éléments S4R sont conservés au centre de la tôle et également aux zones de contact tôle/cadre quand une pression de serrage est appliquée comme c'est le cas sur la figure 2.11. Pour ce modèle plus complet, le système de serrage est défini par une surface analytique rigide en contact avec la surface de la tôle maillée par des éléments coques. Il contient 17641 nœuds et 13722 éléments. Ce modèle mixte permet de maintenir des temps de calcul raisonnables malgré l'utilisation d'éléments 3D. La transition entre les éléments surfaciques et les éléments volumiques est directement contrôlée par le logiciel de simulation.

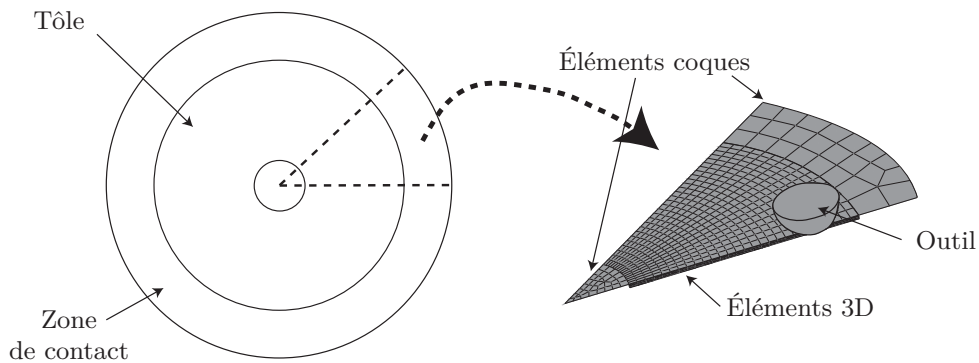


FIGURE 2.11 – Description du modèle mixte

2.2.2 Conditions aux limites

Habituellement, dans la littérature, le système de serrage est modélisé par des conditions d'encastrement au contact entre la tôle et le cadre. En réalité, du glissement ou encore une courbure localisée peuvent apparaître à la jonction entre la tôle et le système de serrage et réduire le niveau de l'effort prédit. Afin de montrer l'importance de la modélisation du système de serrage, deux types de conditions aux limites sont étudiées. La première consiste à définir des conditions d'encastrement aux frontières de la tôle. La seconde modélise le système de serrage par un champ de pression uniforme appliqué au

contact entre la tôle et le serre-flan (figure 2.12 (a)). La figure 2.12 (b) montre le cône de pression (à partir de l'hypothèse d'un angle à 45°) appliqué par la tête de vis sur la tôle et confirme ainsi l'hypothèse d'un champ de pression quasi-uniforme appliqué par les 12 vis compte tenu de l'épaisseur du serre-flan. La valeur de la pression de serrage est contrôlée par le couple de serrage C appliqué sur chaque vis par une clé dynamométrique (20 Nm). L'effort de tension F de chaque vis est déduit de la formule empirique suivante [Fanchon2013] :

$$F = C / (0,16 * p + 0,583 * f_f * d_2 + 0,5 * f_t * D_m) \quad (2.2)$$

avec p le pas des vis, d_2 le diamètre de la vis, f_f le coefficient de frottement entre la vis et le cadre, f_t le coefficient de frottement entre la tête de vis et le serre-flan et D_m le diamètre de la tête de vis.

La pression de serrage (P) appliquée à la zone de contact tôle/cadre (S), est alors calculée par $P=12 \times F/S$ et on trouve une valeur de $4,3 \text{ MPa}$.

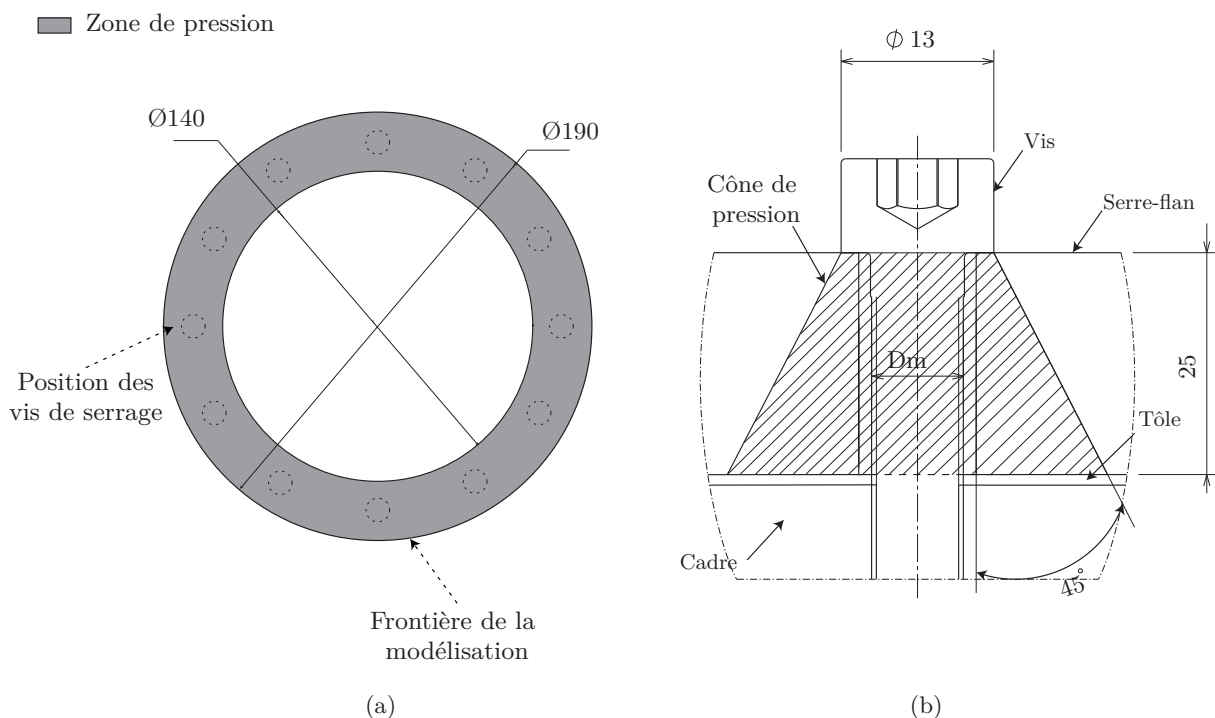


FIGURE 2.12 – Description et modélisation du système de serrage

Le contact entre la tôle et le système de serrage est décrit initialement avec un coefficient de frottement de 0,05. L'influence de la valeur de ce coefficient sur l'effort simulé est présentée chapitre 2.2.6.

2.2.3 Comportement mécanique

Basé sur des précédents travaux de *Zhang et al.* [Zhang2010], un modèle élasto-plastique avec un critère isotrope de von Mises est utilisé pour décrire le comportement de l'alliage d'aluminium 5086 H111. Il a été conclu précédemment que ce matériau possédait une faible anisotropie transverse et est quasi-isotrope dans le plan. Le comportement élastique du matériau est défini par un module d'Young $E=66 \text{ GPa}$ et un coefficient de Poisson $\nu=0,3$.

Deux lois d'érouissage différentes sont implémentées dans le modèle. Premièrement une loi de Ludwick est choisie :

$$\bar{\sigma} = \sigma_e + K_1 \cdot \bar{\varepsilon}_p^n \quad (2.3)$$

où $\bar{\sigma}$ est la contrainte équivalente, σ_e la limite élastique ($\sigma_e = 125,88 \text{ MPa}$), $\bar{\varepsilon}_p$ est la déformation équivalente plastique, $K_1 = 447,08 \text{ MPa}$ et $n = 0,413$.

Deuxièmement, une loi de Voce décrite par *Diot et al.* [Diot2006] afin de modéliser les effets de saturation ou d'adoucissement des alliages d'aluminium est utilisée. Celle-ci est largement utilisée pour décrire le comportement des aluminiums en mise en forme et sa formulation est définie par :

$$\bar{\sigma} = \sigma_e + K_2 \cdot \sqrt{1 - e^{(-B \cdot \bar{\varepsilon}_p)}} \quad (2.4)$$

avec $\sigma_e = 130,2 \text{ MPa}$, $K_2 = 300,37 \text{ MPa}$ et $B = 3,94$.

Les constantes de ces deux lois d'érouissage sont déterminées à partir de la courbe expérimentale contrainte/déformation d'un essai de traction réalisé dans le sens du laminage d'une éprouvette normalisée. Cette courbe expérimentale et les lois identifiées sont présentées figure 2.13. On note que les jeux de paramètres identifiés, pour les deux lois, permettent de décrire parfaitement le comportement jusqu'à un niveau de déformation de 20 %.

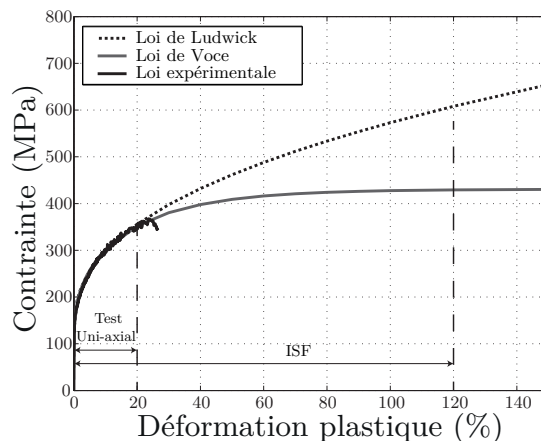


FIGURE 2.13 – Lois d'érouissage implémentées dans la simulation

Au vu du haut niveau de déformation atteint par le procédé, la loi d'écroissage doit être choisie avec attention. La figure 2.13 montre les niveaux de déformation atteints en ISF (jusqu'à 120%) en comparaison avec les niveaux de déformations obtenus par l'essai de traction uni-axial (environ 20%). Pour ces hauts niveaux de déformation, il semble difficile d'identifier précisément le comportement mécanique avec seulement des données obtenues par cet essai ce qui implique que l'écroissage du matériau est défini par l'extrapolation de ces deux lois. On constate alors, que le choix de la loi de Voce amène un niveau de contrainte constant à partir de 60%, au contraire de la loi de Ludwick qui présente un caractère rigidifiant pour les grandes déformations.

2.2.4 Désignation des modèles

Afin de voir séparément l'influence de ces différents paramètres sur le niveau d'effort prédit, trois configurations différentes sont proposées. La table 2.1 résume les hypothèses faites pour chacun de ces modèles.

TABLE 2.1 – Description des modèles comparés

	Éléments	Conditions aux limites	Lois d'écroissage
Modèle 0	Coque	Encastrement	Ludwick
Modèle 1	3D	Encastrement	Ludwick
Modèle 2	3D	Pression	Ludwick ou Voce

Le modèle 0 est basé sur les hypothèses généralement choisies dans la littérature. Le modèle 1 utilise des éléments 3D au contact outil/tôle afin de modéliser le cisaillement transverse. Le modèle 2 représente une modélisation plus réaliste du système de serrage en appliquant un champ de pression homogène aux zones de contact entre la tôle et le serre-flan. A partir du modèle 2, l'influence de la loi d'écroissage (Ludwick ou Voce) est évaluée. Pour chaque modèle, les efforts prédits le long de l'axe et du rayon d'outil sont comparés avec les efforts expérimentaux obtenus avec la MOCN. Les mêmes filtres que ceux décrits chapitre 2.1.5 sont appliqués aux efforts simulés.

2.2.5 Influence du cisaillement transverse

L'importance du cisaillement transverse dans la prédiction du niveau d'effort nécessaire au formage de la tôle est évaluée en comparant le modèle 0 et le modèle 1. Les figures 2.14 et 2.15 montrent que le choix d'un élément coque ne donne pas un résultat satisfaisant par rapport aux résultats expérimentaux. Pour ce qui est de l'effort axial, on note une différence maximale de 750 N entre le modèle 0 et l'expérimental, ce qui représente environ 63% de l'effort expérimental. La prédiction du modèle 1 donne de meilleurs résultats puisqu'avec la considération du cisaillement transverse l'amélioration de l'effort prédit suivant l'axe outil est d'environ 30%. On observe aussi dans les deux cas un palier

d'effort, ce qui correspond bien au comportement identifié dans les travaux de *Duflou et al.* [Duflou2007]. Les mêmes conclusions peuvent être tirées concernant l'effort radial. Ainsi le modèle 0 surestime de 300 N l'effort radial, ce qui représente 40% de l'effort mesuré. La prise en compte du cisaillement par les éléments 3D permet de réduire cet écart de 40%.

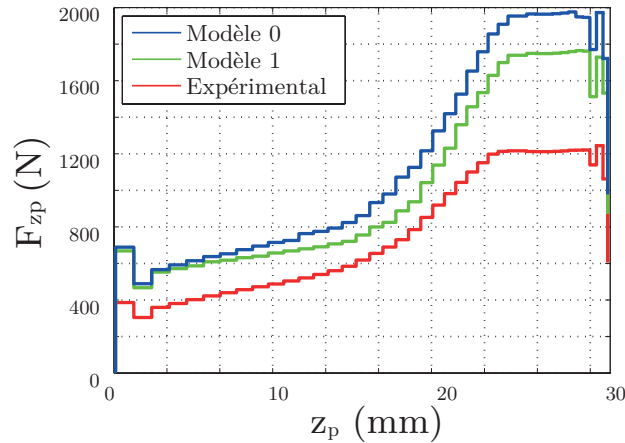


FIGURE 2.14 – Influence du type d'EF sur l'effort F_{zp}

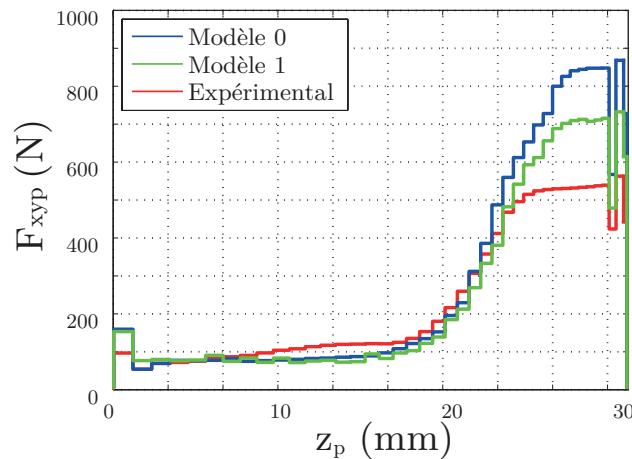


FIGURE 2.15 – Influence du type d'EF sur l'effort F_{xyp}

Ces conclusions sont d'ailleurs confortées par l'estimation des angles de cisaillement γ_{13} et γ_{23} à partir du modèle 1. Ceux-ci sont représentés figure 2.16. On note des valeurs maximales de -10° et 6° respectivement pour γ_{13} et γ_{23} qui correspondent à celles identifiées par *Henrard et al.* [Henrard2011]. Dès lors, on peut conclure que lorsque l'objectif de la simulation est de prédire les efforts nécessaires au formage de la tôle, le choix d'éléments considérant le cisaillement transverse est nécessaire.

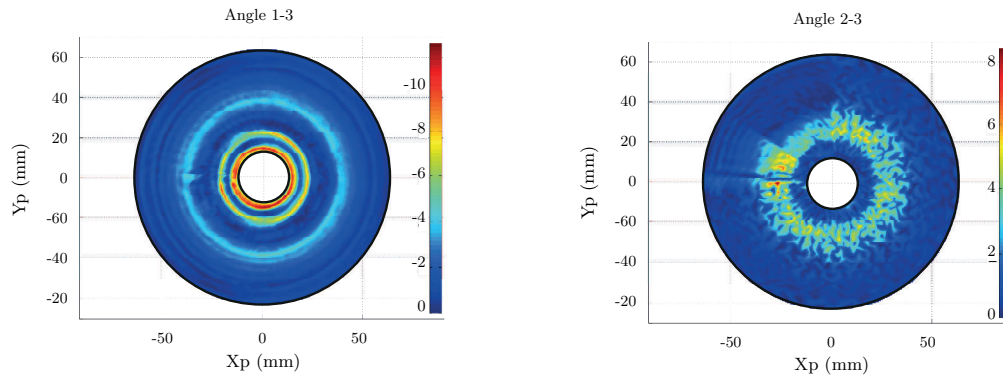


FIGURE 2.16 – Angles de cisaillement γ_{13} et γ_{23} , à la fin du formage, déduits du modèle EF et représentés vue de dessus

Le modèle 1 a aussi été utilisé afin de quantifier l'influence de la modélisation du frottement entre l'outil et la tôle sur le niveau d'effort axial et radial. À cette fin, un coefficient de frottement de 0,05 (valeur choisie dans certains articles pour modéliser le contact acier/aluminium [Henrard2011]) a été introduit. Aucune différence n'a été décelée entre les deux efforts axiaux. Pour ce qui est de l'effort radial, comme le montre la figure 2.17, une différence maximale, en fin de formage, de 30 N est constatée. Cela représente 4 % du niveau maximal atteint par l'effort radial. Compte tenu de ces faibles écarts, ces résultats permettent de valider le choix d'un contact sans frottement, d'autant plus que celui-ci favorise le temps de calcul.

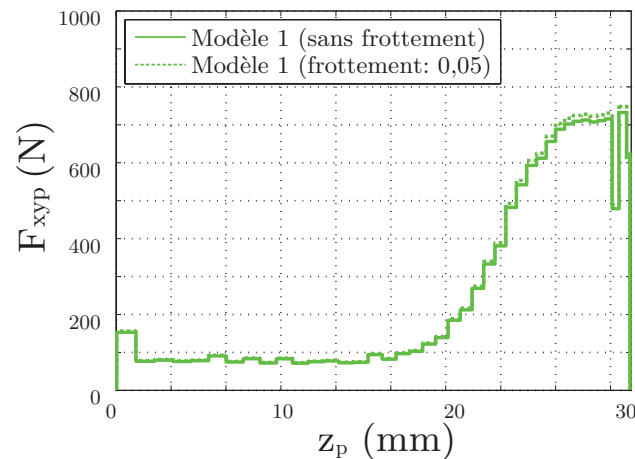


FIGURE 2.17 – Influence du frottement sur l'effort F_{xyp} - Modèle 1

La figure 2.18 présente la prédiction de la géométrie finale suivant l'axe de coupe défini sur le schéma. Comme on peut le noter, la prédiction de la géométrie finale de la pièce formée est très proche quelque soit le modèle utilisé. Ainsi, comme l'étude bibliographique l'a démontré, un modèle reprenant les hypothèses classiques de la littérature (éléments coques, loi de Ludwick, encastrement aux bords de la tôle) serait suffisant si le but de la

simulation était de prédire la forme finale de la pièce.

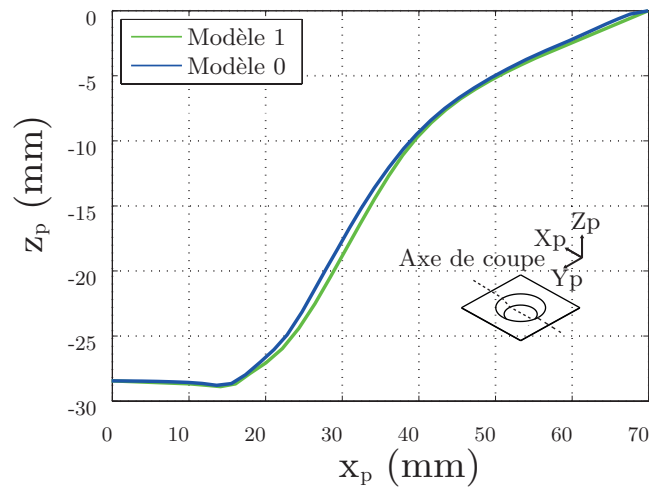


FIGURE 2.18 – Influence du type d'EF sur la géométrie finale de la pièce

2.2.6 Influence des conditions aux limites

Afin de mesurer les effets des conditions aux limites, les résultats des modèles 1 et 2 sont comparés. Dans la suite, on distingue le modèle 2-1 où une loi de Ludwick est appliquée, et le modèle 2-2 où une loi de Voce est choisie. Les figures 2.19 et 2.20 comparent les niveaux des efforts axiaux et radiaux simulés pour les deux modélisations.

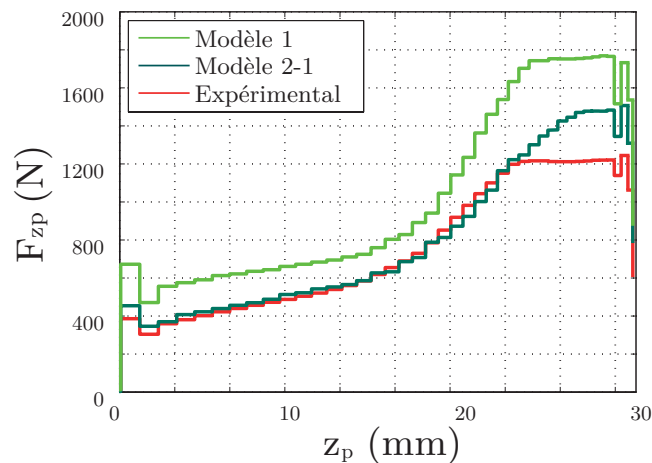
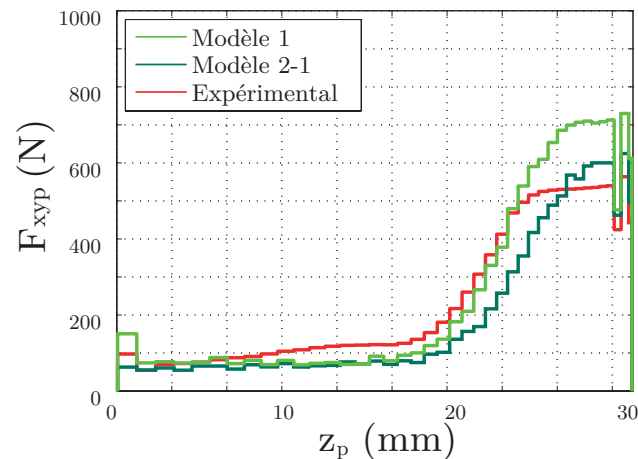


FIGURE 2.19 – Influence de la modélisation de l'effort de serrage sur l'effort F_{zp}

FIGURE 2.20 – Influence de la modélisation de l'effort de serrage sur l'effort F_{xp}

Comme on pouvait s'y attendre, le choix du modèle le plus réaliste (Modèle 2) diminue le niveau de l'effort axial prédit pour le rapprocher de celui mesuré expérimentalement. On note que le modèle 2-1 donne quasiment le même niveau d'effort que l'expérimental, jusqu'à 20 mm de profondeur. Pour des profondeurs de formage plus importantes, l'écart augmente puisque l'apparition du palier n'intervient qu'à partir de 26 mm pour le modèle 2-1 contre 22 mm pour l'expérimental. Cette modélisation améliore néanmoins la prédiction de l'effort, en fin de formage, de 55 % en comparaison au modèle 1.

Pour ce qui est de l'effort radial, on retrouve de la même façon un retard dans l'apparition du palier et on note également une sous-estimation de l'effort radial jusqu'à l'apparition du palier d'effort. Toutefois, la précision de la prédiction de l'effort maximal (au niveau du palier) est tout de même améliorée de 60 % par rapport au modèle 1 en fin de formage.

La sensibilité de la valeur de pression de serrage a aussi été testée en prenant deux valeurs de couple de serrage différentes (10 et 20 Nm). Le glissement mesuré en simulation et induit par la modélisation de la pression est respectivement de 0,145 mm et 0,175 mm pour les couples de serrage de 20 Nm et 10 Nm. Les courbes de l'effort axial et radial sont elles aussi quasiment identiques (figure 2.21). D'un point de vue expérimental, un constat similaire est fait en modifiant la valeur du couple de serrage de chaque vis pour les deux niveaux de serrage comparés. La variation des efforts en fonction des valeurs de pression est négligeable.

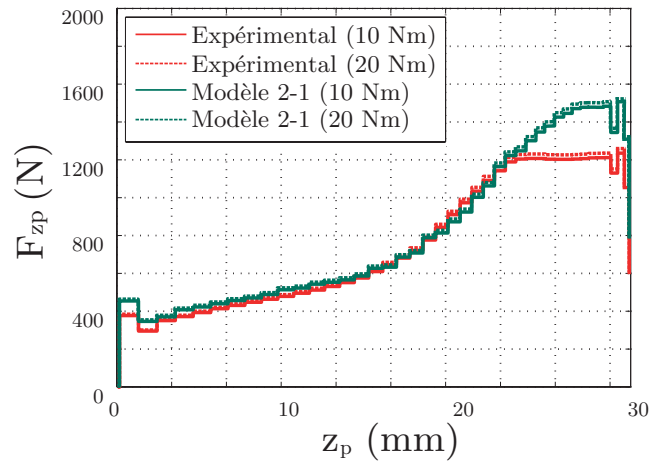


FIGURE 2.21 – Influence de la pression de serrage sur l'effort F_{z_p} simulé et mesuré

Le rôle du coefficient de frottement appliqué au contact tôle-système de serrage, sur le niveau d'effort a aussi été évalué. Deux valeurs de coefficient ont été testées (0,025 au lieu de 0,05). Le glissement mesuré en simulation est également quasiment équivalent (0,145 mm et 0,171 mm pour un couple de serrage de 20 Nm et des coefficients de frottement respectivement de 0,05 et 0,025). L'influence sur les efforts de formage axial et radial est également négligeable.

Le fait que l'influence de la pression et du coefficient de frottement soient négligeables devant le niveau d'effort prédit permet de valider d'une part la valeur de pression calculée, et d'autre part le coefficient de frottement choisi.

2.2.7 Influence de la loi d'érouissage

À partir du modèle 2, l'influence de la loi d'érouissage (Ludwick ou Voce) est évaluée. Le niveau de déformation plastique atteint un niveau d'environ 80% comme le montre la figure 2.22.

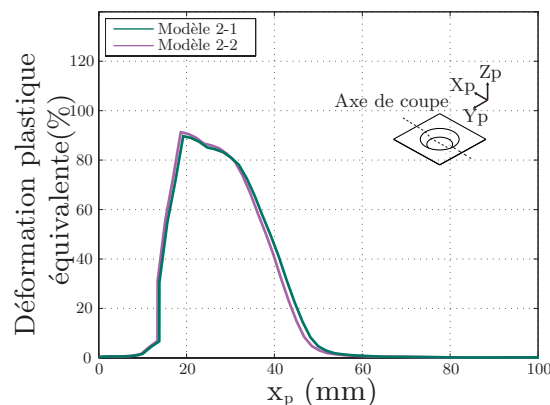


FIGURE 2.22 – Influence de la loi d'érouissage sur le niveau de déformation atteint

Les effets de ce choix sur les efforts axiaux et radiaux sont décrits figure 2.23 et 2.24. La différence maximale entre l'effort axial calculé par le modèle 2-2 et l'effort expérimental est alors d'environ 150 N en fin de formage, ce qui représente 12 % de l'effort expérimental maximal. L'écart maximal entre les efforts radiaux au niveau du palier est de 50 N tandis que la même sous-estimation, que celle constatée précédemment, est observée jusqu'à 20 mm . Au final, la loi de Voce permet d'estimer de manière plus précise le palier d'effort en comparaison à loi de Ludwick. Puisqu'aucun essai expérimental supplémentaire n'a été effectué pour déterminer la loi d'écroutissage pour un haut niveau de déformation, la loi de Voce est choisie pour l'application de la correction de la trajectoire outil.

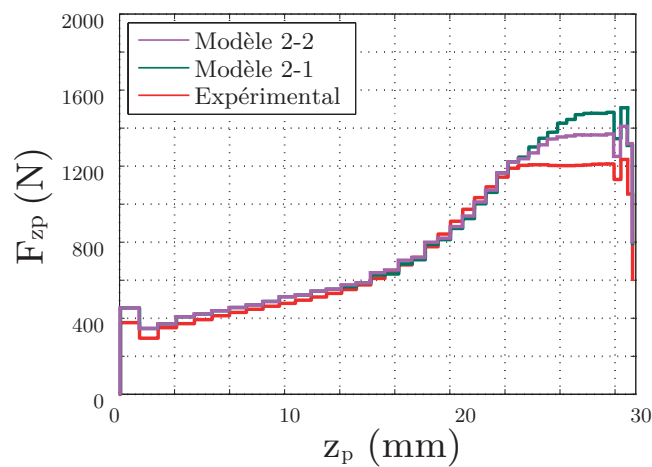


FIGURE 2.23 – Influence du choix de la loi d'écroutissage sur le niveau d'effort F_{zp}

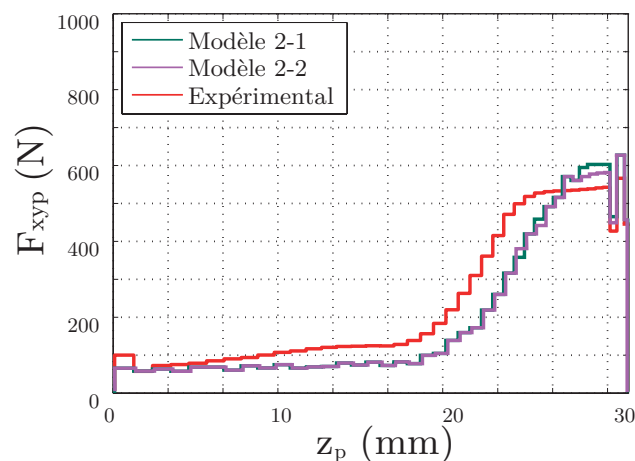


FIGURE 2.24 – Influence du choix de la loi d'écroutissage sur le niveau d'effort F_{xyp}

Pour ce dernier modèle, l'influence sur la géométrie finale, du relâchement des contraintes lors du desserrage de la pièce, est évaluée. Pour cela, la pression de serrage est retirée progressivement et uniformément à la fin de la simulation du formage. La figure 2.25 montre que pour la géométrie choisie le relâchement des contraintes n'affecte que très peu le profil final de la pièce. Les rayons présents sur le profil expliquent le faible niveau de contrainte résiduelle, mais on imagine que dès lors que des arrêtes vives sont formées celui-ci augmente. La précision du profil simulé après desserrage n'a pas été confrontée à l'expérimental en raison de la difficulté à construire, avec les moyens de mesures disponibles, un système de référence sur la tôle déformée. L'utilisation d'un scan 3D pourrait remédier à cela. Néanmoins, ce dernier résultat montre le double intérêt du modèle complet : en plus de permettre une prédiction plus précise de l'effort de formage, il permet d'évaluer le retour élastique de la tôle après desserrage.

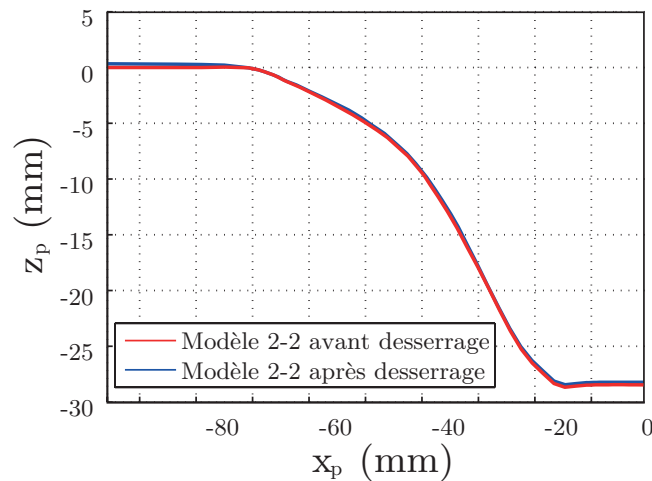


FIGURE 2.25 – Influence du desserrage sur le profil final de la pièce

2.2.8 Conclusion

Dans ce chapitre, différents paramètres de simulation ont été évalués afin de tenter d'améliorer la prédiction de l'effort de formage tout en conservant un temps de calcul raisonnable, grâce à la définition d'un modèle mixant des éléments coques et des éléments 3D. Les résultats obtenus ont permis d'aboutir à un écart entre l'effort mesuré expérimentalement et prédit numériquement de l'ordre de 12 % de la valeur maximale expérimentale, alors qu'un écart de 63 % est constaté avec le modèle 0 reprenant les hypothèses généralement adoptées dans la littérature. L'effort radial est sous-estimé jusqu'à 20 mm de profondeur de formage, tandis que le niveau maximal de l'effort est surestimé de 10 %. Bien que des différences subsistent entre les niveaux d'efforts mesurés et prédits, le degré de corrélation atteint sur le niveau d'effort axial de formage, notamment sur son niveau maximal, semble suffisant pour envisager son utilisation dans un modèle prédictif

du comportement élastique d'une structure robotisée de formage. Dans le chapitre suivant, la modélisation de la structure machine choisie est présentée. La phase de validation de l'approche couplée basée sur la prédiction de l'effort du formage étudiée dans ce chapitre et de la modélisation de la machine présentée au chapitre 3 sera décrite au chapitre 4 .

Chapitre 3

Modélisation et identification de la structure machine

Sommaire

3.1	Étalonnage des robots	90
3.1.1	Niveau d'étalonnage	91
3.1.2	Méthodes d'étalonnage	91
3.2	Modélisation de la structure machine	92
3.2.1	Modélisation géométrique	93
3.2.2	Modélisation élastique	95
3.3	Application au robot FANUC S420iF	103
3.3.1	Diagnostic	103
3.3.2	Étalonnage géométrique	105
3.3.3	Modélisation	106
3.3.4	Identification élastique	109

Afin d'utiliser un robot manipulateur industriel dans le cadre de l'ISF, la modélisation élasto-géométrique de ce type de structure est détaillée dans ce chapitre. L'objectif de cette partie est de montrer qu'il est possible d'améliorer la précision de pose du robot grâce à un étalonnage adapté. Dans un premier temps, un rappel sur les niveaux d'étalonnage et les méthodes d'identification est présenté. Ensuite, un diagnostic du robot choisi est effectué en mettant en œuvre un moyen de mesure externe. Sa modélisation élasto-géométrique est ensuite présentée puis l'identification des paramètres géométriques et élastiques est décrite et la précision du modèle quantifiée.

3.1 Étalonnage des robots

D'après *Damak et al.*, la répétabilité des robots sériels industriels classiquement utilisés dans l'industrie est comprise entre 0,03 et 0,1 *mm*, alors que l'exactitude de pose peut-être supérieure au millimètre [Damak2004]. Ces imprécisions peuvent être dues à :

- Des erreurs d'origine géométrique.

Les erreurs d'origine géométrique correspondent aux différences de longueurs des corps constituant la structure du robot, induites par les tolérances de fabrication, par rapport à leurs valeurs nominales. Viennent s'ajouter à cela les erreurs d'assemblages entre les axes du robot (défauts d'alignement et de perpendicularité). Les valeurs nominales étant utilisées pour construire les modèles géométriques permettant de commander le robot, ces erreurs engendrent un écart entre la valeur réellement atteinte par l'effecteur et celle commandée. Les offsets articulaires correspondent aux valeurs délivrées par les codeurs articulaires quand le robot est en position zéro géométrique. Ces valeurs permettent le recalage par la baie de commande de la configuration de référence géométrique par rapport à la configuration zéro codeur. Ces erreurs sur la définition de ces offsets engendrent évidemment des défauts de position de l'organe terminal par rapport au repère de base du robot.

- Des déformations élastiques de la structure du robot sous charge.

Des déformations en flexion, torsion, traction, compression peuvent être constatées sur les différents segments du manipulateur. Les articulations et systèmes d'entraînement sont aussi sujet à ces déformations [Marie2008].

- Des erreurs de références métrologiques.

Même si les codeurs sont généralement directement couplés aux arbres moteurs ils ne permettent pas de prendre en compte les erreurs cinématiques inhérentes aux réducteurs (jeux, dentures, défauts d'alignement des axes, etc...) ce qui affecte la mesure.

- Des erreurs aléatoires.

Cela comprend les erreurs engendrées par les jeux, les frottements, la résolution des codeurs, l'imprécision liée aux asservissements, les effets thermiques sur la structure...

Ces erreurs ne sont pas corrigibles directement par la commande du robot. Il est donc nécessaire de les compenser par un étalonnage de la structure.

3.1.1 Niveau d'étalonnage

Le but de la phase d'étalonnage est d'améliorer la connaissance des paramètres du robot afin que les modèles décrivent le plus fidèlement possible le comportement réel de la structure. Un étalonnage requiert une redondance d'informations permettant de confronter le modèle nominal de la structure à son comportement réel. Ces informations sont obtenues soit par un moyen de mesure externe au robot soit par ses capteurs proprioceptifs.

Roth et al. identifient différents niveaux d'étalonnage [Roth1987]. Le niveau 1 vise à identifier les offsets articulaires, c'est-à-dire, à établir une relation précise entre les valeurs délivrées par les codeurs, équipant les articulations, et les déplacements réellement effectués par celles-ci [Brethe2002], [Brethe2005].

Le niveau 2 correspond à l'étalonnage des autres paramètres géométriques que ce soit [Chedmail1998] :

- Les erreurs sur la longueur des segments et les défauts de position et d'orientation des axes des articulations.
- Les défauts de localisation du repère lié à la base du robot par rapport au référentiel de la cellule.
- Les erreurs de localisation de l'outil sur l'organe terminal du robot (platine).

Le niveau 3 consiste à modéliser les effets d'autres paramètres affectant la précision de la structure. On peut citer :

- Les déformations élastiques des segments du robot sous l'effet de la charge et du poids de la structure [Deblaise2006], [Marie2008].
- L'élasticité des articulations [Deblaise2006]
- Les jeux mécaniques dans les transmissions [Tsai2008]
- Les effets des variations de température [Whitney1986]

3.1.2 Méthodes d'étalonnage

On peut diviser les méthodes d'étalonnage en deux parties :

- Les méthodes d'étalonnage externes nécessitant la mise en œuvre d'un système de métrologie externe au robot.
- Les méthodes d'auto-étalonnage n'utilisant que les capteurs proprioceptifs du robot.

Parmi les méthodes d'étalonnage externes, on peut distinguer trois approches différentes [Damak1996], [Maurine2013] :

— Les méthodes globales.

Ces méthodes sont basées sur l'utilisation des modèles de la structure à étalonner. Elles peuvent être définies soit à partir du Modèle Direct (MD), soit à partir du Modèle Indirect (MI). L'étalonnage consiste à confronter la situation réellement atteinte par l'organe terminal du manipulateur à celle calculée par le modèle et ensuite à modifier les paramètres des modèles de façon à minimiser l'erreur mesurée [Besnard2000].

— Les méthodes axe par axe.

Ces méthodes consistent à identifier le plus précisément possible, les transformations liant les différents axes articulaires du robot [Mooring1991]. L'identification est faite séquentiellement à partir d'entités géométriques (droites, plans, etc...). Chaque articulation est pilotée indépendamment et lors du mouvement résultant, les coordonnées de l'effecteur sont mesurées dans un repère connu pour en déduire les équations des droites correspondant aux axes de chaque articulation du robot.

— Les méthodes locales.

Il s'agit ici de réaliser une cartographie des erreurs de situation de l'outil en utilisant un système de mesure externe permettant d'effectuer des mesures complètes (position et orientation) avec une précision de mesure élevée.

La méthode d'étalonnage retenue est la méthode globale afin de mettre en place une identification systématique et globale de la structure, basée sur un modèle analytique. Si dans le cadre de l'ISF robotisé, il est nécessaire de réaliser un étalonnage élastique de la structure robot, dans certains cas l'étalonnage géométrique n'est pas indispensable. Par exemple, dans le cas de pièces de faibles dimensions en comparaison du volume de travail du robot, il est possible de travailler dans un repère local défini à partir du positionnement de la pièce relativement au repère de base et ainsi de s'affranchir de cet étalonnage.

3.2 Modélisation de la structure machine

L'identification de la structure machine s'effectue à partir de deux modèles, le modèle géométrique et le modèle élastique. Les parties suivantes présentent ces deux modélisations ainsi qu'une notation adaptée permettant la description de la structure à partir de deux tables de paramètres.

3.2.1 Modélisation géométrique

Différents paramétrages peuvent être utilisés pour décrire la géométrie des structures polyarticulées, le paramétrage introduit par *Denavit et Hartenberg* étant le plus répandu [Denavit1955]. Cependant, durant cette étude, le paramétrage de *Khalil et Kleinfinger* sera utilisé permettant ainsi la description homogène avec un nombre minimum de paramètres des architectures simples et complexes de systèmes mécaniques articulés [Khalil1986].

3.2.1.1 Robots à chaîne ouverte

Considérons que le système est composé de n articulations et de $n + 1$ corps. Le corps C_0 représente la base du robot et C_n , le corps portant l'outil.

L'articulation j entre deux nœuds l et u , relie le corps C_{j-1} avec le corps C_j . C_{j-1} est le corps qui précède C_j (figure 3.1). Le repère R_j , appartenant au corps C_j et au nœud l est défini suivant la convention de *Khalil et Kleinfinger* :

- \mathbf{z}_j selon l'axe de l'articulation j .
- \mathbf{x}_j selon la normale commune entre \mathbf{z}_j et \mathbf{z}_{j+1} . Si \mathbf{z}_j et \mathbf{z}_{j+1} sont parallèles, le choix de \mathbf{x}_j n'est pas unique. Afin de minimiser le nombre de paramètres, \mathbf{x}_j sera défini selon la fibre neutre du corps C_j .
- La variable de l'articulation j est notée q_j .

3.2.1.2 Robots à structure fermée

Le système est composé de L articulations et de $n + 1$ corps où C_0 est la base du robot et avec $L > n$. Afin de décrire géométriquement le système, chaque boucle fermée de la structure est coupée en une articulation. Pour ce faire, deux repères sont ajoutés à chaque articulation coupée. Le vecteur $(L \times 1)$ définissant les variables articulaires s'écrit

$$\mathbf{q} = \begin{bmatrix} \mathbf{q}_a & \mathbf{q}_p & \mathbf{q}_c \end{bmatrix}^T \text{ avec :}$$

- \mathbf{q}_a : le vecteur contenant les N variables des articulations actives.
- \mathbf{q}_p : le vecteur contenant les $p = n - N$ variables articulaires passives.
- \mathbf{q}_c : le vecteur contenant les B variables des articulations coupées.

L'articulation j définie entre les deux nœuds v et m , connecte le corps $C_{i=a(j)}$ avec le corps suivant, C_j (figure 3.2). La topologie du système est définie par $a(j)$ pour $j = 1, \dots, n$. Le repère R_i , attaché au corps C_i et connecté avec le nœud l est construit ainsi :

- \mathbf{z}_i suivant l'axe de l'articulation i .
- \mathbf{x}_i suivant la normale commune entre \mathbf{z}_i et \mathbf{z} de l'un des corps tenu par le corps C_i .

- Si le corps C_i tient plus d'un corps, par exemple C_j et C_k , il faut définir deux axes :
 \mathbf{x}_i , la normale commune entre \mathbf{z}_i et \mathbf{z}_k ,
 \mathbf{x}'_i , la normale commune entre \mathbf{z}_i et \mathbf{z}_j .

3.2.1.3 Description des articulations R_j dans le repère R_0

La situation de R_j dans le repère R_{j-1} , requiert six paramètres $\gamma_j, b_j, \alpha_j, d_j, \theta_j, r_j$ [Khalil1986] :

- γ_j : angle entre les axes \mathbf{x}_{j-1} et \mathbf{x}'_{j-1} correspondant à une rotation autour de \mathbf{z}_{j-1} ,
- b_j : distance entre \mathbf{x}_{j-1} et \mathbf{x}'_{j-1} suivant \mathbf{z}_{j-1} ,
- α_j : angle entre les axes \mathbf{z}_{j-1} et \mathbf{z}_j correspondant à une rotation autour de \mathbf{x}_{j-1} ,
- d_j : distance entre \mathbf{z}_{j-1} et \mathbf{z}_j suivant \mathbf{x}_{j-1} ,
- θ_j : angle entre les axes \mathbf{x}_{j-1} et \mathbf{x}_j correspondant à une rotation autour de \mathbf{z}_j ,
- r_j : distance entre \mathbf{x}_{j-1} et \mathbf{x}_j suivant \mathbf{z}_j .

La variable articulaire q_j associée à la $j^{\text{ème}}$ articulation est définie, en fonction de la nature de l'articulation (rotoïde ou prismatique), par la relation :

$$q_j = \bar{\sigma}_j \theta_j + \sigma_j r_j \quad (3.1)$$

où :

- $\sigma_j = 0$ quand l'articulation est rotoïde,
- $\sigma_j = 1$ dans le cas d'une articulation prismatique,
- $\bar{\sigma}_j = 1 - \sigma_j$.

La situation du repère R_j par rapport au repère R_{j-1} peut ainsi être exprimée par la matrice homogène suivante :

$${}^i\mathbf{T}_j = \mathbf{Rot}(\mathbf{z}, \gamma_j) \mathbf{Trans}(\mathbf{z}, b_j) \mathbf{Rot}(\mathbf{x}, \alpha_j) \mathbf{Trans}(\mathbf{x}, d_j) \mathbf{Rot}(\mathbf{z}, \theta_j) \mathbf{Trans}(\mathbf{z}, r_j) \quad (3.2)$$

$$= \left[\begin{array}{ccc|c} {}^{j-1}\mathbf{s}_j & {}^{j-1}\mathbf{n}_j & {}^{j-1}\mathbf{a}_j & {}^{j-1}\mathbf{P}_j \\ \hline 0 & 0 & 0 & 1 \end{array} \right]_{(4 \times 4)} \quad (3.3)$$

${}^{j-1}\mathbf{s}_j, {}^{j-1}\mathbf{n}_j$, et ${}^{j-1}\mathbf{a}_j$ sont les vecteurs unitaires suivant les axes $\mathbf{x}_j, \mathbf{y}_j$ et \mathbf{z}_j de R_j projetés dans R_{j-1} . Le vecteur ${}^{j-1}\mathbf{P}_j$ décrit lui, la position de l'origine O_j de R_j dans R_{j-1} . La matrice ${}^{j-1}\mathbf{T}_j$ peut s'écrire également :

$${}^{j-1}\mathbf{T}_j = \left[\begin{array}{ccc|c} {}^{j-1}\mathbf{A}_j & & & {}^{j-1}\mathbf{P}_j \\ \hline 0 & 0 & 0 & 1 \end{array} \right]_{(4 \times 4)} \quad (3.4)$$

où ${}^{j-1}\mathbf{A}_j$ correspond à la matrice d'orientation de R_j relativement à R_{j-1} .

La transformation ${}^0\mathbf{T}_j$, qui représente la situation du repère R_j par rapport à R_0 , est obtenue par la post-multiplication des matrices ${}^i\mathbf{T}_j$.

3.2.2 Modélisation élastique

Des trois méthodologies présentées chapitre 1.3.2, c'est la modélisation des segments et articulations de la structure par des éléments de type poutre selon l'hypothèse d'Euler Bernouilli qui est retenue [Deblaise2006]. La théorie des éléments finis [Imbert1979] est appliquée afin de définir le modèle élastique par discrétisation de la structure robot en nœuds et poutres. Les nœuds peuvent représenter le début ou la fin d'un lien, un repère intermédiaire ou un point caractéristique de la structure. Afin de rendre cohérente la notation élastique, qui d'après la théorie classique des poutres impose que l'axe \mathbf{x} soit selon la fibre neutre, avec le paramétrage géométrique, des repères spécifiques sont définis :

- Repères des liaisons R_j : La notation de Khalil-Kleininger est employée et permet d'obtenir la situation géométrique du repère R_j dans le repère de base R_0 .
- Repères des corps $R_{u,v}$: Les corps peuvent être considérés soit rigide soit déformable. Si un corps est considéré déformable, la théorie des poutres classique décrit son comportement mécanique. L'axe \mathbf{x} doit être selon la fibre neutre [Imbert1979]. Une notation basée sur trois paramètres permet d'avoir la description du repère attaché au corps $R_{u,v}$ dans le repère de base R_0 .

Cette modélisation élastique peut être aisément appliquée aux structures à chaînes ouvertes et aux structures à chaînes fermées. L'état de l'art a souligné l'attrait que représente le choix d'un robot sériel dans le contexte d'une application d'ISF. Puisque certains robots sériels possèdent une boucle fermée afin d'augmenter leur rigidité, les éléments permettant la modélisation élasto-géométrique des structures à chaînes ouvertes et fermées sont rappelés dans cette partie. Celle-ci est largement basée sur les travaux de [Deblaise2006], modélisant la structure élastique des structures parallèles, et sur ceux de [Marie2008] appliqués à un robot industriel à structure sérielle et possédant une boucle cinématique.

3.2.2.1 Robots à chaîne ouverte

Il est nécessaire de déterminer un repère spécifique quand le lien C_j est considéré déformable (figure 3.1). Il est établi entre deux nœuds u et v . Un repère du corps $R_{u,v}$ est associé au nœud u et est défini comme suit :

- $\mathbf{x}_{u,v}$ selon la fibre neutre du corps C_j .
- $\mathbf{z}_{u,v}$ selon l'axe principal d'inertie du corps C_j .

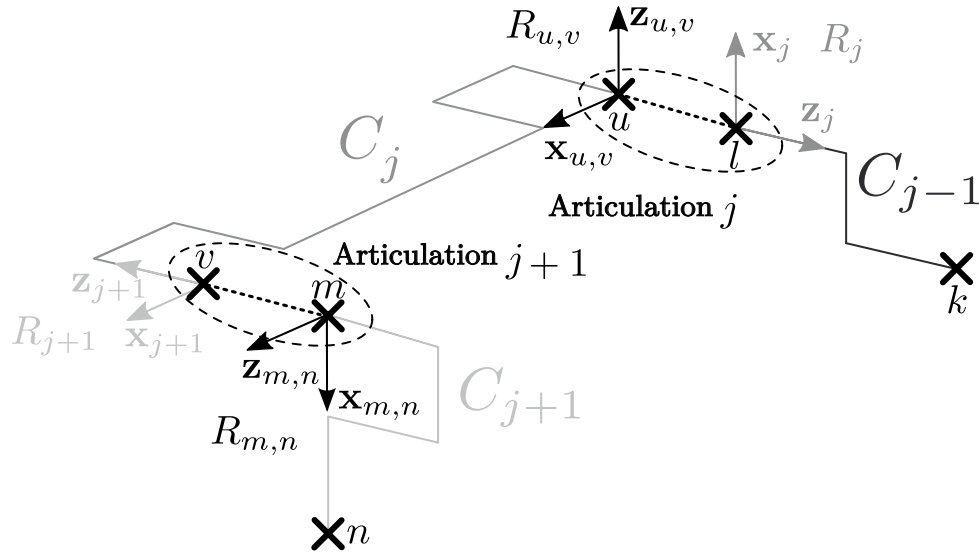


FIGURE 3.1 – Modélisation des structures ouvertes

3.2.2.2 Robots à structure fermée

Il est nécessaire de construire un repère spécifique quand un corps C_i est considéré déformable. Si le corps C_i est composé de deux nœuds, le repère du corps $R_{u,v}$ est défini selon la méthodologie présentée pour les boucles ouvertes. Si un corps C_i est composé par plus de deux nœuds, il faut définir un nouvel indice w (figure 3.2). $C_i^{(w)}$ avec $w = 1, \dots, p$ représentant un sous corps de C_i . Il est nécessaire de considérer un repère $R_{u,v}$, pour chaque sous-corps $C_i^{(w)}$, au nœud u . Le repère du corps $R_{u,v}$ est défini selon :

- $\mathbf{x}_{u,v}$ suivant le sous-corps $C_i^{(w)}$.
- $\mathbf{z}_{u,v}$ suivant l'axe principal d'inertie du sous-corps $C_i^{(w)}$.

3.2.2.3 Description des corps $R_{u,v}$ dans le repère R_0

Afin de définir la matrice de rigidité, il est nécessaire de définir la situation géométrique du repère de l'articulation R_j et du repère du corps $R_{u,v}$ dans R_0 [Imbert1979].

La description de l'orientation $R_{u,v}$ dans le repère R_j , requiert trois paramètres δ_j, η_j et κ_j :

- δ_j : angle de rotation autour de l'axe \mathbf{x}_j .
- η_j : angle de rotation autour de l'axe \mathbf{y}_j .
- κ_j : angle de rotation autour de l'axe \mathbf{z}_j .

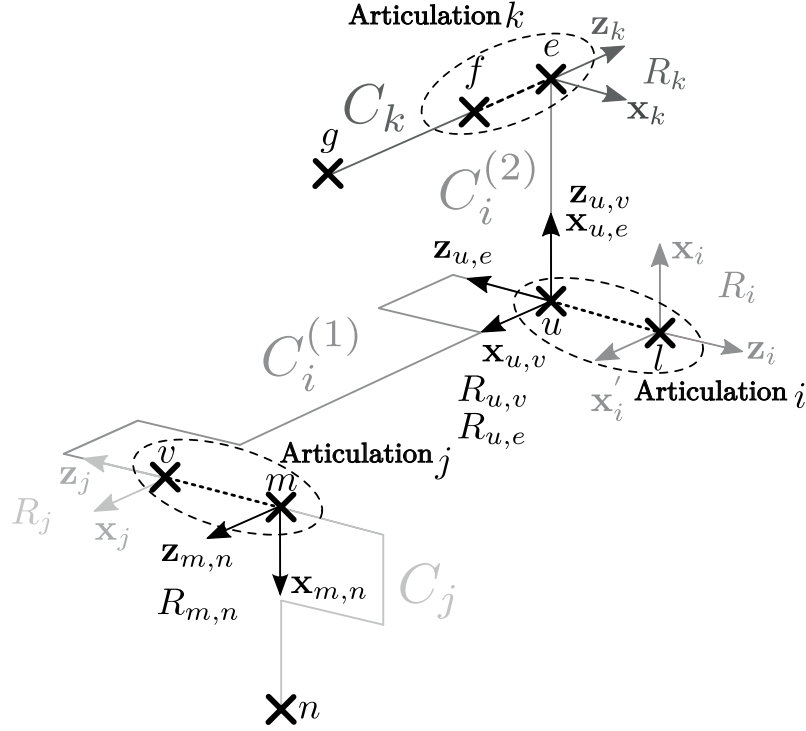


FIGURE 3.2 – Modélisation des structures fermées

Un paramètre χ_j est introduit ainsi :

- $\chi_j = 0$ si le corps C_j est considéré rigide.
- $\chi_j = 1$ si le corps C_j est considéré comme déformable.

La description de la situation $R_{u,v}$ dans le repère de l'articulation R_j est donnée par la relation :

$${}^j\mathbf{T}_{u,v} = \mathbf{Rot}(\mathbf{x}, \delta_j)\mathbf{Rot}(\mathbf{y}, \eta_j)\mathbf{Rot}(\mathbf{z}, \kappa_j). \quad (3.5)$$

La situation de $R_{u,v}$ dans le repère de base R_0 est définie par la relation suivante :

$${}^0\mathbf{T}_{u,v} = {}^0\mathbf{T}_j {}^j\mathbf{T}_{u,v} = \left[\begin{array}{ccc|c} {}^0\mathbf{A}_j {}^j\mathbf{A}_{u,v} & & & {}^0\mathbf{P}_j \\ \hline 0 & 0 & 0 & 1 \end{array} \right]_{(4 \times 4)}. \quad (3.6)$$

3.2.2.4 Élément de type poutre

Une poutre est définie entre deux nœuds et modélise un corps considéré déformable. Considérant les paramètres géométriques et mécaniques de la poutre ainsi que le chargement lui étant appliqué, il est possible de calculer les déplacements du nœud sollicité. Le vecteur de l'effort nodal appliqué au nœud v est :

$$\mathbf{F}_v = \begin{bmatrix} f_v & m_v \end{bmatrix}^T \quad (3.7)$$

avec :

- $\mathbf{f}_v = \begin{bmatrix} f_{v,x} & f_{v,y} & f_{v,z} \end{bmatrix}^T$ la force appliquée au nœud v et,
- $\mathbf{m}_v = \begin{bmatrix} m_{v,x} & m_{v,y} & m_{v,z} \end{bmatrix}^T$, le moment.

Exprimé dans $R_{u,v}$ et R_0 , les efforts \mathbf{F}_v seront écrits respectivement \mathbf{F}_v et ${}^0\mathbf{F}_v$. $R_{u,v}$ est le repère local attaché à la poutre définie entre u et v avec $\mathbf{x}_{u,v}$ le long de la droite (u, v) (figure 3.3). Le déplacement nodal résultant de l'application de \mathbf{F}_v au nœud v est :

$$\Delta\mathbf{X}_v = \begin{bmatrix} \Delta\mathbf{P}_v & \Delta\Phi_v \end{bmatrix}^T \quad (3.8)$$

avec :

- $\Delta\mathbf{P}_v = \begin{bmatrix} \Delta P_{v,x} & \Delta P_{v,y} & \Delta P_{v,z} \end{bmatrix}^T$, le vecteur de déplacement en translation de v .
- $\Delta\Phi_v = \begin{bmatrix} \Delta\phi_{v,x} & \Delta\phi_{v,y} & \Delta\phi_{v,z} \end{bmatrix}^T$, le vecteur contenant les trois angles de rotation de la section de la poutre.

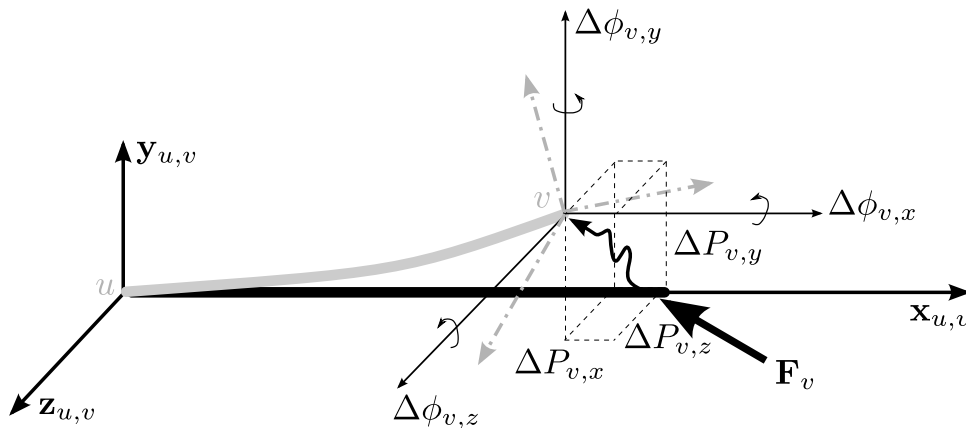


FIGURE 3.3 – Représentation de la poutre déformée élastiquement, des efforts et des déplacements nodaux

3.2.2.5 Matrice de rigidité des articulations

Dans le repère local, la rigidité de l'articulation définie entre les nœuds v et m , dont l'axe est suivant \mathbf{z}_j du repère R_j , est décrite par la matrice de rigidité (12×12) :

$$\mathbf{K}_j = \left[\begin{array}{c|c} \mathbf{K}_j^D & -\mathbf{K}_j^D \\ \hline -\mathbf{K}_j^D & \mathbf{K}_j^D \end{array} \right]_{(12 \times 12)} \quad (3.9)$$

où : $\mathbf{K}_j^D = \text{diag} [K_r, K_r, K_a, K_{rr}, K_{rr}, K_{ar}]$.

K_a et K_r sont respectivement les rigidités en translation axiale et radiale. K_{ar} et K_{rr} sont les rigidités en rotation axiale et radiale [Yoon2004], [Ecorchard2010].

Le calcul des composantes de la matrice de rigidité dans R_0 est réalisé en utilisant la matrice de transformation ${}^0\mathbf{G}_j$ selon :

$${}^0\mathbf{K}_j = ({}^0\mathbf{G}_j) \mathbf{K}_j ({}^0\mathbf{G}_j)^{-1}. \quad (3.10)$$

${}^0\mathbf{G}_j$ est donnée par :

$${}^0\mathbf{G}_j = \left[\begin{array}{cccc} {}^0\mathbf{A}_j & \mathbf{0}_{3,3} & \mathbf{0}_{3,3} & \mathbf{0}_{3,3} \\ \mathbf{0}_{3,3} & {}^0\mathbf{A}_j & \mathbf{0}_{3,3} & \mathbf{0}_{3,3} \\ \mathbf{0}_{3,3} & \mathbf{0}_{3,3} & {}^0\mathbf{A}_j & \mathbf{0}_{3,3} \\ \mathbf{0}_{3,3} & \mathbf{0}_{3,3} & \mathbf{0}_{3,3} & {}^0\mathbf{A}_j \end{array} \right]_{(12 \times 12)}. \quad (3.11)$$

3.2.2.6 Matrice de rigidité des poutres

Pour une poutre, la matrice de rigidité dépend de ses paramètres géométriques et mécaniques (table 3.1). La matrice de rigidité, pouvant être associée à un corps déformable C_j , est une matrice carrée de dimension 12 : $\mathbf{K}_{u,v}$. Elle est définie dans son système de coordonnées local $R_{u,v}$. Elle peut être exprimée en utilisant quatre sous-matrices, pour lesquelles les effets du cisaillement peuvent être négligés pour modéliser les corps de robots :

$$\mathbf{K}_{u,v} = \left[\begin{array}{c|c} \mathbf{K}_{u,v}^{11} & \mathbf{K}_{u,v}^{12} \\ \hline \mathbf{K}_{u,v}^{21} & \mathbf{K}_{u,v}^{22} \end{array} \right]_{(12 \times 12)}. \quad (3.12)$$

$\mathbf{K}_{u,v}^{11}$, $\mathbf{K}_{u,v}^{12}$, $\mathbf{K}_{u,v}^{21}$ et $\mathbf{K}_{u,v}^{22}$ sont définis dans [Imbert1979]. Le calcul dans R_0 des composantes de la matrice de rigidité est réalisé en utilisant la matrice de transformation ${}^0\mathbf{B}_{u,v}$ selon la relation :

$${}^0\mathbf{K}_{u,v} = ({}^0\mathbf{B}_{u,v}) \mathbf{K}_{u,v} ({}^0\mathbf{B}_{u,v})^{-1}. \quad (3.13)$$

avec :

$${}^0\mathbf{B}_{u,v} = \left[\begin{array}{cccc} {}^0\mathbf{A}_j^j \mathbf{A}_{u,v} & \mathbf{0}_{3,3} & \mathbf{0}_{3,3} & \mathbf{0}_{3,3} \\ \mathbf{0}_{3,3} & {}^0\mathbf{A}_j^j \mathbf{A}_{u,v} & \mathbf{0}_{3,3} & \mathbf{0}_{3,3} \\ \mathbf{0}_{3,3} & \mathbf{0}_{3,3} & {}^0\mathbf{A}_j^j \mathbf{A}_{u,v} & \mathbf{0}_{3,3} \\ \mathbf{0}_{3,3} & \mathbf{0}_{3,3} & \mathbf{0}_{3,3} & {}^0\mathbf{A}_j^j \mathbf{A}_{u,v} \end{array} \right]_{(12 \times 12)}. \quad (3.14)$$

TABLE 3.1 – Paramètres géométriques et mécaniques

Paramètres géométriques	Longueur & Surface de la section	L & S
Paramètres mécaniques	Module de Young et de Coulomb	E & G
	Quadratique & Moments polaires	I_y, I_z & J

3.2.2.7 Technique d'assemblage

L'assemblage de toutes les matrices est réalisé en ajoutant les effets élastiques de chaque nœud de la structure suivant leur indice. La matrice de rigidité de toute la structure, ${}^0\mathbf{K}_c$, est alors obtenue. ${}^0\mathbf{K}_c$ est une matrice de dimension $(6H \times 6H)$, où H est le nombre de nœuds. Puis, les conditions aux limites sont introduites en supprimant les lignes et les colonnes correspondant aux nœuds où les déplacements sont nuls. La taille de la matrice de rigidité ${}^0\mathbf{K}_c$ est alors réduite et devient ${}^0\mathbf{K}_c^*$.

3.2.2.8 Mouvement des corps rigides

Avant d'établir la relation efforts/déplacements, il est nécessaire d'inclure les mouvements des corps rigides pour les corps concernés. Ainsi, la matrice ${}^0\mathbf{A}_c^*$ regroupe les $M = 6 \times (n - \sum \chi_j)$ relations correspondant aux mouvements des corps rigides et aux conditions aux limites. Finalement, les mouvements des corps rigides peuvent être exprimés suivant cette relation :

$${}^0\mathbf{A}_c^* {}^0\Delta\mathbf{X}_c^* = \mathbf{0}_{M,1}. \quad (3.15)$$

3.2.2.9 Etude énergétique

Il est possible de calculer les déplacements des nœuds ${}^0\Delta\mathbf{X}_c^*$, qui vérifient la relation ${}^0\mathbf{F}_c^* = {}^0\mathbf{K}_c^* {}^0\Delta\mathbf{X}_c^*$ sous les contraintes exprimées par la relation (3.15). Le problème peut être résolu en cherchant les conditions extrêmes de l'énergie potentielle [Imbert1979]. Un système linéaire est ainsi obtenu :

$$\begin{bmatrix} {}^0\mathbf{F}_c^* \\ \mathbf{0}_{M,1} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} {}^0\mathbf{K}_c^* & {}^0\mathbf{A}_c^{*T} \\ {}^0\mathbf{A}_c^* & \mathbf{0}_{M,M} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} {}^0\Delta\mathbf{X}_c^* \\ \lambda_M \end{bmatrix} \quad (3.16)$$

où λ_M sont les multiplicateurs de Lagrange. En posant :

$${}^0\mathbf{F}_G = \begin{bmatrix} {}^0\mathbf{F}_c^* \\ \mathbf{0}_{M,1} \end{bmatrix} \quad {}^0\mathbf{K}_G = \begin{bmatrix} {}^0\mathbf{K}_c^* & {}^0\mathbf{A}_c^{*T} \\ {}^0\mathbf{A}_c^* & \mathbf{0}_{M,M} \end{bmatrix} \quad {}^0\Delta\mathbf{X}_G = \begin{bmatrix} {}^0\Delta\mathbf{X}_c^* \\ \lambda_{M,1} \end{bmatrix}$$

La relation (3.16) devient :

$${}^0\mathbf{F}_G = {}^0\mathbf{K}_G {}^0\Delta\mathbf{X}_G. \quad (3.17)$$

Puisque la relation (3.17), incluant les conditions aux limites et les mouvements de corps rigides, est symétrique, définie positive et inversible, les déplacements des nœuds peuvent être exprimés par la relation :

$${}^0\Delta\mathbf{X}_G = ({}^0\mathbf{K}_G)^{-1} {}^0\mathbf{F}_G. \quad (3.18)$$

Le vecteur solution ${}^0\Delta\mathbf{X}_G$ contient l'ensemble des déplacements nodaux, ainsi que le vecteur des multiplicateurs de Lagrange.

3.2.2.10 Structure équivalente

Pour un chargement donné de la structure (poids propre des corps, chargement externe, etc...), il est possible de calculer les déplacements élastiques ${}^0\Delta\mathbf{X}_E$ au nœud correspondant au TCP. Pour cela, le modèle élastique global de la structure est décrit par une matrice de rigidité équivalente ${}^0\mathbf{K}_{eq}$ et un torseur des actions mécaniques équivalent ${}^0\mathbf{F}_{eq}$. Dans le cas général, la matrice de rigidité et le vecteur des déplacements et chargements nodaux sont définis entre les nœuds de la base et du TCP en utilisant la partition des matrices suivante :

$$\begin{bmatrix} {}^0\mathbf{F}_R \\ {}^0\mathbf{F}_E \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} {}^0\mathbf{K}_{R,R} & | & {}^0\mathbf{K}_{R,E} \\ {}^0\mathbf{K}_{E,R} & | & {}^0\mathbf{K}_{E,E} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} {}^0\Delta\mathbf{X}_R \\ {}^0\Delta\mathbf{X}_E \end{bmatrix}. \quad (3.19)$$

L'indice R correspond aux composantes de tous les nœuds excepté le nœud E définissant le TCP. On obtient ainsi :

$$\begin{cases} {}^0\mathbf{F}_R = {}^0\mathbf{K}_{R,R} {}^0\Delta\mathbf{X}_R + {}^0\mathbf{K}_{R,E} {}^0\Delta\mathbf{X}_E \\ {}^0\mathbf{F}_E = {}^0\mathbf{K}_{E,R} {}^0\Delta\mathbf{X}_R + {}^0\mathbf{K}_{E,E} {}^0\Delta\mathbf{X}_E \end{cases} \quad (3.20)$$

Le vecteur des déplacements nodaux ${}^0\Delta\mathbf{X}_E$ peut être calculé d'après :

$${}^0\Delta\mathbf{X}_E = ({}^0\mathbf{K}_{eq})^{-1} {}^0\mathbf{F}_{eq} \quad (3.21)$$

avec :

$$\begin{aligned} {}^0\mathbf{F}_{eq} &= {}^0\mathbf{F}_E - {}^0\mathbf{K}_{E,R} ({}^0\mathbf{K}_{R,R})^{-1} {}^0\mathbf{F}_R \\ {}^0\mathbf{K}_{eq} &= {}^0\mathbf{K}_{E,E} - {}^0\mathbf{K}_{E,R} ({}^0\mathbf{K}_{R,R})^{-1} {}^0\mathbf{K}_{R,E} \end{aligned} \quad (3.22)$$

L'équation (3.21) décrit le modèle élastique équivalent prédisant le comportement élastique complet de la structure.

3.2.2.11 Modèle élastique résultant

Le modèle élastique résultant est défini par la relation suivante liant la pose contrôlée ${}^0\mathbf{X}_E$ à la configuration articulaire \mathbf{q}^k et le vecteur des paramètres géométriques ξ :

$${}^0\mathbf{X}_E = \begin{bmatrix} {}^0\mathbf{P}_E \\ {}^0\Phi_E \end{bmatrix} = f(\mathbf{q}^k, \xi) \quad (3.23)$$

où ${}^0\mathbf{P}_E$ et ${}^0\Phi_E$ donnent respectivement la position cartésienne et l'orientation de l'effecteur relativement à R_0 . ${}^0\mathbf{X}_E$ est obtenu par la post-multiplication des matrices homogènes selon 3.4. Le modèle élastique résultant, dont les paramètres doivent être identifiés, peut être décrit par la relation (3.24) pour une configuration articulaire \mathbf{q}^k :

$${}^0\Delta\mathbf{X}_E = \begin{bmatrix} {}^0\Delta\mathbf{P}_E \\ {}^0\Delta\Phi_E \end{bmatrix} = h(\mathbf{q}^k, \xi, {}^0\mathbf{F}_{eq}, \Lambda, \Gamma) = ({}^0\mathbf{K}_{eq})^{-1} {}^0\mathbf{F}_{eq} \quad (3.24)$$

où :

- ξ : le vecteur des paramètres géométriques.
- ${}^0\mathbf{F}_{eq}$: le torseur des actions mécaniques défini dans le repère R_0 .
- Λ : le vecteur des paramètres mécaniques des poutres.
- Γ : le vecteur des paramètres de rigidité des articulations.

La définition du modèle élastique résultant est donnée par la relation 3.25 permettant de prédire la position atteinte par l'effecteur dans le repère de base :

$${}^0\check{\mathbf{X}}_E = {}^0\mathbf{X}_E + {}^0\Delta\mathbf{X}_E \quad (3.25)$$

Ainsi, par cette méthodologie, le modèle élastique est décrit entièrement par les deux tables de paramètres :

- La table qui définit les repères des liaisons R_j dans R_0 .
- La table qui décrit les repères des corps $R_{u,v}$ dans R_0 .

3.3 Application au robot FANUC S420iF

3.3.1 Diagnostic

Les efforts requis pour former des tôles d'aluminium de faibles épaisseurs sont compatibles avec ceux pouvant exercer le robot FANUC S420iF mis en œuvre dans cette étude (figure 3.4). C'est un robot manipulateur industriel utilisé pour des procédés d'assemblage avec six degrés de liberté et dont la charge utile est de 1200 N . Il possède une boucle cinématique fermée (parallélogramme déformable) permettant d'augmenter la rigidité globale de la structure.

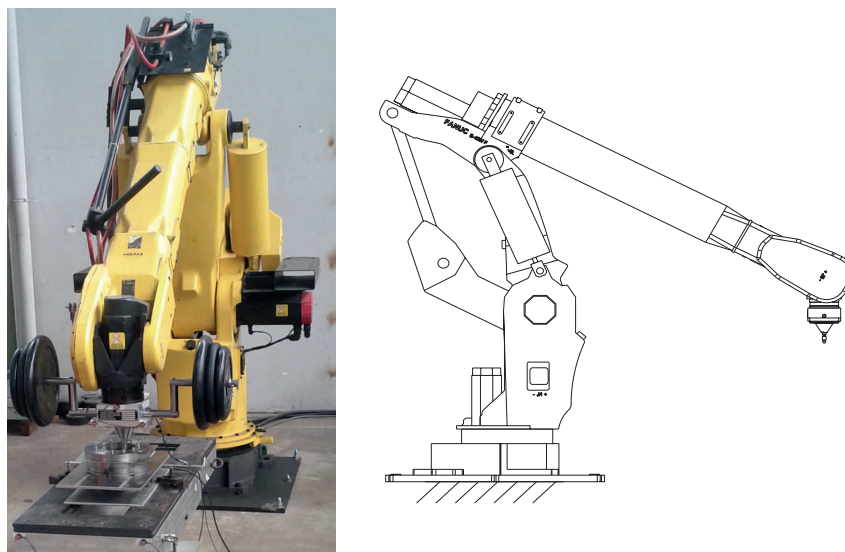


FIGURE 3.4 – Photographie et vue 2D du robot FANUC S420iF

Afin de quantifier la capabilité du robot à être utilisé dans le contexte de l'ISF, un diagnostic est effectué suivant la norme ISO-9283 [NOR98]. Les résultats obtenus en utilisant le logiciel *ROBOSCOPE*[©] couplé au système de mesure par photogrammétrie (Nikon Metrology K600-10 (figure 3.5)), sont présentés table 3.2. Cet équipement a une précision de mesure de $\pm 37 \mu m$ pour un seul point. Il permet de lire à la fréquence de 100 Hz la position de LEDs fixées sur l'organe terminal du robot. La position du repère de base du robot par rapport au repère du capteur est déterminée à partir de 10 poses. Grâce à la comparaison entre la valeur des poses et des mesures, le logiciel *ROCAL*[©] fourni avec le système identifie cette transformation.



FIGURE 3.5 – Système de mesure par photogrammétrie Nikon Metrology K600-10

TABLE 3.2 – Résultats de certification fondés sur la norme ISO-9283

	Position (<i>mm</i>)	Orientation (<i>mdeg</i>)
Erreur moyenne de répétabilité	0,134	15,271
Erreur maximum de répétabilité	0,176	20,059
Erreur moyenne d'exactitude	0,914	137,239
Erreur maximum d'exactitude	1,644	165,346
Erreur maximum d'exactitude sous chargement (650 <i>N</i>)	3,253	-

Comme on le constate dans la table 3.2, les normes des erreurs maximales d'exactitude de pose sans chargement et pour un chargement de 650 *N* appliqué en bout d'outil suivant $-z_0$, sont respectivement de 1,64 *mm* et 3,25 *mm*. Ces chiffres montrent clairement que le robot ne peut être utilisé, en l'état, si un niveau de précision semblable à celui d'application de prototypage rapide dans le cadre de l'ISF est souhaité ($\pm 0,5$ *mm* [Jeswiet2006]).

3.3.2 Étalonnage géométrique

Contrairement au niveau 2 d'étalonnage, le niveau 1 (identification des offsets articulaires) permet une modification de la précision du robot sans modification du contrôleur ou définition d'un post-processeur car les offsets articulaires peuvent être directement corrigés dans le contrôleur. C'est pourquoi, dans un premier temps, afin d'améliorer la précision de pose du robot sans charge appliquée en bout d'outil, seul un étalonnage géométrique de niveau 1 est effectué. Cet étalonnage est réalisé grâce au logiciel ROCAL[®]. Cinquante poses, sollicitant toutes les articulations du robot, ont été générées dans une enveloppe de travail de $1,5 \times 1,5 \times 1,5 \text{ m}^3$ (figure 3.6). Les mesures ont permis de confirmer l'exactitude de pose et la répétabilité de pose (table 3.2) mais également d'identifier les offsets articulaires minimisant l'exactitude de pose (table 3.3).

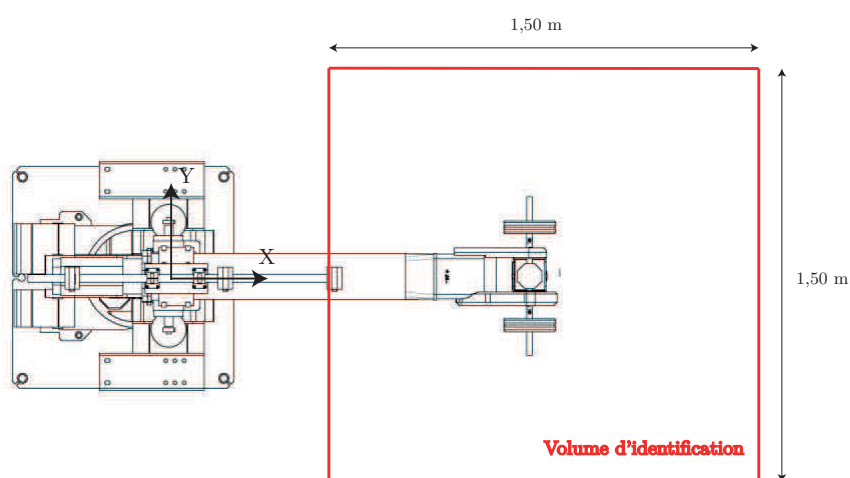


FIGURE 3.6 – Vue de dessus du robot - Représentation du volume d'identification

TABLE 3.3 – Valeurs des offsets articulaires identifiés

Articulation	J1	J2	J3	J4	J5	J6
Valeur de l'offset (deg)	0,000	-0,058	-0,168	0,005	0,167	0,000

Après avoir corrigé les valeurs des offsets dans la baie robot, la précision est vérifiée sur 30 poses différentes de celles utilisées pour l'identification. Les valeurs mesurées sont rapportées dans la table 3.4.

De fait, même si après cette première étape d'étalonnage de niveau 1, la précision de pose du robot est améliorée de 30%, celui-ci reste loin d'être compatible avec celle requise pour la réalisation de pièces par ISF. En effet, sans aucun chargement la valeur moyenne de l'erreur de pose est au delà des pré-requis du procédé. C'est pourquoi, le choix est fait de travailler dans un repère local défini par la pièce à former. Afin d'améliorer la précision de pose sous chargement, la modélisation élastique du robot est présentée dans la partie suivante.

TABLE 3.4 – Résultats de certification fondés sur la norme ISO-9283 après étalonnage

	Position (mm)	Orientation (mdeg)
Erreur moyenne d'exactitude	0,640	60
Erreur maximum d'exactitude	1,298	126

3.3.3 Modélisation

3.3.3.1 Modélisation géométrique

Le FANUC S420iF possède $L = 9$ liaisons rotoïdes ($q_j = \theta_j$), $n + 1 = 9$ corps, et $B = L - n = 1$ chaîne fermée. Il y a $N = 6$ liaisons actives. Le vecteur \mathbf{q} est défini par :

$$\mathbf{q}_a = \begin{bmatrix} q_1 & q_2 & q_4 & q_5 & q_6 & q_7 \end{bmatrix}^T,$$

$$\mathbf{q}_p = \begin{bmatrix} q_3 & q_8 \end{bmatrix}^T, \quad \mathbf{q}_c = q_9.$$

Les contraintes relatives à la chaîne fermée donnent : $q_3 = q_9 = -q_8 = q_2 + q_7$

Repères des articulations R_j

Les repères des articulations sont fixés selon le chapitre 3.2.1.3. La table définissant les repères des liaisons R_j du FANUC S420iF est décrite table 3.5. On peut ainsi obtenir ${}^0\mathbf{X}_E = {}^0\mathbf{T}_j$ par post-multiplication des matrices comme décrit chapitre 3.2.1.3.

TABLE 3.5 – Table définissant les repères des articulations R_j

j	a(j)	μ_j	γ_j	b_j	α_j	d_j	θ_j	r_j
1	0	1	0	0	0	0	θ_1	0
2	1	1	0	b_2	$-\frac{\pi}{2}$	d_2	$-\frac{\pi}{2} + \theta_2$	0
3	2	0	0	0	π	d_3	θ_3	0
4	3	1	0	0	$-\frac{\pi}{2}$	d_4	θ_4	0
5	4	1	0	$-b_5$	$\frac{\pi}{2}$	0	θ_5	0
6	5	1	0	0	$-\frac{\pi}{2}$	0	θ_6	$-r_6$
7	1	1	0	b_7	$\frac{\pi}{2}$	d_7	$\pi + \theta_7$	0
8	7	0	0	0	0	d_8	$-\frac{\pi}{2} + \theta_8$	0
9	8	0	0	0	0	d_9	$-\frac{\pi}{2} + \theta_9$	0
10	3	0	$-\frac{\pi}{2}$	0	0	$-d_{10}$	0	0
E	6	0	0	0	π	0	0	0

3.3.3.2 Modélisation élastique

La modélisation complète de la structure est effectuée par 17 noeuds (figure 3.7).

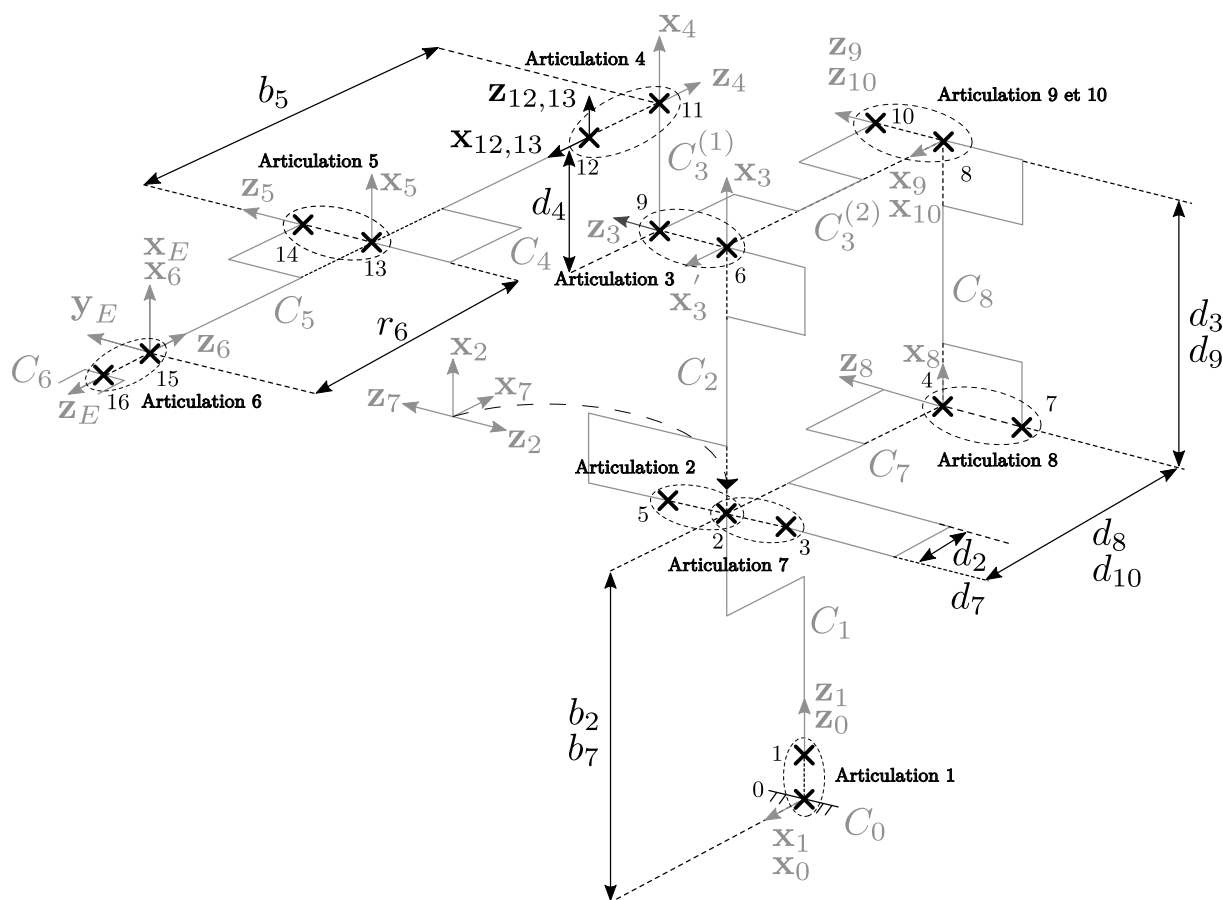


FIGURE 3.7 – Modélisation élasto-géométrique du robot FANUC S420iF

Repère des corps $R_{u,v}$

Les repères des corps sont fixés selon la méthodologie présentée chapitre 3.2.2.3. Pour le FANUC S420iF, tous les corps sont considérés rigides hormis C_4 dont le rapport longueur/section est important. C_4 est modélisé par une poutre pleine d'acier à section cylindrique. Le repère du corps $R_{12,13}$ est attaché au noeud 12 (figure 3.8). Il est ainsi possible de définir la transformation ${}^4\mathbf{T}_{12,13}$ avec trois paramètres δ_4 , η_4 et κ_4 . Parmi les solutions possibles, la plus simple est de choisir l'angle autour \mathbf{y}_4 , $\eta_4 = \frac{\pi}{2}$. L'équation (3.26) est obtenue.

$${}^4\mathbf{T}_{12,13} = \mathbf{Rot}(\mathbf{x}, 0)\mathbf{Rot}(\mathbf{y}, \frac{\pi}{2})\mathbf{Rot}(\mathbf{z}, 0). \quad (3.26)$$

La description de tous les corps est présentée table 3.6.

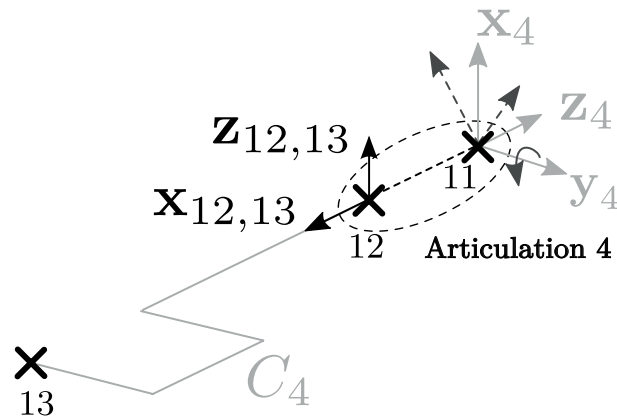

 FIGURE 3.8 – Transformation entre le repère de liaison R_4 et le repère du corps $R_{12,13}$

 TABLE 3.6 – Table décrivant les repères des corps $R_{u,v}$

C_j	u	v	χ_j	δ_j	η_j	κ_j
C_1	1	2	0	0	0	0
C_2	5	6	0	0	0	0
$C_3^{(1)}$	9	11	0	0	0	0
$C_3^{(2)}$	9	10	0	0	0	0
C_4	12	13	1	0	$\frac{\pi}{2}$	0
C_5	14	15	0	0	0	0
C_6	16	\emptyset	0	0	0	0
C_7	3	4	0	0	0	0
C_8	7	8	0	0	0	0

Matrice de rigidité

$H = 17$ pour le FANUC S420iF. Ainsi, ${}^0\mathbf{K}_c$ est une matrice carrée de dimension (102×102) . Les conditions aux limites sont introduites afin de modéliser l'encastrement au sol du robot au nœud 0. La taille de la matrice de rigidité est alors réduite en supprimant les lignes et les colonnes correspondant aux nœuds pour lesquels les déplacements sont nuls. La dimension de la matrice ${}^0\mathbf{K}_c^*$ est alors réduite à (96×96) .

3.3.3.3 Mouvement des corps rigides

Il y a $n = 8$ corps pour le FANUC S420iF. Ainsi $M = 6 \times (8 - 1) = 42$ et ${}^0\mathbf{A}_c^*$ est de dimension (42×96) .

Structure équivalente

Avec la relation (3.18), tous les déplacements des nœuds sont connus. Dans ce chapitre, seuls les déplacements du nœud 16, correspondant à la base de l'effecteur, sont requis.

Dans le cas du FANUC S420iF, la relation (3.16) devient :

$$\begin{bmatrix} {}^0\mathbf{K}_{c(90,90)}^* & {}^0\mathbf{A}_{c(90,42)}^{*T} & | & {}^0\mathbf{K}_{c(90,6)}^* \\ {}^0\mathbf{A}_{c(42,90)}^* & \mathbf{0}_{(42,42)} & | & {}^0\mathbf{A}_{c(42,6)}^* \\ {}^0\mathbf{K}_{c(6,90)}^* & {}^0\mathbf{A}_{c(6,42)}^{*T} & | & {}^0\mathbf{K}_{c(6,6)}^* \end{bmatrix} \begin{bmatrix} {}^0\Delta\mathbf{X}_{c(90,1)}^* \\ \lambda_{(42,1)} \\ {}^0\Delta\mathbf{X}_{c(6,1)}^* \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} {}^0\mathbf{F}_{c(90,1)}^* \\ \mathbf{0}_{(42,1)} \\ {}^0\mathbf{F}_{c(6,1)}^* \end{bmatrix}. \quad (3.27)$$

En appliquant l'équation (3.22), le modèle élastique est déduit :

$${}^0\Delta\mathbf{X}_{c(6,1)}^* = {}^0\Delta\mathbf{X}_E = ({}^0\mathbf{K}_{eq})^{-1} {}^0\mathbf{F}_{eq}. \quad (3.28)$$

3.3.4 Identification élastique

L'étalonnage élastique consiste à identifier la valeur de la rigidité des paramètres articulaires et les caractéristiques géométriques et mécaniques de C_4 . Cette étape est effectuée indépendamment des erreurs géométriques dont les effets sont considérés négligeables sur le comportement élastique [Deblaise2006]. Le montage expérimental est décrit figure 3.9.

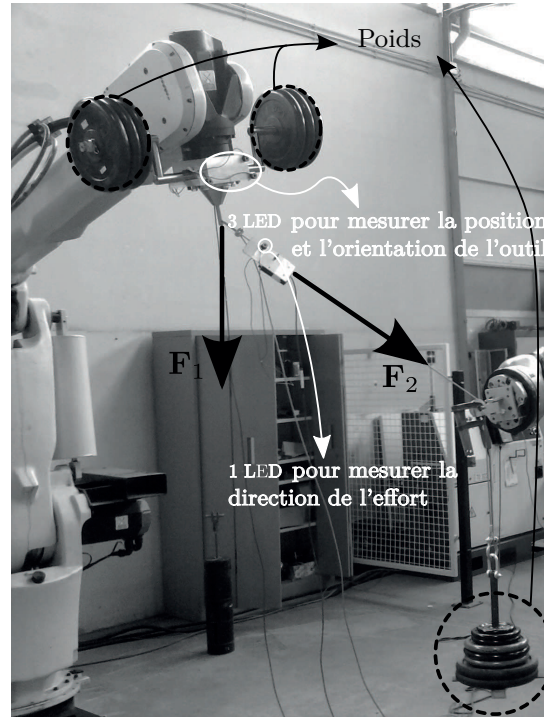


FIGURE 3.9 – Montage expérimental pour la phase d'identification

Le système de mesure par photogrammétrie Nikon Metrology K600-10, présenté précédemment, a été utilisé pour un suivi précis des mouvements outils. Les poses du TCP ont été générées suivant trois plans (figure 3.10) de façon à parcourir la globalité de l'enveloppe de travail du robot.

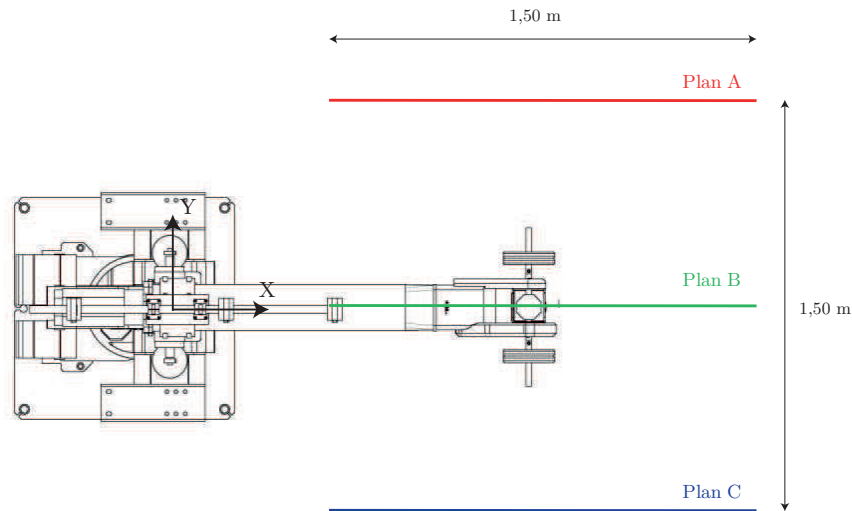


FIGURE 3.10 – Robot vue de dessus - représentation des trois plans ayant servis à l'identification

Une caractérisation complète du robot a été obtenue en sollicitant toutes ses liaisons. Pour ce faire, un système poulie-câble a été utilisé pour générer des efforts en bout d'outil selon tous les axes du repère R_0 . La direction des efforts \mathbf{F}_2 est mesurée par une LED fixée directement sur le câble et connectée au système de mesure (figure 3.9). De plus, des poids sont fixés sur la tête du robot afin de pouvoir appliquer un effort \mathbf{F}_1 plus important le long de l'axe \mathbf{z}_0 . Finalement, une grille de 150 poses a été définie pour deux configurations de chargement :

- 800 N le long de \mathbf{F}_1 , et 600 N suivant \mathbf{F}_2 ,
- 600 N le long de \mathbf{F}_1 , et 200 N suivant \mathbf{F}_2 .

Le premier chargement est utilisé pour l'identification des paramètres élastiques tandis que le second cas de chargement est utilisé pour la vérification du modèle correspondant.

Pour chaque liaison, quatre paramètres ont été identifiés avec l'hypothèse que les deux rigidités en translation axiale et radiale sont équivalentes. Pour les liaisons passives 3, 8 et 9, K_{ar} n'est pas fixé à 0 pour des raisons numériques [Yoon2004]. Il a donc été choisi de fixer ses paramètres à $10^{-1} \text{ Nmm.rad}^{-1}$. Les autres valeurs de rigidité ont été identifiées grâce aux mesures effectuées sur le robot. Pour le FANUC S420iF, 33 valeurs de rigidité de liaison doivent être identifiées grâce aux mesures de poses. Les différences entre les poses contrôlées et atteintes pour les deux niveaux d'effort et sans l'application de charge ont été calculées à partir des relevés afin d'obtenir les déplacements élastiques réels. Si ${}^0\Delta\mathbf{P}_E^{m,p}$ et ${}^0\Delta\mathbf{P}_E^p$ sont respectivement les vecteurs des déplacements mesurés et calculés pour la position et le chargement p , l'erreur permettant de formuler le critère utilisé pour identifier la structure élastique du modèle est :

$${}^0E_E^p = \left\| {}^0\Delta\mathbf{P}_E^p - {}^0\Delta\mathbf{P}_E^{m,p} \right\|. \quad (3.29)$$

Les valeurs numériques de rigidité des liaisons relatives au vecteur Γ sont calculées en minimisant, pour un jeu de n_m poses et chargements, le critère suivant :

$$\Gamma = \sum_{i=1}^{n_m} \sqrt{({}^0E_E^p)^2}. \quad (3.30)$$

Pour identifier les paramètres de rigidité, une procédure d'optimisation est implémentée via le logiciel d'optimisation modeFRONTIER, ESTECO srl–EnginSoft[©], utilisant un algorithme génétique [Courteille2009]. Celle-ci est décrite figure 3.11. À partir des positions théoriques et mesurées (${}^0\mathbf{P}_E$ et ${}^0\mathbf{P}_E^{m,p}$) ainsi que des efforts appliqués en bout d'outil, un programme objet-orienté, MATLAB 2008b[©] reprenant la modélisation proposée précédemment, calcule le vecteur Γ pour identifier les valeurs de rigidité. Dans le but de minimiser ce critère, l'algorithme génétique multi-objectif (MOGA II), dont la population initiale est choisie au moyen d'une méthode quasi-aléatoire (SOBOL) permettant une couverture uniforme de l'espace d'entrée, définit les jeux de variables à chaque boucle d'optimisation.

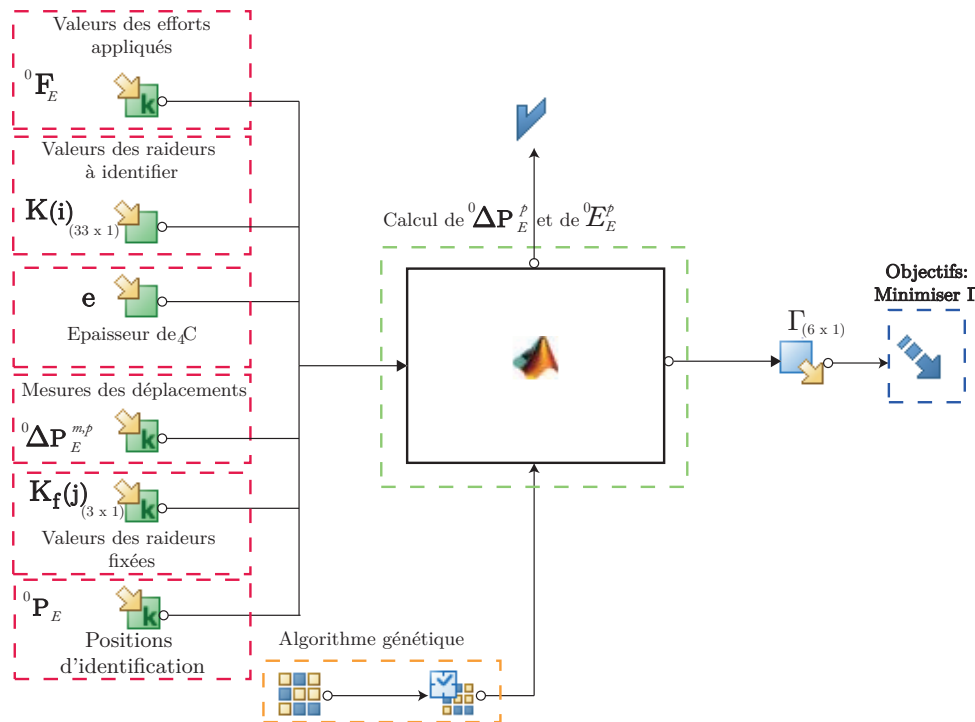


FIGURE 3.11 – Définition de la boucle d'optimisation sous ModeFrontier[©] pour l'optimisation de Γ

Les valeurs des rigidités identifiées obtenues avec le projet optimal sont ensuite utilisées pour évaluer l'erreur de pose du robot avec le chargement de vérification. Les résultats pour les déplacements suivant l'axe \mathbf{x}_0 , \mathbf{y}_0 et \mathbf{z}_0 ainsi que pour la norme du déplacement sont donnés figure 3.12. L'erreur de pose est représentée en fonction du plan A et donc suivant les axes \mathbf{x}_0 et \mathbf{z}_0 . L'écart de prédiction entre le modèle et les mesures est également exposé et décrit suivant le plan A .

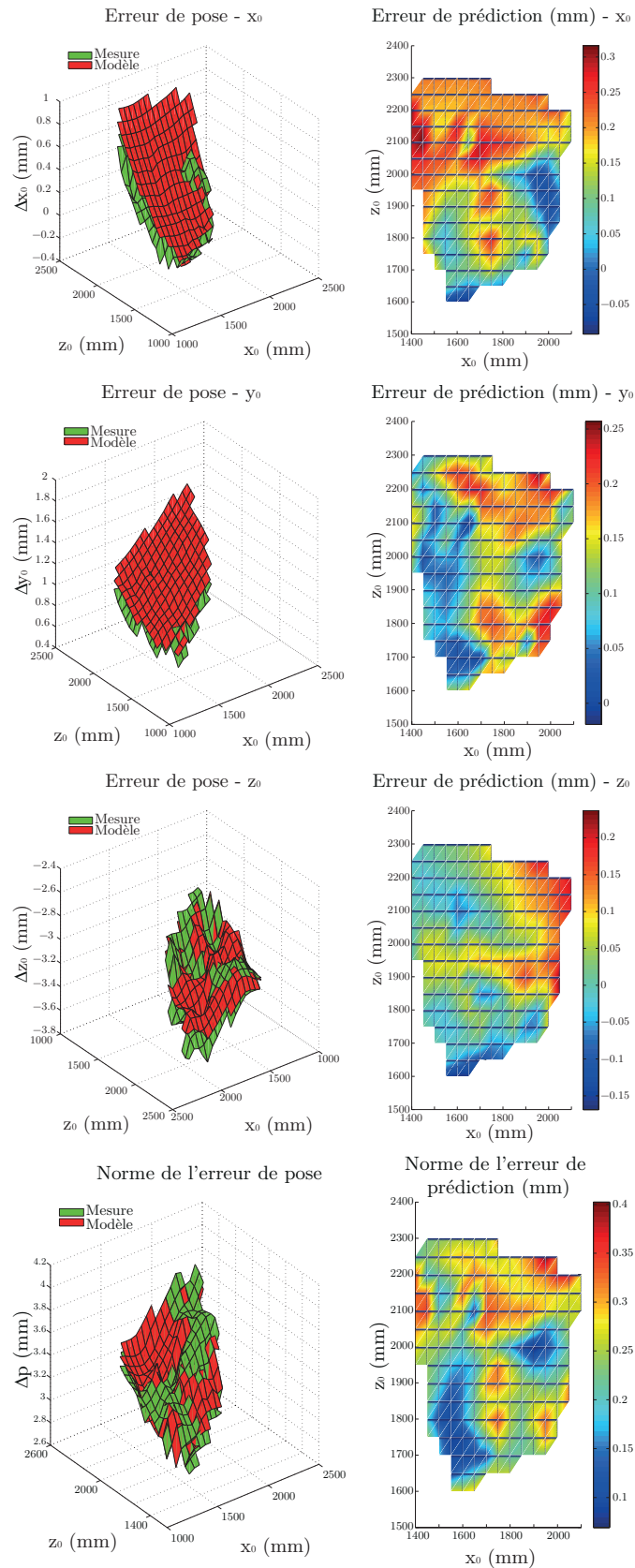


FIGURE 3.12 – Résultats de l'identification pour un chargement de 600 N suivant \mathbf{F}_1 - 200 N suivant \mathbf{F}_2

On constate que quand le robot est éloigné de sa base, les erreurs de poses sont plus importantes allant au maximum $3,6 \text{ mm}$ suivant l'axe \mathbf{z}_0 quand l'outil est à $2,50 \text{ m}$ de sa base. À l'inverse, la rigidité du robot augmente près de \mathbf{z}_0 . Quand on allonge le bras suivant l'axe \mathbf{x}_0 , la norme du déplacement élastique est aussi plus importante atteignant au maximum 4 mm quand le bras est le plus éloigné de la base.

Au final, le modèle donne une bonne prédiction du comportement élastique puisque la valeur maximale et la valeur moyenne de la norme de l'erreur de prédiction de la position TCP sont respectivement de $\pm 0,35 \text{ mm}$ et $\pm 0,15 \text{ mm}$ sur l'enveloppe de travail utilisée pour l'identification. Ces résultats montrent l'efficacité de l'étalonnage élastique puisqu'ils sont compatibles avec les pré-requis d'une application de prototypage rapide en ISF [Jeswiet2006]. Ils permettent d'envisager la mise en place de l'approche couplée présentée dans le chapitre suivant.

Approche couplée matériau/structure machine

Sommaire

4.1	Influence de la rigidité de la structure machine	116
4.1.1	Étude statique du problème	116
4.1.2	Formage robotisé sans compensation	117
4.2	Approche couplée matériau/structure machine	123
4.2.1	Principe	123
4.2.2	Validation expérimentale	124

Dans l'introduction de ce chapitre, une étude des trajectoires outils non compensées, mesurées au cours du formage robotisé du cône tronqué précédemment étudié, est présentée. Les écarts observés par rapport à une solution de référence obtenue sur une MOCN supposée "parfaitement" rigide, présentée au chapitre 2, montrent la nécessité d'intégrer le comportement de la structure machine, notamment pour des structures compliantes tels que les robots, dans la définition de la trajectoire. Le principe de l'approche couplée matériau/structure machine, permettant de corriger les défauts de positionnement du robot dus à son élasticité, est alors détaillé. Cette méthodologie est ensuite validée sur la géométrie du cône tronqué formé à partir d'une trajectoire corrigée. Le modèle de correction est finalement appliqué au formage d'une pièce non symétrique, une pyramide vrillée, afin de vérifier la robustesse de la méthode proposée.

4.1 Influence de la rigidité de la structure machine

4.1.1 Étude statique du problème

Compte-tenu des vitesses d'avance généralement choisies, proches de 1 m/mn , le procédé peut être considéré comme quasi-statique. L'hypothèse est faite que l'outil est toujours en contact avec la tôle. La gravité ainsi que les frottements sont négligés. $\mathbf{F}_{T/O}$ représente l'effort exercé par la tôle sur l'outil et $\mathbf{F}_{R/O}$ l'effort exercé par le robot sur l'outil. Leurs expressions respectives sont données par les équations 4.1 et 4.2 ci-après.

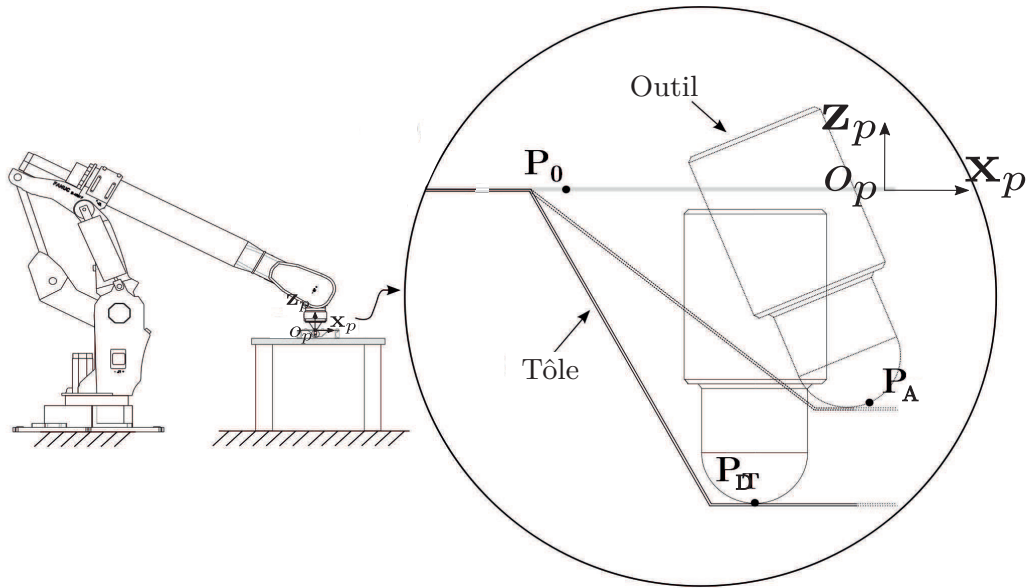


FIGURE 4.1 – Représentation schématique de la configuration de formage

$$\mathbf{F}_{T/O} = \mathbf{K}_T \cdot (\mathbf{P}_A - \mathbf{P}_0) \quad (4.1)$$

$$\mathbf{F}_{R/O} = \mathbf{K}_R \cdot (\mathbf{P}_A - \mathbf{P}_D) \quad (4.2)$$

Où :

- $\mathbf{P}_0 = [P_{0x}, P_{0y}, P_{0z}, R_{0x}, R_{0y}, R_{0z}]^T_{(O_p, x_p, y_p, z_p)}$ est la pose représentant le point de contact initial entre l'outil et la tôle (figure 4.1).
- \mathbf{P}_A est la pose réellement atteinte par le TCP sans correction.
- \mathbf{P}_D est la pose désirée.
- \mathbf{K}_T est la matrice de rigidité (6×6) de la tôle et du système de serrage. Ces valeurs dépendent de la position et du type de serrage, ainsi que du matériau de la tôle et des paramètres du procédé.
- \mathbf{K}_R est la matrice de rigidité de la structure du robot. Ces valeurs dépendent de la configuration des articulations du robot, ainsi que de ses paramètres géométriques

et mécaniques (rigidité des liaisons, moment quadratique des corps...).

L'équilibre statique, au point de contact entre l'outil et la tôle, donne :

$$\mathbf{F}_{T/O} = \frac{\mathbf{K}_T \cdot \mathbf{K}_R}{\mathbf{K}_T + \mathbf{K}_R} \cdot (\mathbf{P}_0 - \mathbf{P}_D) \quad (4.3)$$

Cette dernière équation montre que la rigidité la plus faible entre \mathbf{K}_R et \mathbf{K}_T a le plus d'influence sur l'effort de formage $\mathbf{F}_{T/O}$ et donc, sur la pose réellement atteinte, \mathbf{P}_A .

4.1.2 Formage robotisé sans compensation

4.1.2.1 Description de l'essai

Afin d'évaluer l'exactitude de pose du robot durant le formage d'une pièce, une comparaison des résultats expérimentaux mesurés sur la MOCN trois axes à structure cartésienne (FAMUP MCX 500) et sur le robot (FANUC S420iF) est réalisée. Comme évoqué précédemment, la MOCN peut développer jusqu'à 7000 N en bout d'outil avec une précision de 15 μm . En raison de sa rigidité, les erreurs induites par les déformations élastiques de la structure sont négligées et les efforts mesurés sur cette machine peuvent être considérés comme référence. Afin de maximiser la rigidité du robot durant le formage, le système de serrage est positionné sur une table rigide proche de la base robot suivant l'axe \mathbf{x}_p (figure 4.2). Des masses (80 kg) sont également ajoutées au poignet robot afin d'augmenter sa charge utile suivant $-\mathbf{z}_p$. Les paramètres de l'essai sont similaires à ceux choisis dans le chapitre 2.1.



FIGURE 4.2 – Position du système de serrage par rapport au robot Fanuc S420iF

Concernant la trajectoire, en plus des trois composantes suivant \mathbf{x}_p , \mathbf{y}_p et \mathbf{z}_p , l'orientation de l'outil doit être ajoutée. Le choix est fait de fixer l'orientation de l'outil à R : 90° P : 0° W : 180° (Roll ou roulis, Pitch ou tangage, Yaw ou lacet) pour maintenir l'axe de l'outil perpendiculaire au plan de la tôle non déformée durant toute la trajectoire. Une fois la liste de points définie, le programme est traduit en langage robot (TP : Teach Pendant) et transféré dans la baie robot.

Une attention toute particulière est portée au positionnement du repère pièce. Ce dernier est effectué par palpation du cadre par l'outil de formage. Le contact de l'outil est détecté à partir des efforts relevés par la cellule d'effort ATI Omega 190. Les entités palpées sont les mêmes que lors de l'utilisation de la MOCN (chapitre 2.1).

4.1.2.2 Résultats

Afin de comparer les géométries obtenues, avant desserrage, plusieurs points sont relevés via un palpation piloté par une Machine à Mesurer Tridimensionnelle (MMT). Le repère pièce est tout d'abord identifié grâce au palpation du plan supérieur du cadre et de son contour. L'intersection entre l'axe du cadre cylindrique et son plan supérieur permet de calculer la position du repère en y ajoutant l'épaisseur de la tôle. À partir de cette référence, une gamme de mesure est programmée pour relever, sur la surface supérieure du cône, un point tous les 2 mm le long de l'axe \mathbf{x}_p puis de l'axe \mathbf{y}_p . Les profils des cônes tronqués ainsi mesurés, sont présentés figure 4.3 pour les 2 machines. L'écart maximal selon \mathbf{z}_p entre les géométries formées sur la MOCN et le robot est de 3,5 mm au centre du cône tronqué. Cette différence s'explique par la plus faible rigidité de la structure du robot relativement à celle de la MOCN. On remarque également, que contrairement au profil obtenu par la MOCN, le profil formé par le robot n'est pas symétrique dans le plan $(O_p, \mathbf{x}_p, \mathbf{z}_p)$.

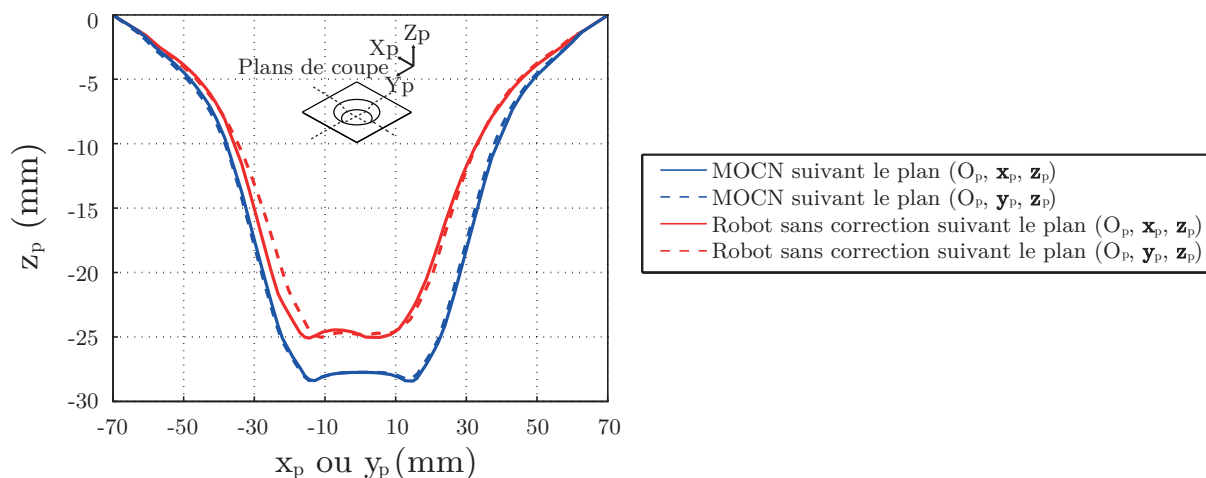


FIGURE 4.3 – Profils formés par la MOCN et par le robot sans correction de la trajectoire

L'erreur de trajectoire du robot est décrite figure 4.4. Elle est déterminée par comparaison de la trajectoire nominale et de la mesure de la trajectoire non corrigée. Cette dernière est mesurée pendant le formage de la pièce par le système de mesure Nikon Metrology K600-10 présenté chapitre 3.3.

Afin de mesurer la trajectoire dans le repère pièce, le montage est palpé par le Spacprobe (palpeur propre au système de mesure) en utilisant la même démarche que sur la MMT. La distance entre le repère de la caméra et le centre du montage est ainsi identifiée par contact. La position des LEDs fixées sur le poignet robot par rapport au bout d'outil est aussi déterminée par palpé. L'outil est tout d'abord positionné en contact avec la tôle, ensuite le cylindre enveloppe du corps de l'outil est palpé puis projeté sur le plan $(O_p, \mathbf{x}_p, \mathbf{y}_p)$. La position du bout de l'outil dans le plan est alors calculée ainsi que la transformation entre sa position et le repère attaché aux LEDs fixées sur le poignet robot.

Pour plus de lisibilité, les erreurs de suivi de trajectoire suivant les axes \mathbf{x}_p , \mathbf{y}_p , \mathbf{z}_p ainsi que la norme de l'erreur sont décrites, séparément dans le plan $(O_p, \mathbf{x}_p, \mathbf{y}_p)$ pour toute la trajectoire outil respectivement figure 4.4 (a), (b), (c) et (d). Un écart significatif est constaté puisque l'étendue de l'erreur est de 5 mm , 5 mm et 6 mm respectivement suivant \mathbf{x}_p , \mathbf{y}_p , \mathbf{z}_p . La norme de l'erreur maximale est de 8 mm en fin de trajectoire. Les valeurs absolues des erreurs moyennes valent 1 mm suivant \mathbf{x}_p et \mathbf{y}_p et $2,6\text{ mm}$ suivant \mathbf{z}_p .

La figure 4.4 (a) montre que l'erreur de pose suivant \mathbf{x}_p n'est pas uniformément répartie le long de la trajectoire. Cela engendre un défaut de circularité de $6,24\text{ mm}$ et de concentricité de $2,71\text{ mm}$ comme le montre la figure 4.5. Le défaut de circularité à été calculé par comparaison du rayon minimal et maximal du dernier pseudo-cercle de la trajectoire robot. Le défaut de concentricité a été calculé après détermination, par une méthode des moindres carrés, de la position des centres des derniers cercles des trajectoires nominale et mesurée.

Ce défaut de concentricité s'explique par la direction des efforts de formage. La figure 4.6 montre la configuration articulaire du robot quand l'outil est positionné aux points 1 et 2, positions extrémales de l'outil suivant l'axe \mathbf{x}_p (figure 4.5). Pour une configuration donnée, le vecteur des couples $\mathbf{\Gamma}_R$ appliqués aux articulations du robot peut-être calculé par la relation :

$$\mathbf{\Gamma}_R = -{}^E\mathbf{J}_R^T {}^E\mathbf{F}_R \quad (4.4)$$

où ${}^E\mathbf{J}_R$ est la matrice jacobienne du robot exprimée dans le repère de l'effecteur et ${}^E\mathbf{F}_R = [F_x, F_y, F_z, M_x, M_y, M_z]^T$ est le vecteur des efforts résultants au niveau du TCP exprimé dans le repère de l'effecteur.

La norme des efforts radiaux F_{xyp} dans le plan de la tôle métallique peut être calculée par :

$$F_{xyp} = \sqrt{F_{xp}^2 + F_{yp}^2} \quad (4.5)$$

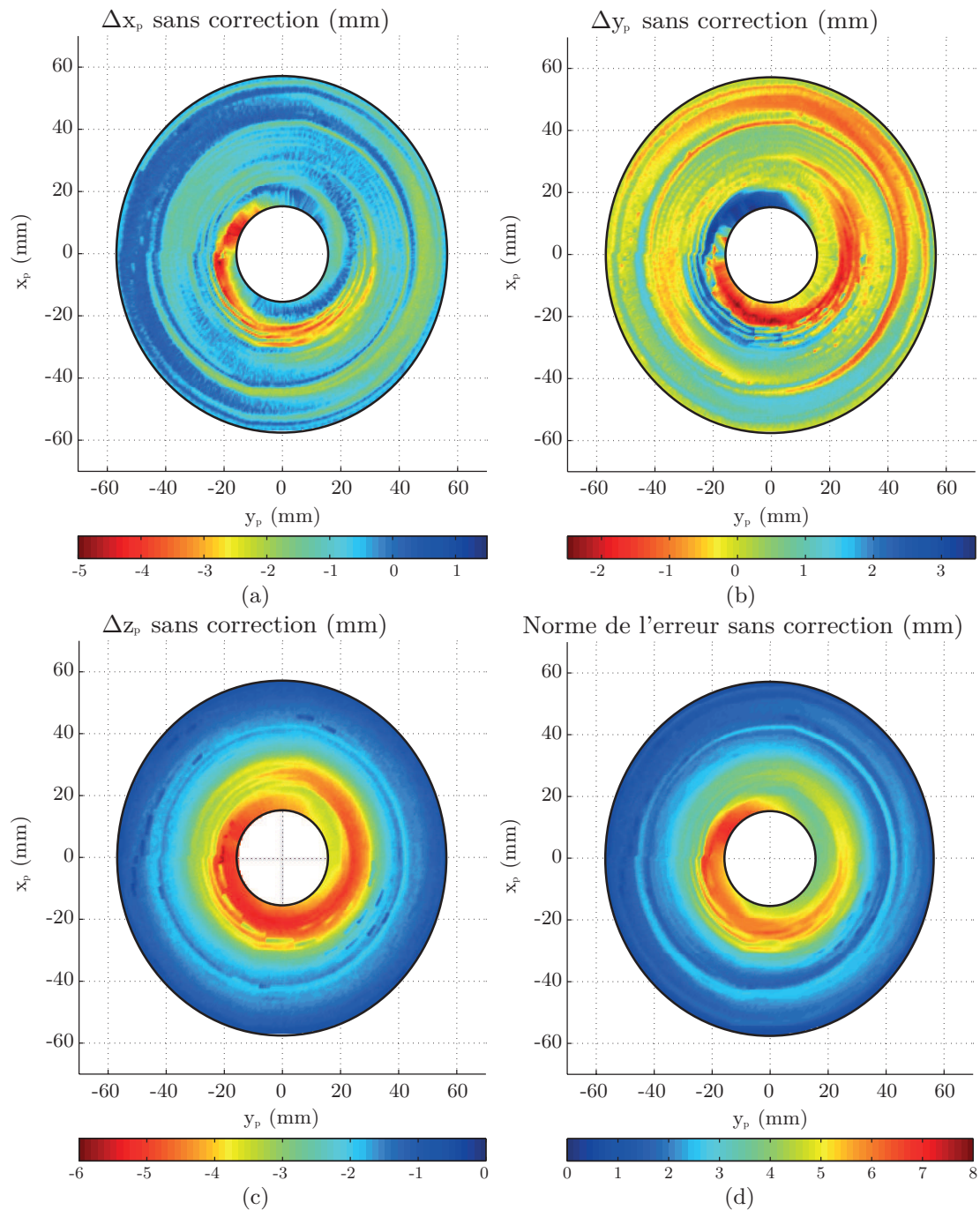
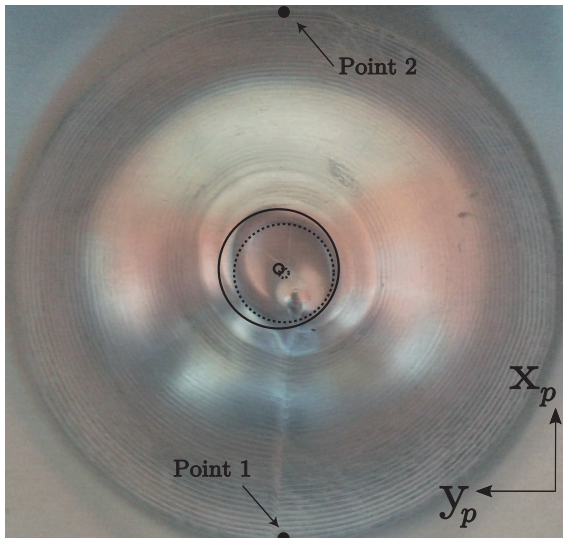


FIGURE 4.4 – Erreurs de suivi de trajectoire du robot suivant \mathbf{x}_p (a), \mathbf{y}_p (b), \mathbf{z}_p (c) et norme de l'erreur sans correction (d)

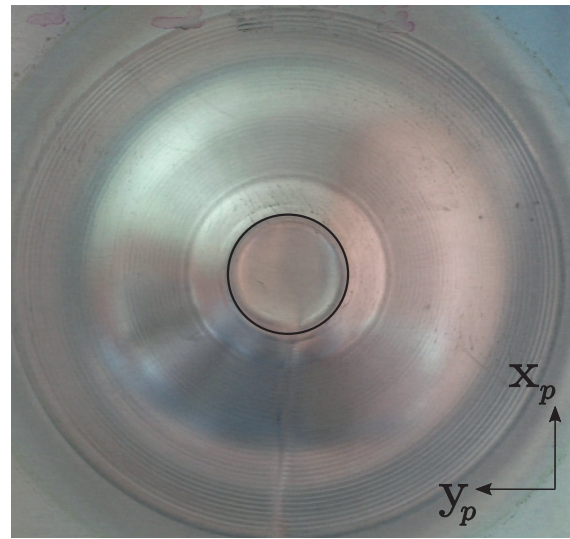
La direction de cet effort dépend de la position du TCP au cours de la trajectoire. Pour les valeurs minimale et maximale de \mathbf{x}_p , la direction de l'effort F_{xyp} est suivant l'axe \mathbf{x}_p mais le sens de l'effort en ces deux points est opposé. En vérifiant la relation 4.4, comme on peut le voir sur la figure 4.6, les moments $M_{2,F_{z_p}}$ et $M_{3,F_{z_p}}$ résultants de l'application de l'effort F_{z_p} sur les articulations 2 et 3 du robot agissent toujours dans le sens négatif. Au contraire, les moments $M_{3,F_{xyp}}$ et $M_{5,F_{xyp}}$, liés à l'effort F_{xyp} , peuvent être orientés, soit dans le sens négatif (point 1), soit dans le sens positif (point 2). Par conséquent, les

..... Dernier cercle de la trajectoire sans correction
 — Dernier cercle de la trajectoire désirée



(a)

— Dernier cercle de la trajectoire désirée



(b)

FIGURE 4.5 – Photographie (vue de dessus) des pièces formées par le robot sans correction de la trajectoire (a) et par la MOCN (b) - Estimation du défaut de concentricité

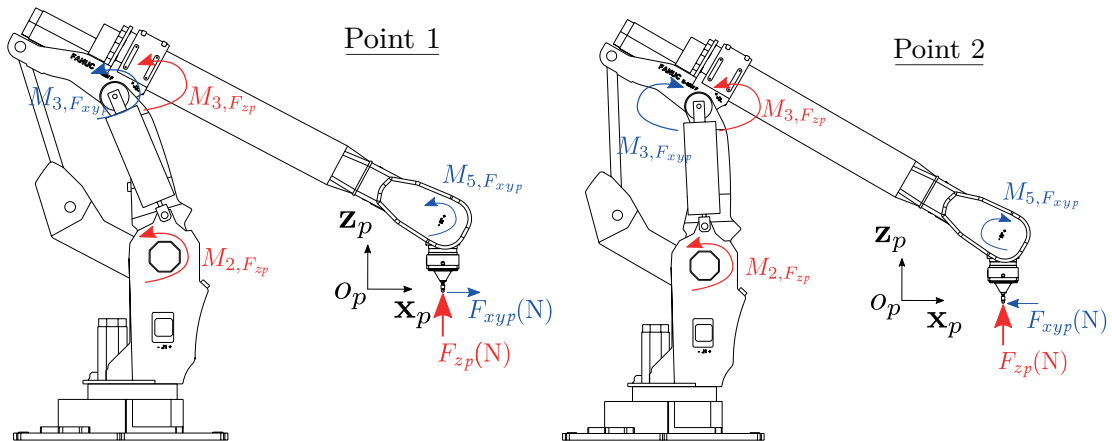


FIGURE 4.6 – Analyse des couples moteurs et des efforts appliqués au robot

déplacements élastiques suivant \mathbf{x}_p , dus à l'application de ces moments sur les articulations 3 et 5, se compensent quand le robot est proche du point 2, tandis qu'au voisinage du point 1 ils s'additionnent. De ce fait, les déplacements élastiques suivant \mathbf{x}_p , ramenés au TCP, ne sont pas uniformément répartis puisqu'ils sont plus importants au voisinage du point 1 qu'au point 2 (jusqu'à 3 mm de différence). On remarque également que l'erreur augmente en fonction de la position de l'outil suivant \mathbf{z}_p en raison de l'augmentation de l'effort $F_{x_{yp}}$ pendant le formage.

La figure 4.4 (b) montre que Δy_p est quasi-symétrique par rapport au centre de la trajectoire. Cela est dû au fait qu'il n'y a pas de combinaison des moments sur les articulations du robot suivant \mathbf{y}_p contrairement à ce qui se passe selon l'axe \mathbf{x}_p . L'évolution

de F_{xyp} est similaire à celle de F_{zp} , présentée figure 4.7 où l'on retrouve la mesure de l'effort, suivant l'axe outil, relevée sur chaque machine par la platine d'effort ATI Omega 190 décrite chapitre 2.1 (figure 4.7). La composante de l'effort est moyennée sur chaque tour suivant le même type de filtrage que celui appliqué au chapitre 2.1.5.

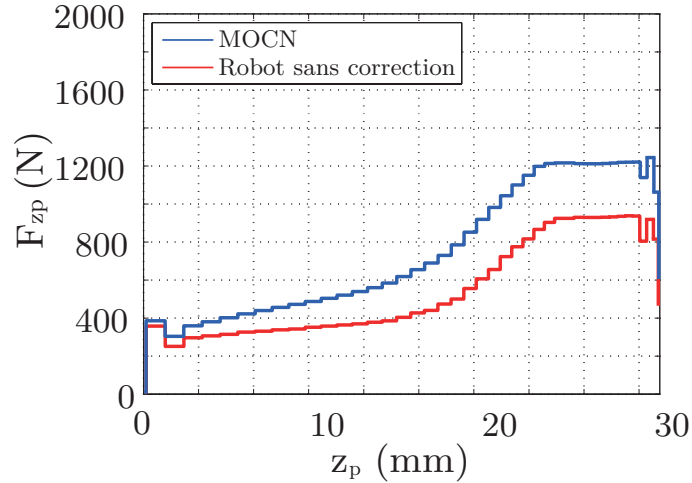
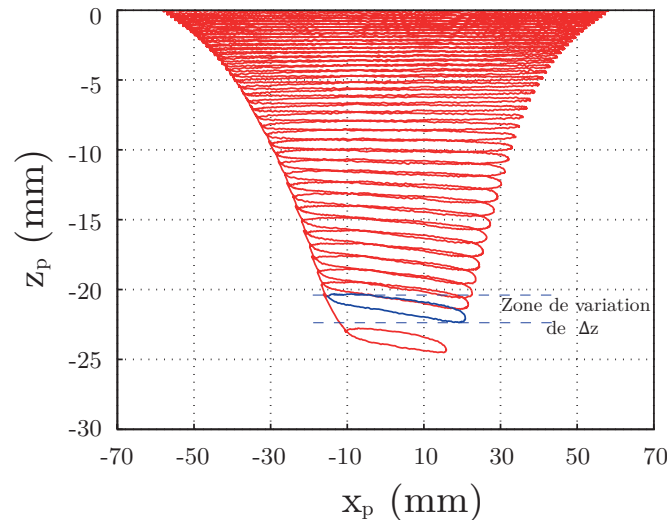


FIGURE 4.7 – Efforts F_{zp} mesurés sur la MOCN et sur le robot sans correction de la trajectoire

De la même façon Δz_p augmente en fonction de l'évolution de F_{zp} et donc aussi en fonction de la valeur d'indentation suivant z_p (figure 4.4 (c)). On observe cependant un écart d'environ 300 N entre l'effort mesuré sur la MOCN et celui relevé sur le robot en fin de trajectoire, ce qui représente 25 % de la valeur finale de l'effort de référence (figure 4.7). Si la MOCN est considérée parfaitement rigide, cela signifie que \mathbf{K}_R et \mathbf{K}_T sont du même ordre de grandeur. Cet écart sur l'effort est dû à l'erreur de suivi de la trajectoire programmée ainsi qu'à une modification des paramètres de cette dernière au cours du formage (Δ_z, α), résultant des déformations élastiques de la structure robot. Par exemple, entre -25 et -40 mm suivant x_p , l'angle α du cône formé par le robot est réduit de 2° par rapport à celui mesuré sur la pièce fabriquée par la MOCN (figure 4.3). Comme on le constate également sur la figure 4.8, qui représente la trajectoire robot mesurée dans le plan (O_p, x_p, z_p) , Δ_z n'est pas constant au cours d'un tour comme c'est le cas sur la MOCN. L'étude bibliographique ayant identifiée ces paramètres comme deux facteurs influents sur l'effort de formage, on comprend que si ces valeurs diminuent, l'effort de formage chute également.

Il est évident que toutes ces erreurs ne sont pas compatibles avec les pré-requis du procédé. De fait, la trajectoire de l'outil doit être corrigée. C'est dans cet objectif que l'approche couplée matériau/structure est décrite dans la prochaine partie. Afin d'évaluer sa pertinence, cette méthode est ensuite appliquée pour le formage de deux pièces de géométries différentes.

FIGURE 4.8 – Mesure de l'évolution de Δ_{z_p} lors de la trajectoire robot non corrigée

4.2 Approche couplée matériau/structure machine

4.2.1 Principe

Afin de réduire les erreurs de pose du robot induites par les déformations élastiques de la structure mécanique pendant le formage, une approche couplée matériau/structure machine est proposée (figure 4.9).

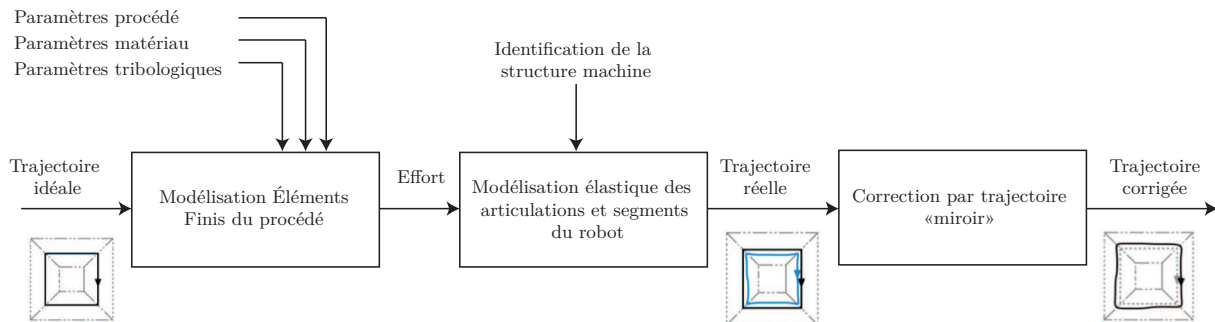


FIGURE 4.9 – Principe de l'approche couplée matériau/structure machine

Celle-ci est fondée sur plusieurs étapes menant à la compensation de la trajectoire :

1. Prédiction des efforts nécessaires au formage de la tôle à partir d'une simulation EF telle que présentée au chapitre 2. Cette simulation est basée sur l'hypothèse de l'utilisation d'une structure de robot rigide et se veut la plus réaliste possible afin d'obtenir une prédiction fiable des efforts de formage.
2. Calcul des déplacements du TCP : à partir des efforts calculés à l'étape 1 et de la trajectoire outil définie à partir du profil nominal, le modèle élastique de la structure permet de calculer les déplacements du TCP induit par les déformations élastiques des corps et articulations du robot.

3. Correction de la trajectoire : cette étape est réalisée à partir d’une compensation “miroir” consistant à ajouter à la trajectoire idéale les déplacements du TCP calculés à l’étape 2.

4.2.2 Validation expérimentale

4.2.2.1 Cône tronqué

Afin de vérifier la validité de la procédure proposée et d’estimer les erreurs résiduelles, le formage robotisé du cône tronqué étudié dans la partie précédente est réalisé par application de l’approche couplée décrite ci-dessus. L’impact des différentes hypothèses faites au chapitre 2 sur la forme finale de la pièce est évalué en fonction des modèles 0, 1, 2-1 (Ludwick), 2-2 (Voce). Les différents fichiers d’efforts obtenus pour chaque modèle ont été associés à la même trajectoire initiale et au même positionnement de la pièce par rapport à la machine, pour définir les données d’entrée du modèle élastique de la structure. Ainsi, quatre trajectoires corrigées ont été utilisées pour former différents cônes. La figure 4.10 présente l’écart moyen relevé entre le profil formé par la MOCN et les profils obtenus sans application de correction et avec correction en se servant des différents modèles. La méthode de mesure des profils est identique à celle précédemment utilisée puisque plusieurs points sont palpés par la MMT le long de l’axe \mathbf{x}_p . L’erreur géométrique moyenne est calculée par comparaison des points mesurés et des points du profil désiré discretisé tous les 2 mm. Comme on le constate, l’intérêt des hypothèses plus fines du modèle 2-2 (Voce) est démontré puisqu’il permet d’obtenir une erreur géométrique moyenne d’environ 0,32 mm contre 1,47 mm avec le modèle 0. L’erreur géométrique entre le profil obtenu sur la MOCN et celui formé par le robot, avec correction à partir du modèle 2-2, est due à la surestimation des efforts de formage induite par le modèle (Cf figures 2.23 et 2.24).

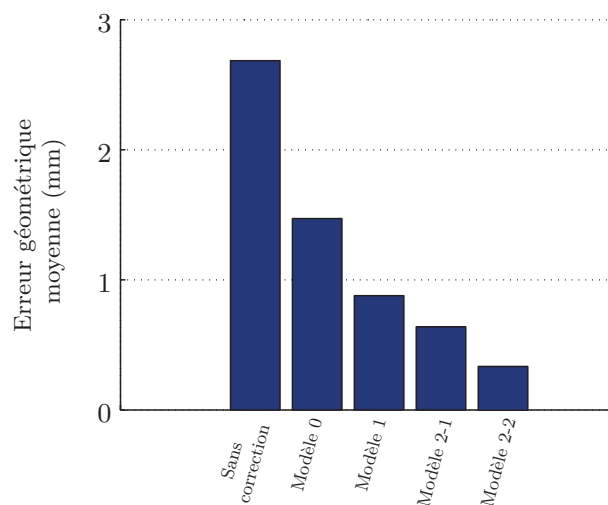


FIGURE 4.10 – Erreurs géométriques moyennes mesurées sur les profils résultant de l’application des différentes hypothèses de la simulation EF

À ce propos, la figure 4.11 présente l'effort axial mesuré à la fois sur le robot et sur la MOCN. On note que l'effort moyen mesuré sur le robot est quasiment équivalent à celui relevé sur la MOCN. Le filtre défini chapitre 2.1.5 n'est plus valable dans le cas du robot puisqu'on note une variation de F_{z_p} au cours d'un tour de $\pm 100 \text{ N}$. Celle-ci est due à l'erreur résiduelle d'identification après l'étalonnage élastique qui ne permet pas de compenser totalement le comportement non-uniforme du robot suivant \mathbf{x}_p .

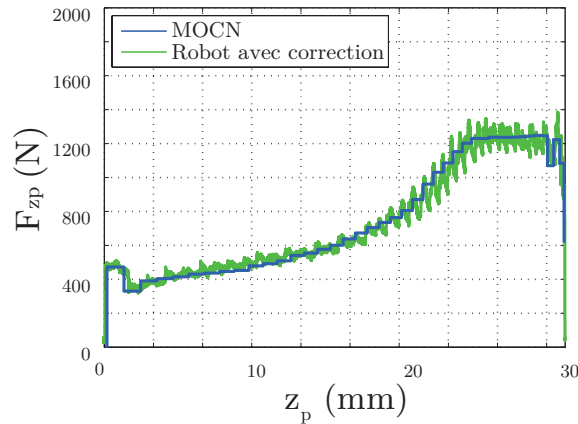


FIGURE 4.11 – Efforts F_{z_p} mesurés sur la MOCN et sur le robot, avec ou sans correction de la trajectoire

La variation de F_{z_p} explique que le cône formé par le robot soit plus profond que celui fabriqué par la MOCN entre -30 et -10 mm suivant les profils mesurés et moins profond entre 10 et 30 mm (figure 4.12). Néanmoins, la différence maximale suivant les plans de coupe entre le profil obtenu avec la fraiseuse et avec le robot, pour la correction la plus précise, est inférieure à 1 mm contre 4 mm quand aucune correction n'est appliquée. Ces résultats expérimentaux valident la méthode car la précision géométrique de la pièce formée est améliorée de 80% .

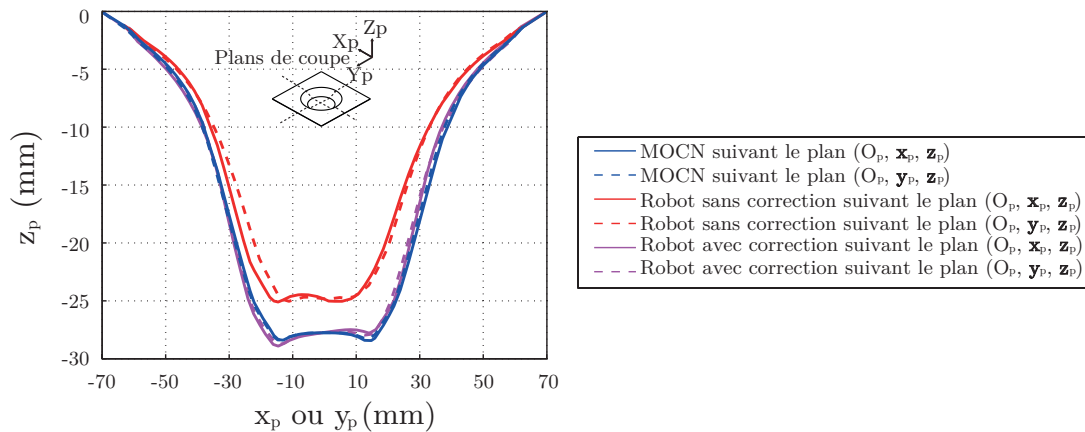


FIGURE 4.12 – Profils formés par la MOCN et par le robot avec et sans correction de la trajectoire

Durant le formage de chacune des pièces, la trajectoire réelle est mesurée par le système de mesure Nikon Metrology K600-10. L'erreur entre la trajectoire désirée et celle mesurée, avec et sans correction, pour le modèle le plus précis, est décrite figure 4.13. Les normes des erreurs sans (figure 4.13 (a)) et avec (figure 4.13 (b)) correction sont présentées séparément dans le plan $(\mathbf{O}_p, \mathbf{x}_p, \mathbf{y}_p)$ pour toute la trajectoire outil. Comme on peut le constater, une amélioration significative est obtenue. L'erreur maximale après correction est de 1 mm contre quasiment 8 mm avant correction. La valeur moyenne vaut, quant à elle, $0,4\text{ mm}$ contre $2,5\text{ mm}$.

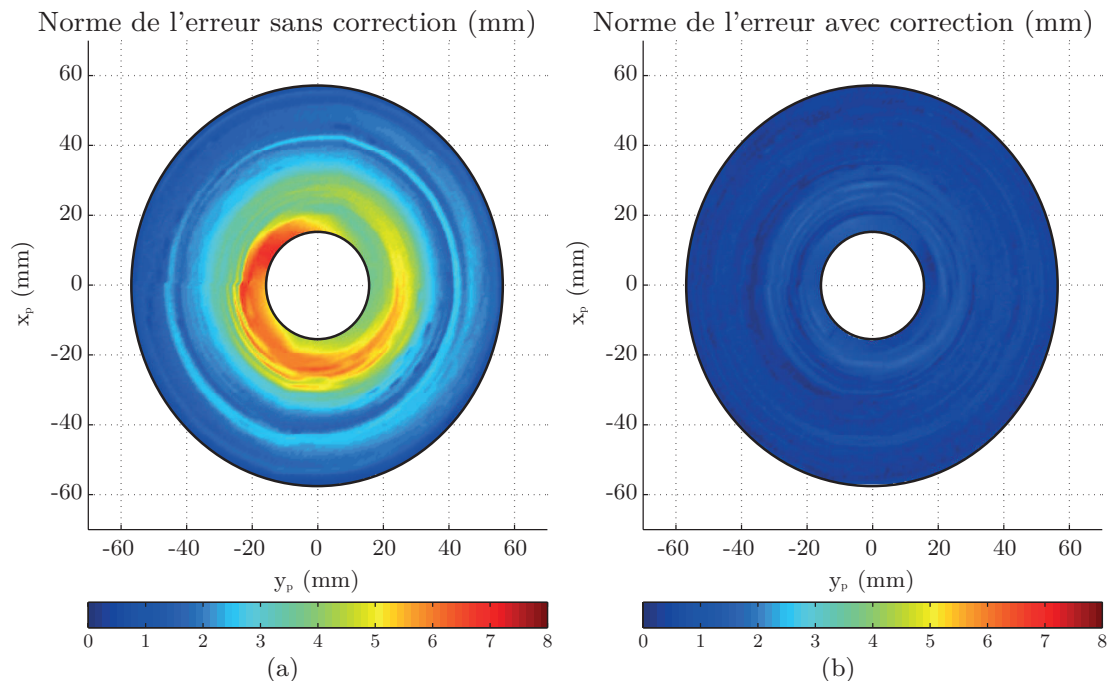
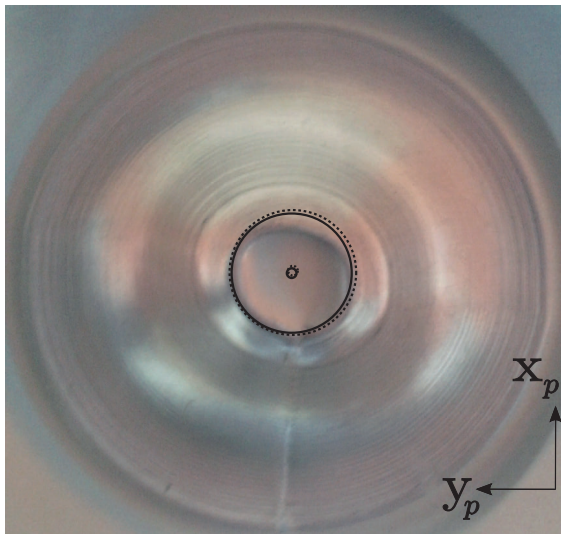


FIGURE 4.13 – Norme de l'erreur de suivi de trajectoire du robot sans correction (a) et avec correction par utilisation du modèle 2-2 (b)

Le défaut de concentricité et le défaut de circularité sont respectivement de $0,27\text{ mm}$ et de $1,09\text{ mm}$ (figure 4.14). Pour rappel, ces défauts étaient respectivement de $6,24\text{ mm}$ et de $2,71\text{ mm}$ sans correction.

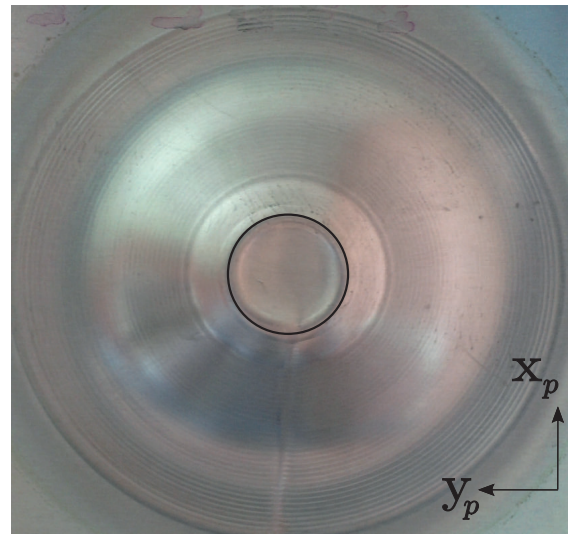
Au cours du formage du cône tronqué, les valeurs moyennes des trois composantes principales de K_R sont $K_{xx} = 937\text{ N/mm}$, $K_{yy} = 597\text{ N/mm}$ et $K_{zz} = 898\text{ N/mm}$. Celles-ci varient respectivement de $\pm 1,1\%$, $\pm 2,3\%$ and $\pm 3,2\%$ pendant le formage de la pièce. Si la rigidité du robot avait été considérée constante pendant le procédé, ces variations auraient représenté, à la fin de la trajectoire, un écart de prédiction du déplacement de l'outil de $\pm 0,2\text{ mm}$. Cette erreur démontre qu'il est nécessaire de calculer K_R en chaque point de la trajectoire robot comme cela a été suggéré au chapitre 3.

..... Dernier cercle de la trajectoire avec correction
 — Dernier cercle de la trajectoire désirée



(a)

— Dernier cercle de la trajectoire désirée



(b)

FIGURE 4.14 – Photographie (vue de dessus) des pièces formées par le robot avec correction de la trajectoire (a) et par la MOCN (b) - Estimation du défaut de concentricité

Ce premier résultat expérimental montre la pertinence de la stratégie de compensation mise en place puisque l'exactitude de pose du TCP est améliorée de 80 % durant le formage du cône tronqué. Le défaut de concentricité du cône formé est aussi réduit de 88 %. Les valeurs ainsi obtenues valident les pré-requis du procédé et rendent le robot quasiment aussi performant que la MOCN.

4.2.2.2 Pyramide vrillée

En utilisant la même procédure, une pyramide vrillée est formée à partir du même matériau. Sa géométrie non symétrique permettra de confirmer la robustesse de la simulation EF d'une part et de l'étalonnage élastique de la structure du robot d'autre part (figure 4.15).

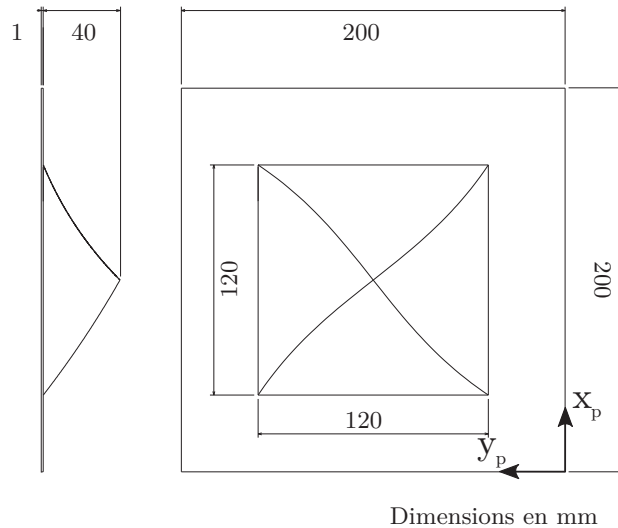


FIGURE 4.15 – Géométrie de la pyramide vrillée

La stratégie de formage consiste en une trajectoire par niveau de z (figure 4.16) avec une profondeur d'incrément axial $\Delta_z = 1 \text{ mm}$ par tour.

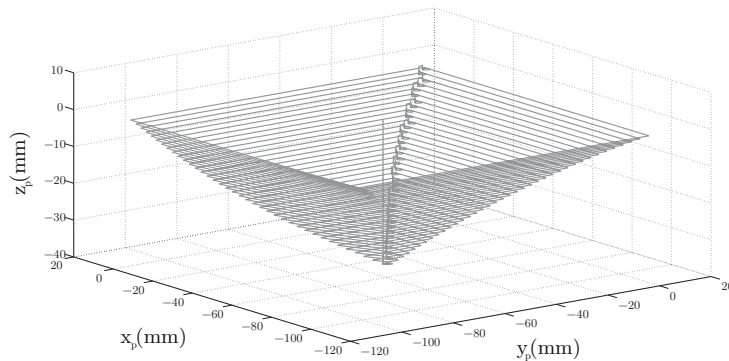


FIGURE 4.16 – Trajectoire nominale de la pyramide vrillée - niveau de z - $\Delta_z = 1 \text{ mm}$

Le système de serrage est différent de celui choisi pour le formage du cône. Il s'agit d'un cadre à section carré, composée de quatre poutrelles UPN découpées puis soudées, sur lequel sont vissés quatre serre-flans d'épaisseur 25 mm afin de garantir une pression de serrage uniforme. Pour cette géométrie, le modèle le plus réaliste (modèle 2-2 Voce) a été utilisé afin de prédire l'effort de formage. La pression de serrage définie dans le modèle a été adaptée en fonction du montage.

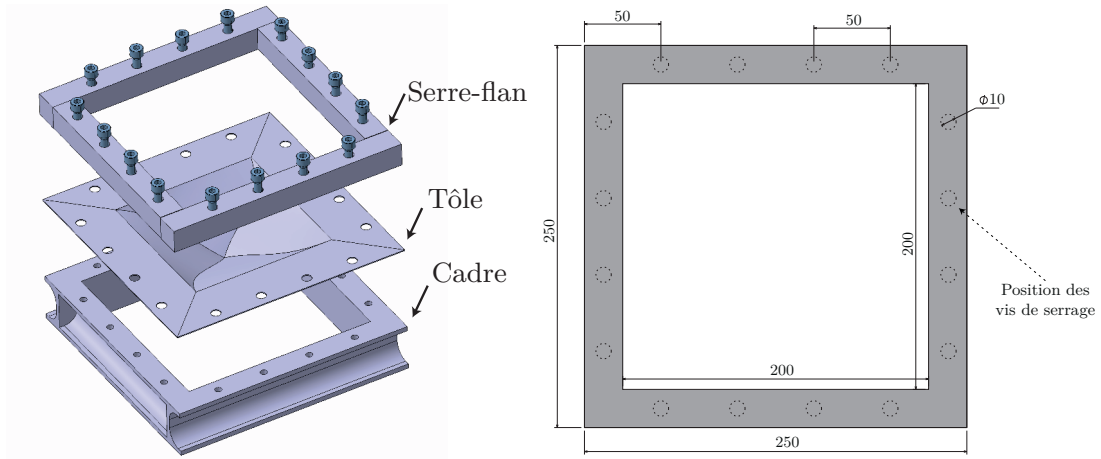


FIGURE 4.17 – Système de serrage à section carrée utilisé pour le formage de la pyramide vrillée

Les erreurs absolues entre la norme de la trajectoire nominale et la norme de celle mesurée avant et après correction sont données dans le plan (O_p, x_p, y_p) et rapportées figure 4.18.

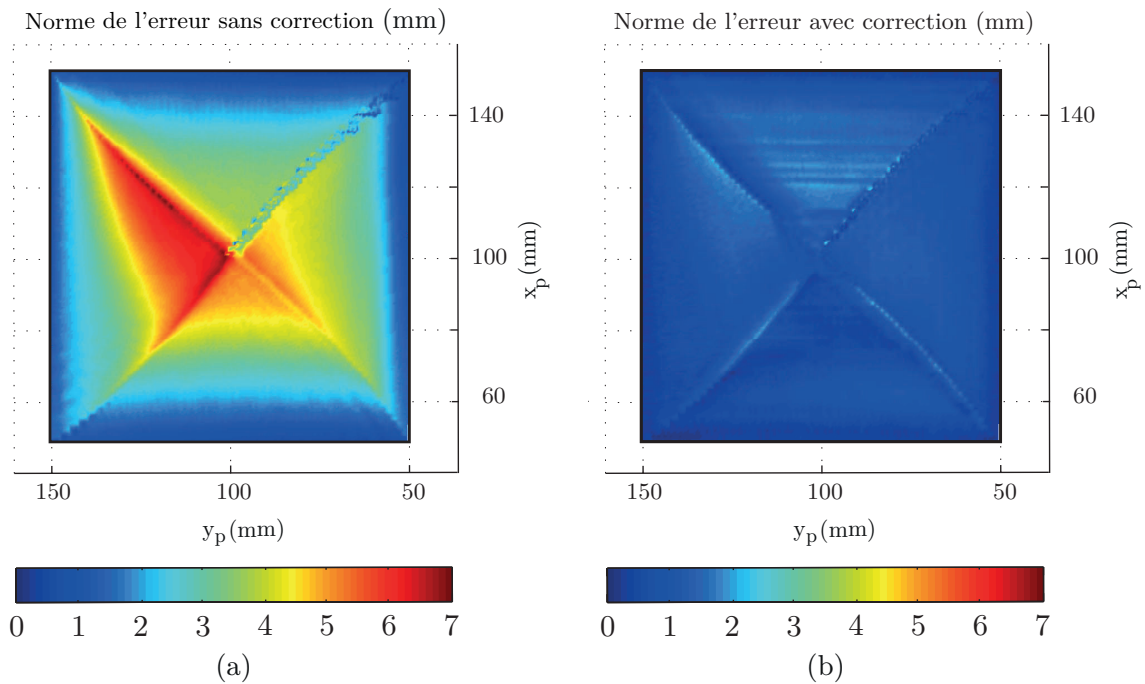


FIGURE 4.18 – Norme de l'erreur de suivi de trajectoire du robot sans correction (a) et avec correction par utilisation du modèle 2-2 (b)

Sans correction, on peut noter des déviations importantes du TCP. La valeur maximale de la norme de l'erreur est de $6,1 \text{ mm}$ à la fin de la trajectoire tandis que la valeur moyenne vaut $2,9 \text{ mm}$. La dissymétrie de la pièce entraîne une dissymétrie de l'erreur. Ce phénomène s'explique par le changement de l'angle d'inclinaison des quatre faces de la pyramide vrillée qui induit un changement de direction de l'effort résultant au cours de la trajectoire ainsi que des moments sur les articulations des robots comme expliqué

précédemment pour le cas du cône. On distingue une zone où l'erreur n'est pas continue au niveau d'une arête de la pyramide. Elle correspond aux zones d'indentation de la pièce.

Après correction, l'exactitude de pose a fortement diminué puisque la valeur maximale de la norme de l'erreur est de $1,7 \text{ mm}$ et la valeur moyenne vaut $0,6 \text{ mm}$. L'effet de l'inclinaison de chaque face est bien compensé grâce à la prédiction correcte de l'effort de formage par la modélisation EF (figure 4.19) et à l'identification du comportement élastique de la structure robot. L'erreur de pose finale du TCP après la compensation de la trajectoire est principalement induite par l'erreur résiduelle d'identification après l'étalonnage élastique et l'erreur de prédiction de l'effort du modèle 2-2. Cela introduit une différence entre l'effort prédit et mesuré qui augmente en fonction de la profondeur d'indentation pour atteindre 10 % en fin de formage (figure 4.19). Toutefois, la réduction de l'erreur de pose du TCP est de 80 % durant le formage de la pièce. La pièce formée est décrite par la figure 4.20.

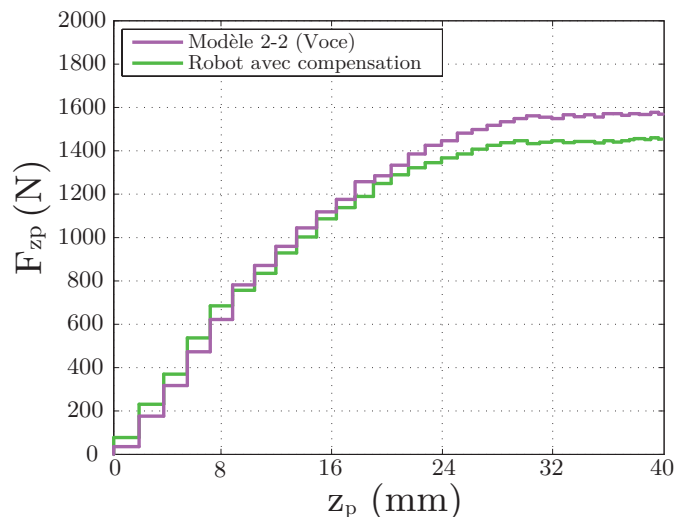


FIGURE 4.19 – Mesure et prédiction de l'effort axial (F_z) durant le formage robotisé de la pyramide vrillée



FIGURE 4.20 – Photographie de la pyramide vrillée formée avec compensation de la trajectoire

4.2.2.3 Conclusion

Les résultats expérimentaux ont montré la pertinence de la procédure proposée avec pour chaque type de pièce une amélioration de l'exactitude de pose du robot de l'ordre de 80 % en comparaison de la trajectoire non corrigée. La table 4.1 résume clairement l'apport de la méthode sur chaque pièce.

TABLE 4.1 – Résultats de l'approche couplée

Type de pièce	Critère	Amélioration
Cône tronqué	Suivi de trajectoire	84%
	Précision géométrique	80%
	Concentricité	90%
	Circularité	83%
Pyramide vrillée	Suivi de trajectoire	80%

Le caractère généralisable de la méthode a été mis en évidence par la compensation des erreurs de pose lors du formage d'une pièce asymétrique. Les hypothèses de la simulation ainsi que le modèle élastique sont donc validés. Ces premiers résultats montrent, qu'à condition d'avoir défini un modèle d'effort assez fin, il est possible de former avec un robot industriel des pièces dont la géométrie finale est proche de celle obtenue avec une MOCN :

- sans la fabrication de pièce test à partir d'une machine rigide,
- sans l'utilisation de moyen de mesure externe au cours du formage.

Les coûts d'investissement machine et de mise en œuvre du procédé s'en trouvent ainsi considérablement réduits. L'intérêt de cette approche entièrement "hors-ligne" est de nouveau souligné dans le chapitre suivant. Celui-ci présente une application dont l'objectif est d'optimiser la géométrie finale de la pièce avant desserrage.

Amélioration de la précision géométrique

Sommaire

5.1	Introduction	134
5.2	Optimisation de la trajectoire robot	135
5.2.1	Modèle éléments finis	136
5.2.2	Paramétrage de la géométrie	137
5.2.3	Définition des fonctions objectifs	139
5.2.4	Boucle d'optimisation	140
5.3	Résultat de l'optimisation	143
5.4	Validation expérimentale	145
5.5	Conclusion	146

Afin d'améliorer la précision géométrique de la pièce formée, une trajectoire outil est optimisée puis introduite comme donnée d'entrée de l'approche couplée déjà présentée. L'objectif est de considérer dès le calcul de cette trajectoire les effets du retour élastique, principal responsable des écarts constatés entre le profil de la pièce nominale et le profil formé. En raison des temps de calcul importants des modèles présentés chapitre 2, cette étude est menée sur une pièce symétrique pour réduire la taille du modèle et ne prend pas en compte le débridage de la tôle. Dans un premier temps le principe d'optimisation est présenté, ainsi que toutes les étapes du processus. L'optimisation est ensuite appliquée au cône tronqué, puis les résultats sont discutés. Enfin, la trajectoire optimisée est validée expérimentalement pour quantifier l'apport de l'optimisation sur la forme finale de la pièce avant desserrage et démontrer ainsi l'intérêt de la méthode.

5.1 Introduction

Afin d'améliorer la précision géométrique de la pièce obtenue, l'approche couplée présentée au chapitre 4 peut-être appliquée à une trajectoire anticipant notamment le retour élastique de la tôle. En effet, la figure 5.1 souligne le besoin de correction de la trajectoire afin de réduire l'écart entre le profil nominal et le profil formé du cône tronqué quelle que soit la machine utilisée. La principale raison de cette erreur géométrique est le retour élastique de la tôle, dont les effets sont facilement identifiables entre -20 et 0 mm suivant x_p . On note, au centre de la tôle, une erreur de 2 mm entre les profils formés par la MOCN et le robot et le profil nominal. Comme dit précédemment (chapitre 4.2.2.1), pour ce qui est du profil formé par le robot, une partie de la surcompensation est due à la surestimation de l'effort par le modèle EF 2-2. C'est ce que l'on observe entre -30 et -10 mm suivant l'axe x_p , où une erreur moyenne de 1 mm est mesurée.

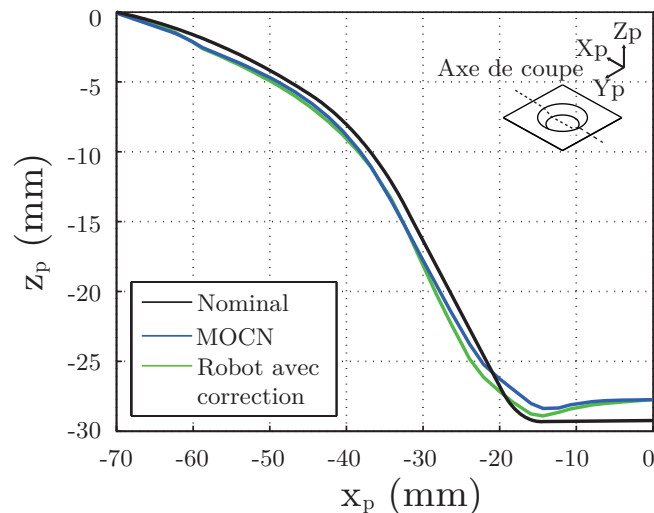


FIGURE 5.1 – Profil nominal et profil formé après correction de la trajectoire robot

Comme le rappelle la figure 5.2, pour minimiser l'écart entre le profil obtenu et le nominal il faut intervenir en amont de l'approche et modifier la trajectoire nominale.

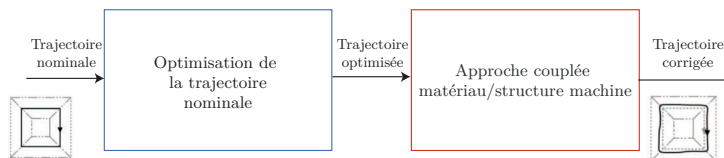


FIGURE 5.2 – Application de l'approche couplée : optimisation de la trajectoire nominale

Cette stratégie, fondée sur la définition d'une trajectoire viciée, s'inspire des travaux déjà présentés chapitre 1.4.2.1. Cependant, le calcul de la trajectoire viciée n'est cette fois-ci pas issu d'une stratégie "miroir", consistant à ajouter au profil nominal les erreurs géométriques mesurées durant un premier test, mais repose sur une boucle d'optimisation

définie à partir d'une modélisation EF du procédé. L'objectif est une nouvelle fois d'éviter lors de cette étape le formage d'une pièce test, l'utilisation d'une autre machine plus rigide que le robot et d'un moyen de mesure externe.

5.2 Optimisation de la trajectoire robot

Le principe de la boucle d'optimisation retenue pour cette étude est détaillé figure 5.3. Tout d'abord, le modèle EF doit être défini de façon à prédire, dans le cas d'une machine à structure parfaitement rigide, la géométrie formée quelle que soit la trajectoire choisie. Puis, pour mettre en place l'optimisation, il faut décrire la trajectoire en fonction d'un minimum de paramètres géométriques. Les variables à optimiser doivent être également identifiées et l'espace d'entrée doit être défini. Une fois le problème posé, il est possible de choisir entre un algorithme simple ou multi-objectifs afin de guider l'optimisation. La trajectoire optimisée est ensuite utilisée comme donnée d'entrée de l'approche couplée matériau/structure machine. À partir du modèle EF 2-2, les efforts nécessaires sont calculés et la trajectoire robot compensée en conséquence. La pièce formée par le robot devra alors respecter les spécifications géométriques du profil nominal. Les prochaines sous-parties détaillent ces différents étapes.

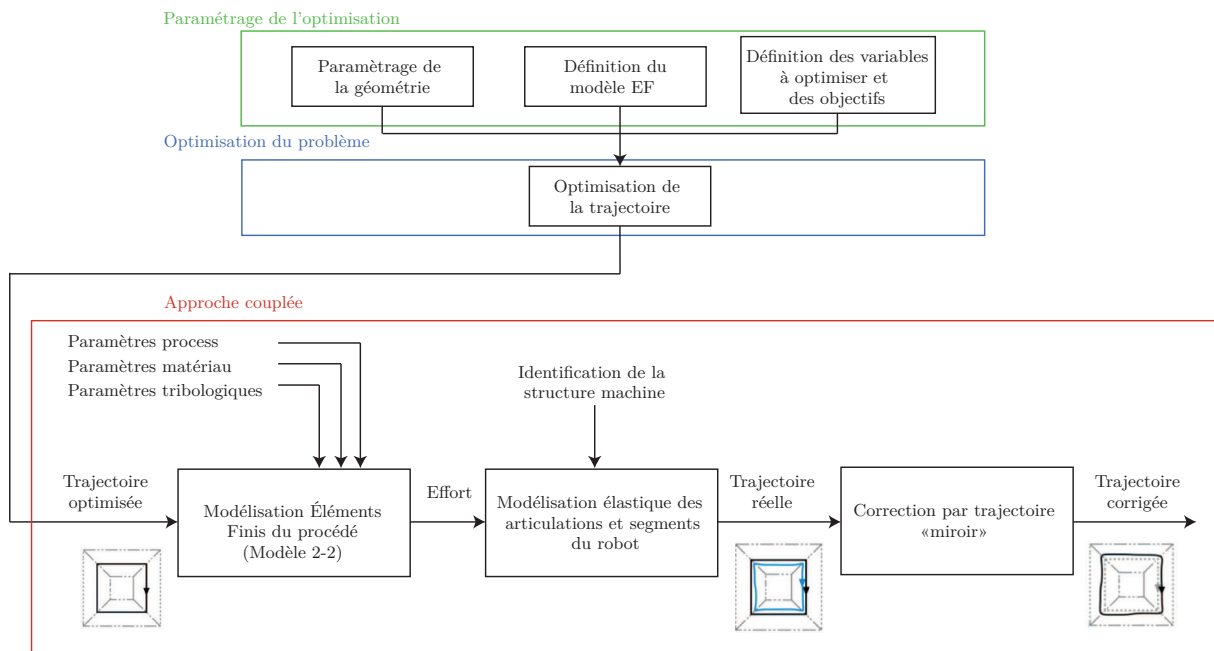


FIGURE 5.3 – Calcul de la trajectoire corrigée du robot à partir de l'optimisation

5.2.1 Modèle éléments finis

En raison du temps nécessaire au calcul du modèle 2-2 (500 heures sur un PC : CPU 2,33 Ghz - 16 GB de RAM) qui rend in-envisageable son utilisation au sein d'une boucle d'optimisation, un modèle simplifié est utilisé pour prédire la forme finale du profil. Le choix du cône tronqué comme pièce d'étude permet notamment d'utiliser la symétrie de la géométrie pour réduire la taille du problème en ne modélisant qu'une partie de la tôle (45°). Ces conditions de symétrie sont imposées aux bords de la tôle (0° et 45° - en vert sur la figure 5.4).

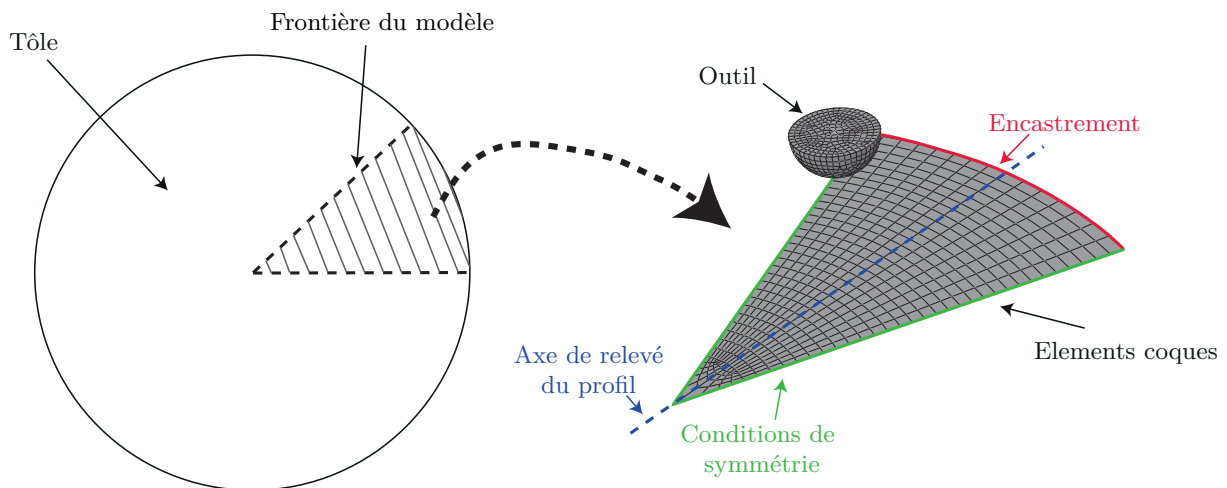


FIGURE 5.4 – Modèle EF à 45°

Pour minimiser le temps de calcul, il est également possible de simplifier les hypothèses du modèle EF en adoptant celles généralement choisies dans la littérature, à savoir : un encastrement aux bords de la tôle et des éléments coques. Les résultats du chapitre 2 ont montré que celles-ci permettent une prédiction satisfaisante de la forme finale. Les sorties du modèle EF sont les déplacements des nœuds situés suivant l'axe de relevé du profil défini figure 5.4 pour obtenir le profil simulé.

Afin de vérifier l'influence des choix de modélisation sur le profil final, la simulation EF du cône tronqué est effectuée à partir de ce modèle simplifié (modèle 0 - partiel (45°) et complet (360°)), et est comparée au profil obtenu avec le modèle 2-2 (figure 5.5). On note clairement que le choix des hypothèses n'influe que très peu sur la prédiction de la géométrie finale du profil. De plus, le gain en temps de calcul n'est pas négligeable puisque les résultats du modèle 360° sont obtenus après 20 h contre 1 h pour le modèle à 45°. C'est pourquoi, pour minimiser le temps de calcul, le modèle à 45° est choisi pour le reste de l'étude.

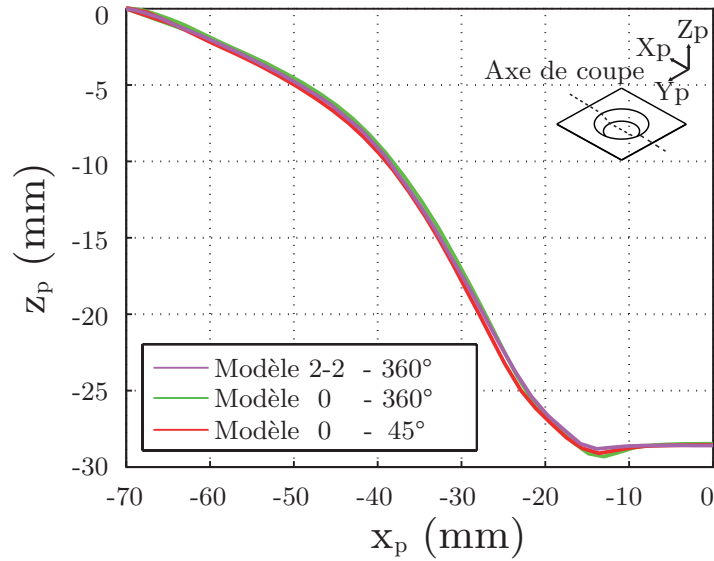


FIGURE 5.5 – Prédiction de la géométrie finale en fonction de différentes hypothèses de modélisation EF

5.2.2 Paramétrage de la géométrie

La première étape de l'optimisation consiste à paramétrer la trajectoire de formage. Le choix a été fait de fixer la valeur des rayons des arcs de cercles qui constituent la trajectoire et de piloter uniquement leurs centres. La trajectoire étant générée à partir du profil nominal de la pièce, il faut modifier la géométrie du cône tronqué pour la faire varier. Comme le montre la figure 5.6, plusieurs paramètres sont retenus pour modéliser le profil désiré. Il s'agit de :

- C_{X_1} , C_{Z_1} et R_1 : respectivement les coordonnées du centre de l'arc de cercle A_1 suivant les axes \mathbf{x}_p et \mathbf{z}_p ainsi que son rayon.
- C_{X_2} , C_{Z_2} et R_2 : respectivement les coordonnées du centre de l'arc de cercle A_2 suivant les axes \mathbf{x}_p et \mathbf{z}_p ainsi que son rayon.
- C_{X_3} , C_{Z_3} et R_3 : respectivement les coordonnées du centre de l'arc de cercle A_3 suivant les axes \mathbf{x}_p et \mathbf{z}_p ainsi que son rayon.
- α : l'angle définissant le début de l'arc de cercle 1.
- α_1 , α_2 et α_3 : les angles des arcs de cercles 1, 2 et 3.

Quatre variables sont définies pour piloter indépendamment, suivant \mathbf{x}_p et \mathbf{z}_p , les zones du profil comprises entre -70 mm et -30 mm ainsi qu'entre -20 mm et 0 mm :

- $\Delta_{X_1}, \Delta_{Z_1}$: les variables d'entrée permettant de piloter le centre de l'arc de cercle 1 suivant les axes \mathbf{x}_p et \mathbf{z}_p .
- Δ_{X_3} et Δ_{Z_3} : les variables d'entrée permettant de piloter le centre de l'arc de cercle 3 suivant les axes \mathbf{x}_p et \mathbf{z}_p .

Pour l'arc de cercle 2, on suppose que le centre est piloté par les variables d'entrée Δ_{X_1} et Δ_{Z_1} afin d'assurer la continuité en tangence du profil.

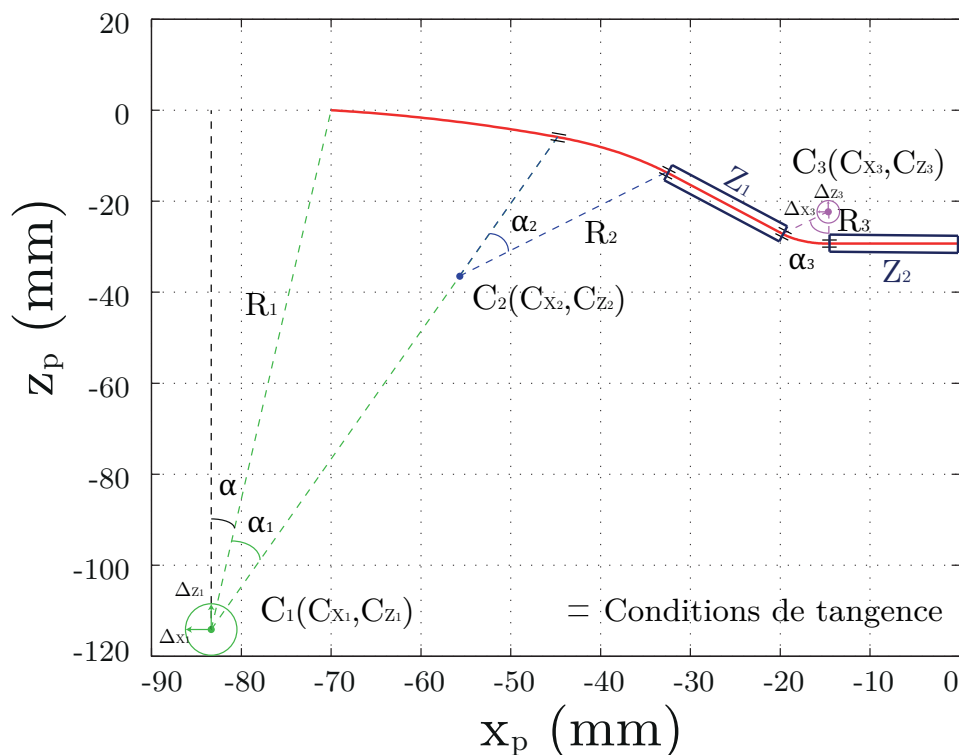


FIGURE 5.6 – Génération de la trajectoire à partir du profil paramétré

Au final, les quatre variables d'entrée et quatre conditions de tangence permettent de piloter huit des treize paramètres. La première condition de tangence est imposée entre l'arc de cercle 1 et l'arc de cercle 2, les deux suivantes sont imposées entre l'arc de cercle 2 et l'arc de cercle 3. Le dernier segment est également contraint en tangence avec l'arc de cercle 3 et est fixé horizontalement. Les autres paramètres sont définis table 5.1.

TABLE 5.1 – Valeur des paramètres du profil du cône tronqué

Nom	Type de paramètre	Valeur (mm et deg)
α	fixe	6,67
C_{X_1}	variable	$-83,38 + \Delta_{X_1}$
C_{Z_1}	variable	$-114,301 + \Delta_{Z_1}$
R_1	fixe	115,081
α_1	fixe	12,91
C_{X_2}	variable	$-55,694 + \Delta_{X_1}$
C_{Z_2}	variable	$-36,511 + \Delta_{Z_1}$
R_2	fixe	32,512
α_2	variable	imposé par conditions de tangence
C_{X_3}	variable	$-14,55 + \Delta_{X_3}$
C_{Z_3}	variable	$-22,278 + \Delta_{Z_3}$
R_3	fixe	7,042
α_3	variable	imposé par conditions de tangence

5.2.3 Définition des fonctions objectifs

Les fonctions objectifs, que l'on retrouve figure 5.7, sont :

- Z_1 : la surface comprise entre le profil nominal et le profil simulé au niveau de l'angle du cône.
- Z_2 : la surface comprise entre le profil nominal et le profil simulé au niveau du sommet du cône tronqué.

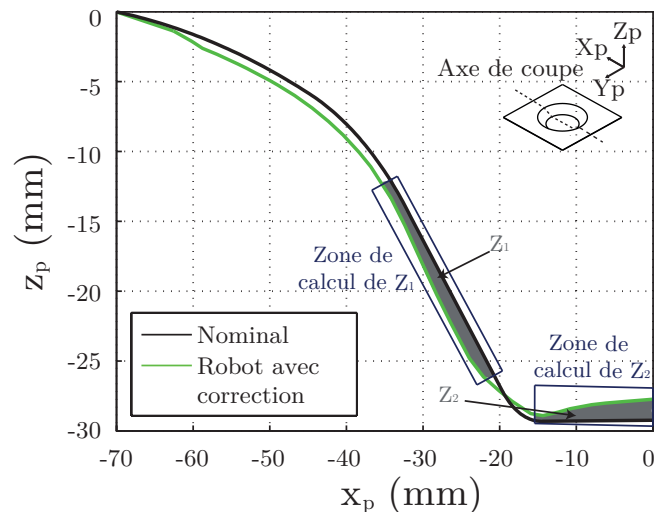


FIGURE 5.7 – Calcul des surfaces Z_1 et Z_2 comprises entre les profils nominal et corrigé à partir de l'approche couplée

Les surfaces erreurs sont calculées par la formule suivante :

$$Z_i = \left| \int_{a_i}^{b_i} g(x_p) dx_p - \int_{a_i}^{b_i} f(x_p) dx_p \right|$$

où a_i et b_i sont les coordonnées suivant \mathbf{x}_p de début et de fin de la zone de calcul $Z_i(i=1,2)$, $g(x_p)$ est la fonction définissant le profil nominal et $f(x_p)$ le profil simulé.

Si les deux surfaces erreurs sont nulles, au vu des conditions imposées pour générer le profil, les deux trajectoires seront identiques. Le fait de choisir une surface erreur, comme critère à optimiser, permet aussi de prendre en compte tous les écarts entre les deux profils, que ce soit lorsque le profil prédit est au dessus ou en dessous du profil nominal.

5.2.4 Boucle d'optimisation

Le principe de l'optimisation est résumé figure 5.8. La boucle d'optimisation est conçue avec le logiciel ModeFrontier[©] qui permet de piloter les différentes étapes de l'optimisation. La trajectoire est tout d'abord générée puis définie comme donnée d'entrée du modèle EF. À partir des résultats de la simulation, l'erreur entre les profils EF et nominal est calculée. Si l'objectif n'est pas rempli, l'algorithme d'optimisation choisi un nouveau jeu de paramètres de la trajectoire. Ces différents éléments sont détaillés ci-après.

Boucle d'optimisation

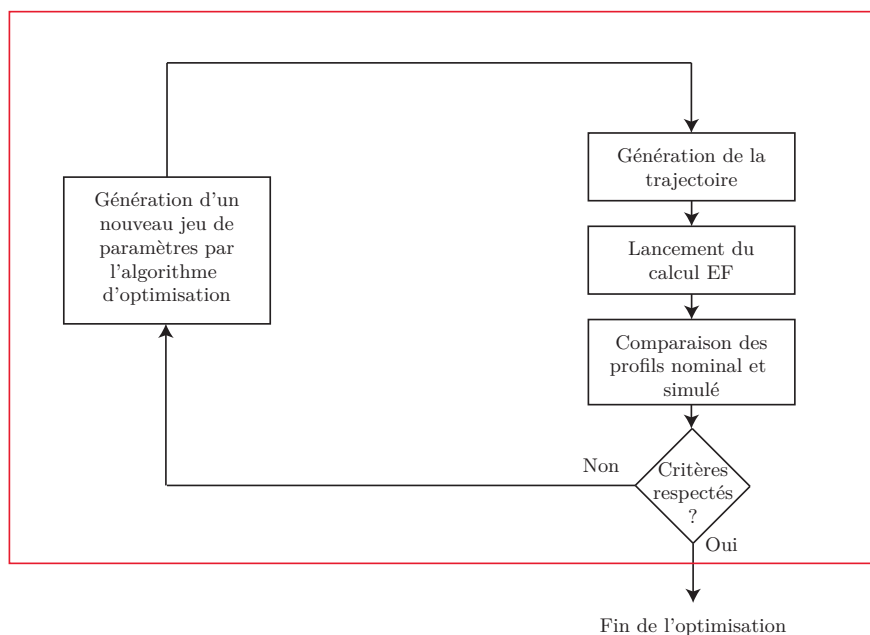


FIGURE 5.8 – Principe de l'optimisation du profil géométrique

5.2.4.1 Génération de la trajectoire

Le générateur de trajectoire décrit chapitre 2.1.2 est repris avec les mêmes paramètres (Δ_r et Δ_z). Le profil n'étant plus calculé pour un modèle complet, des arcs de cercle de 45° sont cette fois-ci générés à partir des points de la trajectoire en bout d'outil dans le plan du profil. La continuité de la trajectoire, entre les frontières du modèle, est assurée par des chemins de transition comme le montre la figure 5.9.

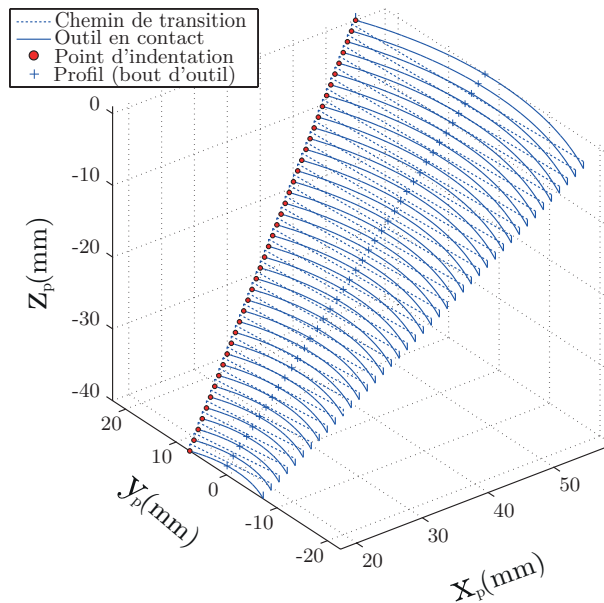


FIGURE 5.9 – Trajectoire du modèle à 45°

5.2.4.2 Définition de la boucle d'optimisation sous ModeFrontier[©]

La figure 5.10 présente la boucle d'optimisation définie sous le logiciel ModeFrontier[©].

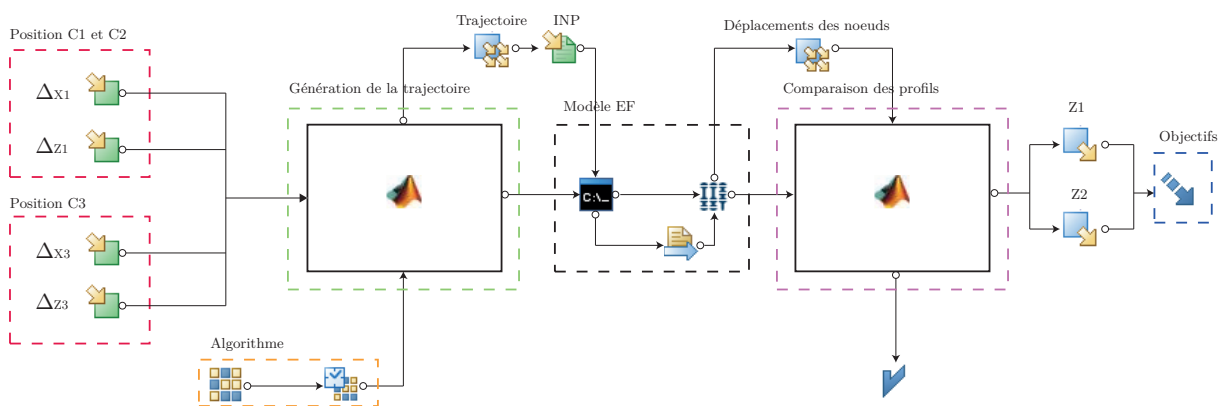


FIGURE 5.10 – Définition de la boucle d'optimisation sous ModeFrontier[©]

Les paramètres à optimiser se trouvent sur la gauche de cette figure. Ils sont séparés en deux groupes : le premier groupe correspond aux variations applicables aux positions des centres des cercles 1 et 2 et le second groupe de paramètres représente les variations

applicables à la position du centre du cercle 3. Ces quatre paramètres sont les variables libres de la boucle d'optimisation dont l'évolution est contrôlée par une séquence de lancement qui peut être définie par l'utilisateur ou dirigée par un algorithme d'optimisation. Les fonctions objectifs, Z_1 et Z_2 , doivent être minimisées par l'algorithme. Un script Matlab[®] génère la trajectoire suivant la stratégie décrite précédemment à partir des variables d'entrée. La trajectoire est ensuite ajoutée au fichier d'entrée (.inp) du logiciel EF (Abaqus[®]). Après le calcul, les points du profil relevés (52 au total) suivant l'axe défini figure 5.4, sont utilisés pour reconstruire la géométrie 2D par interpolation linéaire entre chaque point et la comparer avec le profil nominal. Les écarts sont alors homogènes à deux surfaces Z_1 et Z_2 et s'expriment donc en mm^2 .

5.2.4.3 Algorithme d'optimisation

En raison du faible nombre de variables d'entrée et de l'aspect mono-objectif de l'optimisation, l'algorithme SIMPLEX développé par *Nelder et Mead* [Nelder1965] est utilisé. Cette méthode du SIMPLEX est un algorithme non linéaire permettant d'optimiser une fonction objectif, non contrainte, dans un espace de dimension n . L'algorithme fonctionne suivant les différentes étapes schématisées figure 5.11 :

1. Il est nécessaire de définir une population initiale constituée de $n+1$ membres. Pour un problème à 2 dimensions, l'optimisation peut être représentée par un triangle dont les sommets sont les valeurs des membres de la population initiale.
2. La fonction objectif est évaluée pour chacun des $n+1$ éléments. Si l'un remplit l'objectif, l'optimisation s'arrête.
3. Le membre donnant la valeur la plus éloignée de l'objectif est supprimé et remplacé par un nouveau point (appelé point de contraction, de réflexion ou d'extension suivant les cas).
4. Les deux dernières étapes sont effectuées jusqu'à ce que l'objectif soit atteint ou que le nombre d'itérations maximum définies par l'utilisateur soit dépassé.

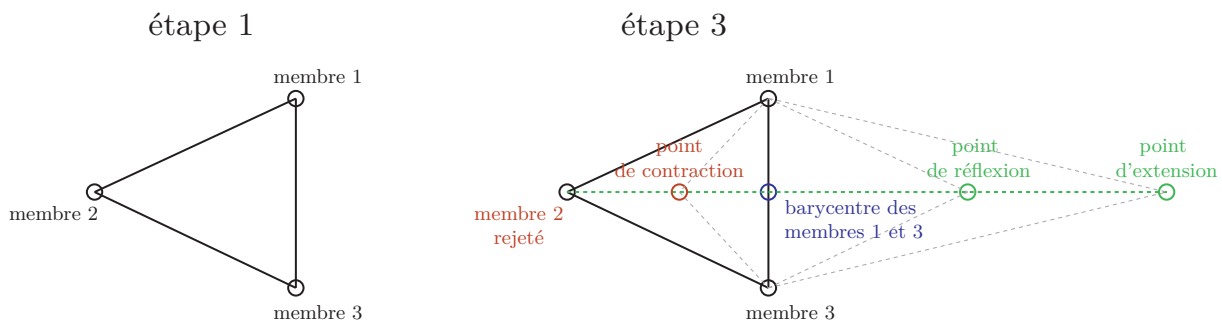


FIGURE 5.11 – Schématisation de l'étape 1 et 3 de l'algorithme d'optimisation simplexe

Le calcul du nouveau point (étape 3) est obtenu par symétrie centrale du point rejeté, par rapport au barycentre des deux points conservés. Si ce point, appelé point de réflexion,

donne un résultat plus proche de l'objectif que le jeu de paramètres qu'il remplace, alors un nouveau point est testé. Ce dernier est appelé point d'extension, puisqu'il est calculé par une homothétie de facteur -2 , du point rejeté, centrée par rapport au barycentre des deux points conservés. Si ce point donne un meilleur résultat, l'algorithme reprend à l'étape 2. Si, au contraire, dans chacun des cas précédemment cités, le résultat n'est pas amélioré, le rapport d'homothétie devient $0,5$ et on appelle le nouveau point : point de contraction. L'algorithme revient alors à l'étape 2.

5.3 Résultat de l'optimisation

Les membres de la population initiale sont définis à partir des limites des variables d'entrée suivant une séquence de type SOBOL. Dans notre cas, il est choisi de faire varier Δ_{X_1} , Δ_{Z_1} entre $\pm 4 \text{ mm}$ et Δ_{X_3} , Δ_{Z_3} entre $\pm 2 \text{ mm}$. Le pas de variation de Δ_{X_1} , Δ_{Z_1} est fixé à $0,2 \text{ mm}$ tandis que celui de Δ_{X_3} , Δ_{Z_3} à $0,1 \text{ mm}$. Les plages ainsi que le pas de variation choisis permettent de définir un espace d'entrée tout en respectant les limites imposées par le paramétrage (conditions de tangence). De plus, compte tenu de la valeur de l'écart entre le profil nominal et les profils mesurés sur la MOCN et le robot (2 mm maximum cf. chapitre 5.1), les limites imposées aux variables d'entrée (presque deux fois supérieures à cet écart) paraissent adaptées. Les valeurs de la population initiale sont décrites table 5.2. Un critère de convergence est utilisé comme critère d'arrêt de l'algorithme.

TABLE 5.2 – Population initiale pour l'optimisation de Z_1 et Z_2

Individus	Δ_{X_1} (mm)	Δ_{Z_1} (mm)	Δ_{X_3} (mm)	Δ_{Z_3} (mm)
1	0	0	0	0
2	-2	-2	-1	-1
3	2	2	1	1
4	-1	1	-0,5	-0,5
5	3	-3	1,5	1,5

La figure 5.12 présente les résultats de l'optimisation de Z_1 et Z_2 . On note clairement une convergence de l'algorithme vers une solution minimisant la surface erreur au bout de 30 simulations. Le plus faible écart est obtenu pour $\Delta_{X_1} = 1 \text{ mm}$, $\Delta_{Z_1} = -0,2 \text{ mm}$, $\Delta_{X_3} = -0,2 \text{ mm}$ et $\Delta_{Z_3} = -0,6 \text{ mm}$. La valeur de cet écart est de $2,50 \text{ mm}^2$. Il est intéressant de noter que si l'on compare la géométrie finale simulée à partir profil nominal et le profil nominal on constate une valeur totale pour les surfaces erreurs Z_1 et Z_2 de 17 mm^2 . L'optimisation permet donc de réduire l'écart entre le profil nominal et le profil simulé de 85 %.

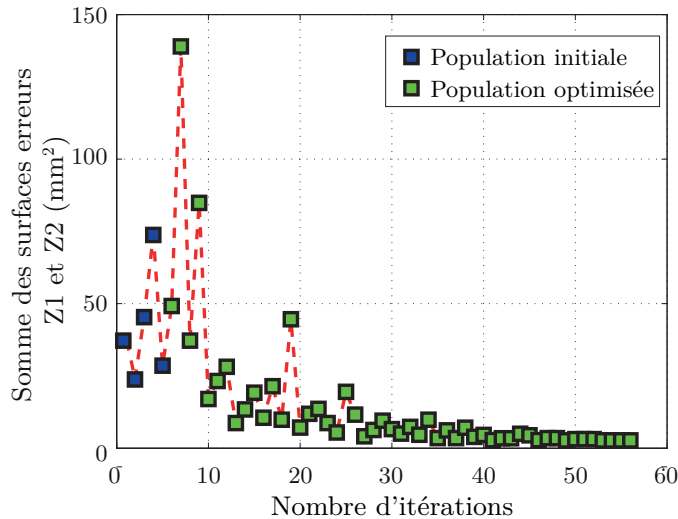


FIGURE 5.12 – Résultats de l'optimisation de Z_1 et Z_2

Les surfaces erreurs Z_1 et Z_2 entre le profil nominal et la géométrie finale simulée à partir du profil optimisé (en rouge sur la figure) sont donc quasi-nulles, comme le montre clairement la figure 5.13. C'est pourquoi, le profil optimisé (en bleu sur la figure) est celui pour lequel sera calculée la trajectoire d'entrée de l'approche couplée.

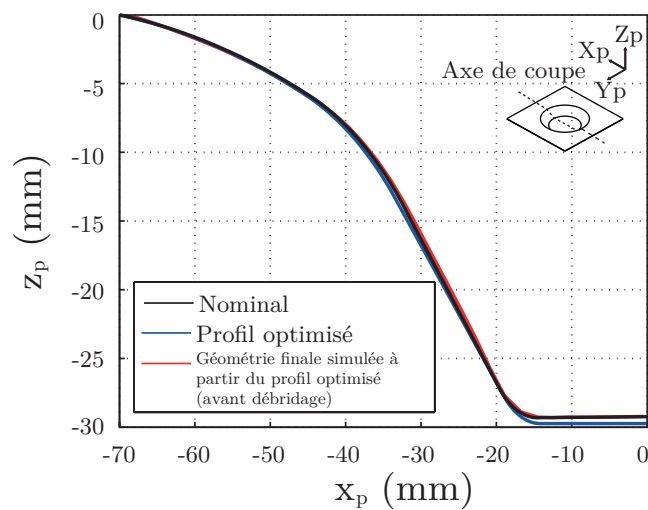


FIGURE 5.13 – Profil nominal et profil simulé après optimisation

La prochaine partie va permettre de quantifier l'apport de l'optimisation sur la géométrie finale de la pièce avant desserrage.

5.4 Validation expérimentale

La trajectoire optimisée est utilisée au sein du modèle 2-2 afin de prédire les efforts nécessaires au formage de la tôle. À partir de ces efforts, les déplacements dus aux déformations élastiques de la structure robot sont calculés et la trajectoire compensée. La validation expérimentale, réalisée sur le cône tronqué, est basée sur le même protocole expérimental expliqué chapitre 4.

La figure 5.14 présente la géométrie mesurée par la MMT après optimisation de la trajectoire robot. On remarque très clairement l'apport de l'optimisation puisqu'entre -70 et -20 mm , suivant l'axe x_p , l'erreur moyenne entre le profil nominal et le profil optimisé est de 0,25 mm tandis qu'elle s'élève à 1 mm quand on compare le profil nominal et le profil corrigé non optimisé. Au centre de la tôle l'erreur est également réduite, passant de 2 mm à 0,4 mm ce qui représente une amélioration de la précision géométrique de 80%.

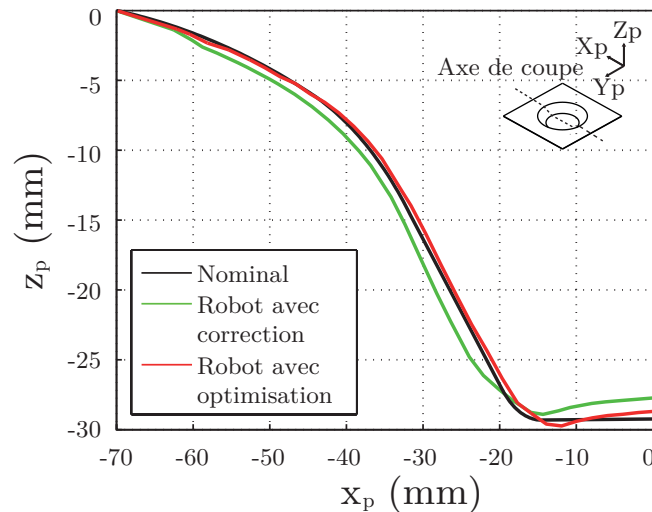


FIGURE 5.14 – Profil nominal et profil formé après correction puis optimisation de la trajectoire robot

Les erreurs résiduelles sont imputables à la précision du modèle EF partiel 45° pour prédire la géométrie finale ainsi qu'à la précision du modèle 2-2 pour prédire les efforts de formage. Malgré cela, la géométrie obtenue valide les pré-requis du procédé pour une application de prototypage rapide ($\pm 0,5 \text{ mm}$ [Jeswiet2006]) et montre l'intérêt des modèles EF développés.

5.5 Conclusion

Dans ce chapitre, une boucle d'optimisation basée sur un modèle EF simplifié est proposée dans le but de minimiser les écarts entre le profil nominal et le profil mesuré avant débridage de la tôle. Du fait des temps de calculs importants que nécessite l'utilisation de la méthode EF, cette étude est portée sur une pièce axi-symétrique, ce qui permet au travers d'hypothèses adaptées de réduire la taille du modèle. Les résultats présentés mettent en évidence une amélioration de 80 % de la précision géométrique de la pièce si la trajectoire optimisée est utilisée comme donnée d'entrée de l'approche couplée à la place de la trajectoire nominale. Afin de généraliser cette méthode, les futurs travaux devront permettre l'utilisation d'hypothèses de calculs prenant en compte l'étape de débridage de la tôle et élargissant l'application de la méthode d'optimisation à des pièces plus complexes.

Conclusion et perspectives

Conclusion

Les travaux développés dans ce mémoire sont les premiers réalisés en rapport avec l'ISF au sein du LGCGM. Ils ont permis la mise en place de deux démonstrateurs sur MOCN et robots.

Dans le premier chapitre, le principe général du procédé est développé avec un intérêt particulier porté aux niveaux de déformations rencontrés en ISF. Le type de machine utilisé est aussi étudié et le choix d'un robot sériel comme porteur est identifié comme le plus attractif économiquement. En raison des déformations élastiques induites par l'application de charges en bout d'outil sur ces structures, les modèles décrivant le comportement élastique de la structure sont analysés. Ceux-ci sont fondés sur la connaissance des efforts de formage. Dans le cadre d'une compensation de la trajectoire, seuls les modèles numériques s'avèrent suffisamment précis pour estimer l'effort de formage, à condition de bien choisir les hypothèses de modélisation. L'étude bibliographique a permis d'identifier trois paramètres matériaux et numériques influents :

- Le type d'élément,
- La modélisation des conditions aux limites,
- La description du comportement élasto-plastique de la tôle.

Du fait de la surestimation de l'effort par les modèles EF existants, les approches couplées déjà présentées dans la littérature n'utilisent pas la simulation EF pour prédire les efforts de formage mais préfèrent mesurer l'effort sur une machine rigide à l'aide d'une pièce "test".

Afin d'éviter la fabrication de pièce "test" et l'utilisation d'une autre machine que le robot, le second chapitre étudie l'influence des paramètres identifiés sur la prédiction de l'effort par EF. Un modèle cohérent et généralisable est ainsi obtenu grâce à une modélisation complète de la tôle. Tout d'abord, ce modèle est composé d'élément 3D permettant de considérer les effets du cisaillement transverse. Ensuite, le système de serrage est modélisé à l'aide d'une pression uniforme appliquée au contact entre la tôle et le cadre. Enfin, une loi de Voce est choisie pour modéliser l'adoucissement de la contrainte de l'aluminium pour de grandes déformations. Ce modèle est identifié comme étant le plus proche de l'expérimental et permet une prédiction de l'effort de formage avec une erreur

maximale de 10 % contre 80 % pour certains modèles de la littérature.

Le chapitre 3 développe la modélisation et l'identification de la structure machine. Deux tables de paramètres sont présentées afin de décrire de façon cohérente le comportement élastique du robot à partir d'éléments de type poutre selon l'hypothèse d'Euler Bernouilli. L'identification permet d'obtenir une valeur maximale de la norme de l'erreur de prédiction de la position TCP de $\pm 0,35 \text{ mm}$, sur une enveloppe de travail de $1,5 \times 1,5 \times 1,5 \text{ m}^3$, validant ainsi l'exploitation de ce modèle dans le cadre de l'ISF.

Au final, le modèle donne une bonne prédiction du comportement élastique puisque la valeur maximale et la valeur moyenne de la norme de l'erreur de prédiction de la position TCP sont respectivement de $\pm 0,35 \text{ mm}$ et $\pm 0,15 \text{ mm}$ sur l'enveloppe de travail utilisée pour l'identification.

L'application de ces modèles à une pièce de référence, un cône tronqué, est effectuée dans le chapitre 4. L'intérêt de la méthodologie est clairement démontré puisque l'exactitude de pose du robot est augmentée d'au moins 80 %. Cela a pour conséquence de réduire le défaut de concentricité, de circularité et l'erreur géométrique d'au moins 80 %. Le caractère généralisable de la méthode a été également mis en évidence par la compensation des erreurs de pose lors du formage d'une pièce asymétrique (une pyramide vrillée). Les hypothèses de la simulation ainsi que le modèle élastique sont donc validés. Ces premiers résultats montrent qu'il est possible de former avec un robot industriel des pièces dont la géométrie finale est proche de celle obtenue avec une MOCN :

- sans la fabrication de pièce test à partir d'une machine rigide,
- sans l'utilisation de moyen de mesure externe au cours du formage.

La méthodologie permet ainsi de réduire considérablement les coûts d'investissement machine et de mise en œuvre du procédé.

Puisque les erreurs résiduelles entre le profil corrigé et le profil nominal restent importantes, le dernier chapitre présente une boucle d'optimisation conçue pour déterminer un jeu de paramètres optimal permettant de décrire la trajectoire et de réduire l'effet du retour élastique avant déserrage de la pièce. Cette boucle d'optimisation est basée sur un modèle EF simplifié du cône tronqué, pièce choisie pour permettre l'application de conditions de symétrie et ainsi réduire le temps de calcul. Après validation expérimentale, le choix de la trajectoire optimisée comme donnée d'entrée de l'approche couplée permet d'améliorer significativement la précision géométrique de la pièce de 80 % par rapport à la pièce obtenue par une approche couplée fondée sur le profil nominal.

Perspectives

Afin de généraliser la méthode d'optimisation, les futurs travaux devront permettre l'utilisation d'hypothèses de calculs prenant en compte l'étape de débridage de la tôle et

élargissant l'application de la méthode d'optimisation à des pièces plus complexes. Pour cela, un travail sur les techniques de remaillage est envisagé afin de réduire les temps de calcul inhérents à la modélisation de la pression de serrage. De récents travaux ont montré que l'application de ces techniques permet de réduire de 30 fois le temps de calcul même lorsque la pression de serrage est modélisée [Giraud2013]. On peut donc imaginer construire un modèle d'optimisation intégrant l'étape du déserrage mais également permettant l'amélioration de la précision géométrique de pièces plus complexes que celle présentée dans le chapitre 5. L'un des futurs objectifs sera également d'adapter des stratégies multi-passes au sein de l'approche afin d'étendre les domaines d'application de cette méthodologie à des pièces comportant des arrêtes vives et plus représentatives des besoins industriels.

Bibliographie

- [Ambrogio2004] G AMBROGIO, I COSTANTINO, L De NAPOLI et L FILICE : Influence of some relevant process parameters on the dimensional accuracy in incremental forming : a numerical and experimental investigation. *Journal of Materials Processing Technology*, 154:501–507, 2004.
- [Ambrogio2004b] G AMBROGIO, L DE NAPOLI, L FILICE et M MUZZUPAPPA : Improvement geometrical precision in sheet incremental forming processes. *In ASME 7th Biennial Conference on Engineering Systems*, pages 339–346, 2004.
- [Aerens2009] R. AERENS, P. EYCKENS, a. BAEL et J. R. DUFLOU : Force prediction for single point incremental forming deduced from experimental and FEM observations. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 46(9-12):969–982, juillet 2009.
- [Ambrogio2007] G AMBROGIO, L FILICE, G FRATINI, L INGARAO et L MANCO : Measuring of geometrical precision of some parts obtained by asymmetric incremental forming process after trimming. *NUMIFORM*, 163:431–436, 2005.
- [Allwood2005] J ALLWOOD, N HOUGHTON et K JACKSON : The design of an incremental sheet forming machine. *Advanced Materials Research*, 6-8:471–478, 2005.
- [Azaouzia2012] M. AZAOUZIA et N. LEBEALB : Tool path optimization for single point incremental sheet forming using response surface method. *Simulation Modelling Practice and Theory*, 24:49–58, 2012.
- [Ambrogio2005] G AMBROGIO, L De NAPOLI, L FILICE, F GAGLIARDI et M MUZZUPAPPA : Application of Incremental Forming process for high customised medical product manufacturing. *Journal of Materials Processing Technology*, 163:156–162, 2005.
- [Brethe2002] J.F. BRETHER et B. DAKYO : A stochastic ellipsoid approach to repeatability modelisation of industrial manipulator robots. *Proceedings of the IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robot and System*, 2:1608–1613, 2002.
- [Brethe2005] J.F. BRETHER et B. DAKYO : Determination of the repeatability of a kuka robot using the stochastic ellipsoid approach. *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotic and Automation*, 2:4339–4344, 2005.
- [Besnard2000] M BESNARD : Etalonnage géométrique des robots série et parallèles. *Thèse de doctorat, Ecole doctorale Science de l'ingénieur de Nantes*, 1996.

- [Bambach2005] M. BAMBACH et G. HIRT : Performance assesment of element formulations and constitutive laws for the simulation of Incremental Sheet Forming (ISF). *VIII International Conference on Computational Plasticity*, 2005.
- [Bouffieux2007] C BOUFFIOUX, C HENRARD, J GU, J DUFLOU, A.M HABRAKEN et H SOL : Development of an inverse method for identification of materials parameters in the single point incremental forming process. *IDDRG 2007*, 2007.
- [Bambach2009] M BAMBACH, B TALEB ARAGHI et G HIRT : Strategies to improve the geometric accuracy in asymmetric single point incremental forming. *Production engineering - research and development*, pages 145–156, 2009.
- [Behera2013] A.K. BEHERA, J. VERBERT et J.R. LAUWERS, B. Duflo : Tool path compensation strategies for single point incremental sheet forming using multivariate adaptive regression splines. *Computer-Aided Design*, 45:575–590, 2013.
- [Courteille2009] E. COURTEILLE, D. DEBLAISE et P. MAURINE : Design optimization of a delta-like parallel robot through global stiffness performance evaluation. *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pages 5159–5166, oct 2009.
- [Chedmail1998] P CHEDMAIL, E DOMBRE et P WENGER : CAO et Robotique, Outils et Méthodologies. *Robotique, Hermès*, 1998.
- [Ceretti2004] E CERETTI : Experimental and simulative results in sheet incremental forming on CNC machines. *Journal of Materials Processing Technology*, 152(2):176–184, octobre 2004.
- [CETIM2007] Une cellule d’usinage robotisée à l’évaluation. *CETIM INFOS*, 200, Octobre 2007.
- [Callegari2008] M CALLEGARI, A GABRIELLI, M-C PALPACELLI et M PRINCIPI : Incremental Forming of Sheet Metal by Means of Parallel Kinematics Machines. *Journal of manufacturing science and engineering*, 2008.
- [Chen2005] J.J CHEN, M.Z LI, W LIU et C.T WANG : Sectional multipoint forming technology for large-size sheet metal. *Journal of Advance Manufactured Technology*, 2005.
- [Deblaise2006a] Deblaise D : Contribution à la modélisation et à l’étalonnage élasto-géométriques des manipulateurs à structure parallèle. *Thèse de doctorat, Institut National des Sciences Appliquées de Rennes, Rennes*, 2006.
- [Damak1996] M DAMAK : Théorie et instrumentation pour l’étalonnage statique des robots : vers une programmation hors-ligne industriellement plus efficace. *Thèse de doctorat, Ecole Nationale Supérieur D’Arts et Métiers, Lille*, 1996.

-
- [Dufflou2007a] J DUFLOU, B CALLEBAUT, J VERBERT et H DE BAERDEMAEKER : Laser Assisted Incremental Forming : Formability and Accuracy Improvement. *Annals of CIRP*, 2007.
- [Decultot2009] N DECULTOT : *Formage incrémental de tôle d'aluminium : étude du procédé à l'aide de la mesure de champs et identification de modèles de comportement*. Thèse de Doctorat, 2009.
- [Damak2004] M DAMAK, J GROSBOIS et P DE SMET : Vision robot based absolute accuracy measurement. *35th International Symposium on Robotics*, 2004.
- [Diot2006] S. DIOT, D. GUINES, A. GAVRUS et E. RAGNEAU : Forming Process of a 5083 Aluminium Alloy. Constitutive Model Covering a Large Range of Temperature. *International Journal of Forming Processes*, 9:167–168, 2006.
- [Denavit1955] J DENAVIT et R.S HARTENBERG : A kinematic notation for a lowerpair mechanisms based on matrices. *ASME Journal of Applied Mechanics*, pages 215–224, 1955.
- [Deblaise2006] D DEBLAISE, X HERNOT et P MAURINE : A Systematic Analytical Method For PKM Stiffness Matrix Calculation. *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pages 4213–4219, 2006.
- [Dejardin2007] S DEJARDIN, S THIBAUD et J C GELIN : Experimental and numerical investigations in single point incremental sheet forming. *Proceedings of the 9th International Conference on Numerical Methods in Industrial Forming Processes NUMFORM 2007*, 908, 2007.
- [Dejardin2010] S DEJARDIN, S THIBAUD, J C GELIN et G MICHEL : Experimental investigations and numerical analysis for improving knowledge of incremental sheet forming process for sheet metal parts. *Journal of Materials Processing Technology*, 210:363–369, 2010.
- [Dufflou2007] J DUFLOU, Y TUNCKOL, A SZEKERES et P VANHERCK : Experimental study on force measurements for single point incremental forming. *Journal of Materials Processing Technology*, 2007.
- [Dufflou2008] J R DUFLOU, J VERBERT, B BELKASSEM, J GU, H SOL, C HENRARD et A M HABRAKEN : CIRP Annals - Manufacturing Technology Process window enhancement for single point incremental forming through multi-step toolpaths. *57:253–256*, 2008.
- [Decultot2008] N DECULTOT, V VELAY, L ROBERT, G BERNHART et E MASSONI : Behaviour modelling aluminum alloy sheet for single point incremental forming. *ESAFORM 2008*, 2008.
- [Eyckens2009] P EYCKENS, J DEL-LERO MOREAU, J DUFLOU, A VAN BAELE et P VAN HOOTE : MK Modelling of sheet formability in the incremental sheet forming process, taking into-account through-thickness shear. *International Journal of Material Forming*, pages 379–382, 2009.

- [Eyckens2007] P EYCKENS, S HE, A VAN BAEL, P VAN HOOTE et J DUFLOU : Forming limit predictions for the serrated strain paths in single point incremental forming. *Proceedings Numiform*, pages 141–146, 2007.
- [Ecorchard2010] G. ECORCHARD, R. NEUGEBAUER et P. MAURINE : Elasto-geometrical modeling and calibration of redundantly actuated pkms. *Mechanism and machine theory*, 45:795–810, 2010.
- [Emmens2009] W.C EMMENS et A.H van den BOOGAARD : An overview of stabilizing deformation mechanisms in incremental sheet forming. *Journal of Materials Processing Technology*, 209(8):3688–3695, 2009.
- [Eyckens2008] P EYCKENS, A VAN BAEL et P VAN HOOTE : An extended Marciniak-Kucinsky forming limit model to assess the influence of through-thickness shear on formability. *Numisheet 2008*, pages 193–198, 2008.
- [Fratini2004] L FRATINI, G AMBROGIO, R DI LORENZO, L FILICE et F MICARI : Influence of mechanical properties of the sheet material on formability in single point incremental forming. 2004.
- [Fanchon2013] J-L. FANCHON : *Guide des sciences et technologies industrielles*. Nathan, 2013.
- [Flores2007] P FLORES, L DUCHÊNE, C BOUFFIOUX, T. LELOTTE, C HENRARD, N PERIN, A VAN BAEL, S HE, J DUFLOU et A.M. HABRAKEN : Model identification and fe simulation : Effect of different yield loci and hardening laws in sheet forming. *ESAFORM 2008*, 23:420–449, 2007.
- [Filice2002] L FILICE, L FRATINI et F MICARI : Analysis of material formability in incremental forming. *CIRP annals-Manufacturing technology*, 2002.
- [Filice2006] L FILICE, L FRATINI et F MICARI : On-line control of single point incremental forming operations through punch force monitoring. *CIRP annals-Manufacturing technology*, 55, 2006.
- [Giraud2013] L. GIRAUD-MOREAU, A. CHEROUAT, J. ZHANG et H. BOROUCAKI : Comparison between an advanced numerical simulation of sheet incremental forming using adaptive remeshing and experimental results. *Key Engineering Materials*, 554–557:1375–1381, 2013.
- [Gosselin1990] C. GOSSELIN : Stiffness mapping for parallel manipulator. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, pages 377–382, 1990.
- [Gosselin2002] C GOSSELIN et D ZHANG : Stiffness analysis of parallel mechanisms using a lumped model. *International Journal of Robotics and Automation*, pages 17–27, 1990.
- [Hirt2004] G. HIRT, J. AMES, M. BAMBACH et R. KOPP : Forming strategies and Process Modelling for CNC Incremental Sheet Forming. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 53(1):203–206, 2004.

- [Henrard2011] C HENRARD, C BOUFFIOUX, P EYCKENS, H SOL, J DUFLOU, A VAN BAEL, P VAN HOUTE, L DUCHÈNE et A.M HABRAKEN : Forming forces in single point incremental forming : prediction by finite element simulations, validation and sensivity. *Computational mechanics*, 47:573–590, 2011.
- [Henrard2009] C HENRARD : *Numerical simulations of the single point incremental forming process*. Thèse de Doctorat, 2009.
- [Imbert1979] J. F. IMBERT : *Analyse des structures par éléments finis*. Cepadues Edition, Toulouse, France, 1979.
- [Iseki2001] H ISEKI : An approximate deformation analysis and FEM analysis for the incremental bulging of sheet metal using a spherical roller. *Journal of Materials Processing Technology*, 2001.
- [NOR98] Norme Française ISO-9283 : Robots manipulateurs industriels - critères de performance et méthodes d'essai correspondantes. 1998.
- [Jackson2009] K JACKSON et J ALLWOOD : The mechanics of incremental sheet forming. *Journal of Materials Processing Technology*, 209:1158–1174, 2009.
- [Jackson2008] K JACKSON, J ALLWOOD et M LANDERT : Incremental forming of sandwich panels. *Journal of Materials Processing Technology*, 204(1-3):290–303, 2008.
- [Jeswiet2006] J JESWIET, F MICARI, G HIRT, A BRAMLEY, J DUFLOU et J ALLWOOD : Asymmetric Single Point Incremental Forming of Sheet Metal. 2006.
- [Ji2008] Y Ji et J PARK : Formability of magnesium AZ31 sheet in the incremental forming at warm temperature. *Journal of Materials Processing Technology*, 201(1-3):354–358, mai 2008.
- [Ji2008b] Y.H. JI et J.J. PARK : Incremental forming of free surface with magnesium alloy AZ31 sheet at warm temperatures. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 18(September):s165–s169, décembre 2008.
- [Kobayashi1961] S KOBAYASHI, I.K HALL et E.G THOMSEN : A Theory of Shear Spinning of Cones. *Journal of Engineering for Industry*, 1961.
- [Khalil1986] W KHALIL et J.F KLEINFINGER : A kinematic notation for a lowerpair mechanisms based on matrices. *IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, San Francisco, California, USA*, pages 1174–1180, 1986.
- [Kopac2005] J KOPAC et Z KAMPUS : Incremental sheet metal forming on CNC milling machine-tool. *Journal of Materials Processing Technology*, 2005.
- [Kim2000] TJ KIM et DY YANG : Improvement of formability for the incremental sheet metal forming process. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2000.
- [Leszak1964] Edward LESZAK : Apparatus and process for incremental dieless forming, 1964.

- [Le2008] V.S LE, A GHIOTTI et G LUCCHETTA : Preliminary Studies on Single Point Incremental Forming for Thermoplastic Materials. *ESAFORM*, 2008.
- [Luo2010] Yuanxin LUO, Kai HE et Ruxu DU : A new sheet metal forming system based on incremental punching , part 2 : machine building and experiment results. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2010.
- [Luo2010a] Yuanxin LUO, Kai HE et Ruxu DU : A new sheet metal forming system based on the incremental punching, part 1 : modeling and simulation. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 51(5-8):481–491, avril 2010.
- [Micari2007] F MICARI, G AMBROGIO et L FILICE : Shape and dimensional accuracy in Single Point Incremental Forming State of the art and future trends. *Journal of Materials Processing Technology*, 2007.
- [Mastubara2001] S MASTUBARA, H AMINO, A SUSUMU et Y LU : Apparatus for dieless forming plate materials, 2001.
- [Meier2009] H MEIER, B BUFF, R LAURISCHKAT et V SMUKALA : Increasing the part accuracy in dieless robot-based incremental sheet metal forming. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 2009.
- [Meier2005] H MEIER, O DEWALD et J ZHANG : Development of a robot-based sheet metal forming process. *Steel research international*, 76:167–170, 2005.
- [Marciniak1967] Z. MARCINIAK et K. KUCZYNSKI : *Int. J. Mech Sci.*, 9, 1969.
- [Meier2009b] H. MEIER, R. LAURISCHKAT, C. BERTSCH et S. REESE : Prediction of path deviation in robot based incremental sheet metal forming by means of an integrated finite element - multy body system model. *Key Engineering Materials*, 410–411:365–372, 2009.
- [Meier2011] H. MEIER, R. LAURISCHKAT et J. ZHU : A model based approach to increase the part accuracy in robot based incremental sheet metal forming. *AIP Conference Proceedings*, 1315:1407–1412, 2011.
- [Marie2008] S MARIE et P MAURINE : Elasto-geometrical modelling of closed-loop industrial robots used for machining applications. *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pages 1294–1300, 2008.
- [Maurine2013] P. MAURINE et J.F. QUINET : *L'étalonnage des robots manipulateurs industriels*. Hermès, 2013.
- [Mooring1991] M MOORING et Z ROTH : Fundamentals of manipulator calibration. *John Wiley and Sons Inc, New-York*, 1991.
- [Nakagawa1993] T. NAKAGAWA, P. EYCKENS, a. BAEL et J. R. DUFLOU : Recent Developments in Auto Body Panel Forming Technology. *Annals of the CIRP*, 42(2)(9-12):313–317, juillet 1993.
- [Nelder1965] J.A. NELDER et R.A. MEAD : A simplex method for function minimization. *Computer Journal, Oxford University Press, UK*, 7, 1965.

- [Piras2007] G. PIRAS, W. L. CLEGHORN et J. K. MILLS : Dynamic finite-element analysis of a planar high-precision parallel manipulator with flexible links. *Mechanism and Machine Theory*, pages 849–862, 2007.
- [Park2003] Jong-Jin PARK et Yung-Ho KIM : Fundamental studies on the incremental sheet metal forming technique. *Journal of Materials Processing Technology*, 2003.
- [Petek2009] A PETEK, K KUZMAN et J KOPAC : Deformations and forces analysis of single point incremental sheet metal forming. *Archives of Materials science and Engineering*, 35(2):107–116, 2009.
- [Rauch2007] M RAUCH : *Optimisation de la programmation des MOCN - application aux machines à structure parallèle*. Thèse de Doctorat, Ecole Centrale de Nantes, 2007.
- [Rauch2009] M RAUCH, J-Y HASCOET, J-C HAMANN et Y PLENEL : Computer-Aided Design Tool path programming optimization for incremental sheet forming applications. *Computer-Aided Design*, 41(12):877–885, 2009.
- [Roth1987] S. ROTH, B. MOORING et B. RAVANI : An overview of robot calibration. *Journal of Robotics and Automation*, 3:377–385, 1987.
- [Robert2009] C ROBERT : *Contribution à la simulation numérique des procédés de mise en forme - Application au formage incrémental et au formage superplastique*. Thèse de Doctorat, Ecole National Supérieure d’Arts et Métiers d’Angers, 2009.
- [Sena2010] J I V SENA, R J ALVES DE SOUDA et R A F VALENTE : Single point incremental forming simulation with an enhanced assumed strain solid-shell finite element formulation. *Journal of Materials*, 3:963 – 966, 2010.
- [Skjoedt2008] M SKJOEDT, N BAY, B ENDELT et G INGARAO : Multi Stage Strategies for Single Point Incremental Forming of a Cup. *ESAFORM*, 2008.
- [Shim2001] M SHIM et J PARK : The formability of aluminium sheet in incremental forming. *Journal of Materials Processing Technology*, 2001.
- [Schäfer2004] T SCHÄFER et R SCHRAFT : Incremental sheet metal forming by industrial robots using a hammering tool. *Assises Européennes de Prototypage Rapide*, 2004.
- [Tekkaya2006] A.E TEKKAYA et J ALLWOOD : The Effect of Shear on the formability in uniaxial tension. *travaux non publiés*, 2006.
- [Tuomi2004] J TUOMI et L LAMMINEN : Incremental sheet forming as a method for sheet metal component prototyping and manufacturing. *Assises Européennes de Prototypage Rapide*, 2004.
- [Tisza2010] M TISZA, I PANITY et P KOVÀCS : Experimental and numerical study of a milling machine-based dieless incremental sheet forming. *Journal of Materials*, 3:971 – 974, 2010.

- [Tsai2008] M-J TSAI et Lai T-H : Accuracy anamlysis of a multi-loop linkage with joint clearances. *Mechanism and machine theory*, pages 1141–1157, 2008.
- [Verbert2009] J. VERBERT, R. AERENS, H. VANHOVE, E. AERTBELIËN et J.R. DUFLOU : Obtainable accuracies and compensation strategies for robot supported spif. *Key Engineering Materials*, 410-411:679–687, 2009.
- [VanBael2007] A VAN BAEL, P EYCKENS, S HE, C BOUFFIOUX, C HENRARD, A.M HABRAKEN, J DUFLOU et P VAN HOUTE : Forming Limit Predictions for Single-Point Incremental Sheet Metal Forming. *ESAFORM 2007*, pages 309–314, 2007.
- [Vanhove2010] H VANHOVE, J VERBERT, J GU, I VASILAKOS et J R DUFLOU : An experimental study of twist phenomena in single point incremental forming. *Journal of Materials*, 3:975 – 978, 2010.
- [Whitney1986] D WHITNEY, C LOZINSKI et J ROURKE : Industrial robot forward calibration method and result. *ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control*, pages 1–8, 1986.
- [Yamashita2008] M YAMASHITA, M GOTH et S.-Y. ATSUMI : Numerical simulation of incremental forming of sheet metal. *Journal of Materials Processing Technology*, 199:163–172, 2008.
- [Yoon2004] W.K YOON, T SUEHIRO, Y TSUMAKI et M UCHIYAMA : Stiffness analysis and design of a compact modified delta parallel mechanism. *Robotica*, pages 463–475, 2004.
- [Ziran2010] Xu ZIRAN, L GAO, G HUSSAIN et Z CUI : The performance of flat end and hemispherical end tools in single-point incremental forming. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, pages 1113–1118, 2010.
- [Zhang2010] C. ZHANG, L. LEOTOING, D. GUINES et E. RAGNEAU : Experimental and numerical study on effect of forming rate on aa5086 sheet formability. *Materials Science and Engineering A*, 527:967–972, 2010.

Publications personnelles

Publications parues dans les revues internationales

J. BELCHIOR, M. GUILLO, E. COURTEILLE, P. MAURINE - "Off-line compensation of the tool path deviations on robotic machining : Application to Incremental Sheet Forming", *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, (2013)

Publications soumises dans les revues internationales

J. BELCHIOR, L. LEOTOING, D. GUINES, E. COURTEILLE, P. MAURINE - "A process/machine coupling approach : application to robotized incremental sheet forming", *Journal of materials processing technology*, (2013)

Communications internationales parues avec comité de lecture

J. BELCHIOR, D. GUINES, L. LEOTOING, E. RAGNEAU – "Force prediction for correction of robot tool path in single point incremental forming", *Key engineering materials (ESAFORM 2013, Aveiro, Portugal)*

J. BELCHIOR, D. GUINES, L. LEOTOING, E. RAGNEAU – "Numerical simulation of the Single Point Incremental Forming : Improvement of the force prediction", *32nd SENAFOR- Porto Alegre, Brazil* (2012)

Communications nationales parues avec comité de lecture

J. BELCHIOR, D. GUINES, L. LEOTOING, E. RAGNEAU – "Approche couplée matériau/structure machine : application au formage incrémental", *CFM Besançon 2011, France*

AVIS DU JURY SUR LA REPRODUCTION DE LA THESE SOUTENUE

Titre de la thèse:

Développement d'une approche couplée matériau / structure machine : application au formage incrémental robotisé

Nom Prénom de l'auteur : BELCHIOR JEREMY

Membres du jury :

- Monsieur HASCOET Jean-Yves
- Monsieur MANACH Pierre-Yves
- Monsieur DUC Emmanuel
- Monsieur BRETHER Jean-François
- Madame MOREAU Laurence
- Monsieur VELAY Vincent
- Monsieur RAGNEAU ERIC
- Monsieur MAURINE Patrick

Président du jury : *Monsieur DUC Emmanuel*

Date de la soutenance : 10 Décembre 2013

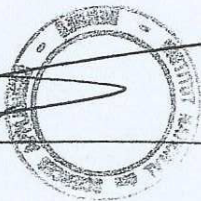
Reproduction de la these soutenue

- Thèse pouvant être reproduite en l'état
 Thèse pouvant être reproduite après corrections suggérées

Fait à Rennes, le 10 Décembre 2013

Le Directeur,

M'hamed DRISSI



Signature du président de jury

Pr Emmanuel DUC

Le formage incrémental consiste à utiliser un poinçon de forme simple dont le mouvement va progressivement mettre en forme une tôle. Il ouvre de nouvelles perspectives quant au potentiel des procédés de mise en forme des tôles métalliques. La mise en œuvre du formage incrémental par des systèmes mécaniques ayant des capacités dynamiques accrues et des volumes accessibles importants tels que les robots manipulateurs sériels ou parallèles est un moyen efficace d'améliorer, d'une part la productivité mais aussi la complexité des pièces formées. L'objectif scientifique de ce travail est de contribuer au développement d'une approche globale du problème, en se plaçant à la fois à l'échelle « mésoscopique » du procédé et à l'échelle « macroscopique » du système de fabrication. C'est dans ce contexte qu'est proposée une approche couplée matériau/structure combinant d'une part l'analyse éléments finis du procédé et d'autre part un modèle élastique de la structure du robot.

Tout d'abord, les efforts requis au niveau de l'outil pour former la pièce sont calculés sous l'hypothèse d'une structure de machine parfaitement rigide. Afin de minimiser l'erreur entre la prédiction et la mesure des efforts de formage, trois facteurs identifiés comme influents sur le niveau d'effort sont étudiés. Il est alors démontré, qu'à partir d'un choix de paramètres adapté, il est possible de s'affranchir de la mesure des efforts de formage, ce qui n'est actuellement pas le cas dans la littérature.

Les efforts prédits sont ensuite définis comme une donnée d'entrée du modèle élastique de la structure robot afin de calculer les erreurs de poses du centre outil. Pour prendre en compte le comportement élastique de la structure, la modélisation des structures robotisées par des éléments de type poutre est retenue puis appliquée à un robot industriel Fanuc S420if. Elle permet de prédire ce comportement avec une précision maximale de $\pm 0,35$ mm, quelque soit le chargement en bout d'outil supportable par le robot.

Afin de valider l'approche, deux pièces sont formées par le robot : un cône tronqué et une pyramide vrillée. La géométrie de ces deux pièces permet de valider à la fois les hypothèses de la simulation ainsi que l'approche globale. Ces deux expérimentations entraînent une amélioration de 80 % de l'exactitude de pose du robot, rapprochant ainsi celui-ci des performances d'une machine à commande numérique à structure cartésienne.

Finalement, dans la dernière partie, une boucle d'optimisation permet de prendre en compte, dès le calcul de la trajectoire, l'effet du retour élastique de la tôle avant le débridage de la pièce afin de minimiser l'écart entre le profil nominal et le profil formé. L'application de l'approche couplée à cette trajectoire se traduit par une précision géométrique de $\pm 0,15$ mm du profil formé avant desserrage de la tôle, ouvrant ainsi des perspectives intéressantes quant à l'application de la méthodologie.

The incremental forming is an innovative process which consists in forming a sheet by the progressive movements of a punch. A solution to improve the productivity of the process and the complexity of the parts shapes is to use robots (serial or parallel). The scientific aim of this work is to define a global approach of the problem by studying the mesoscopic scale of the process and the macroscopic scale of the machine. In this context, a process/machine coupling approach which combines a Finite Element Analysis (FEA) of the process and an elastic modeling of the robot structure is presented.

First, the punch forces necessary to form the part are computed assuming a machine structure perfectly stiff. To minimize the error between the predicted forming forces and the measured ones, the weight of three numerical and material parameters of the FEA is investigated. This study shows that an appropriate choice of parameters avoids the force measurement step, unlike the available approaches in the literature.

Then, the predicted forces are defined as input data of the elastic model of the robot structure to compute the Tool Center Point (TCP) pose errors. To consider the behavior of the elastic structure, the modeling of robotized structures by beam elements is chosen and applied to an industrial robot Fanuc S420if. The identified elastic model permits to predict the TCP displacements induced by the elastic behavior of the robot structure over the workspace whatever the load applied on the tool. The prediction maximum error of ± 0.35 mm remains compatible with the process requirements.

To validate the approach, two parts are formed by the robot: a truncated cone and a twisted pyramid. The geometry of these two parts confirms the hypothesis of the simulation and the global approach. These two tests give very interesting results since an improvement of 80 % of the TCP pose accuracy is identified.

Finally, an optimization loop based on a parametric trajectory and on a FEA anticipates the springback effects before the unclamping of the sheet, and then minimizes the error between the nominal shape and the formed one. The application of the process/machine coupling approach for this trajectory leads to a geometric accuracy of the part before unclamping of ± 0.15 mm. These results open interesting perspectives for the methodology application.