



Développement de méthodes robotisées pour le parachèvement de pièces métalliques et composites

Claire Dumas

► To cite this version:

Claire Dumas. Développement de méthodes robotisées pour le parachèvement de pièces métalliques et composites. Génie mécanique [physics.class-ph]. Université de Nantes, 2011. Français. NNT : . tel-00712458

HAL Id: tel-00712458

<https://theses.hal.science/tel-00712458>

Submitted on 27 Jun 2012

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

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

UNIVERSITE DE NANTES
FACULTE DES SCIENCES ET DES TECHNIQUES

ECOLE DOCTORALE
SCIENCES POUR L'INGENIEUR GEOSCIENCES ARCHITECTURE (SPIGA)

Année 2011

N° attribué par la bibliothèque

--	--	--	--	--	--	--	--	--	--

Développement de méthodes robotisées pour le parachèvement de pièces métalliques et composites

THESE DE DOCTORAT

Discipline : Science de l'ingénieur
Spécialité : Génie Mécanique

*Présentée
et soutenue publiquement par*

Claire DUMAS

Le 7 Décembre 2011 devant le jury ci-dessous

Président : Pierre-Jean BARRE, Professeur des Universités, ENSAM, Aix-en-Provence
Rapporteurs : Gabriel ABBA, Professeur des Universités, ENI, Metz
Pascal RAY, Professeur des Universités, IFMA, Clermont-Ferrand
Examineurs : Stéphane CARO, Chargé de recherche CNRS, IRCCyN, Nantes
Benoît FURET, Professeur des Universités IUT Nantes, IRCCyN, Nantes
Sébastien GARNIER, Maître de Conférences IUT Nantes, IRCCyN, Nantes
Membre invité : Patrice RABATE, Responsable Assemblage Robotique, EADS IW, Méaulte

Directeur de thèse : Benoît FURET

Co-encadrants : Stéphane CARO et Sébastien GARNIER

ED : SPIGA (N° 498)

Remerciements

Merci à Monsieur Michel Malabre pour son accueil au sein de l'Institut de Recherche en Communications et Cybernétique de Nantes, et à Messieurs Jean-Yves Hascoët et Pascal Mognol, directeurs successifs de l'équipe MO2P, Modélisation et Optimisation de Process de Production.

Merci à Monsieur Benoît Furet, directeur de cette thèse, pour son soutien, son enthousiasme, sa pondération parfois, et pour avoir su mêler encadrement et liberté d'action.

Merci à Messieurs Stéphane Caro et Sébastien Garnier qui m'ont encadrée pendant ces trois années. Sans nos nombreuses discussions, confrontations d'idées et sans leurs conseils, l'évolution de ce travail n'aurait pas été telle que présentée dans ce mémoire.

Merci à Monsieur Pierre-Jean Barre pour avoir accepté de présider cette soutenance et avoir témoigné de nombreuses marques d'intérêt pour ce travail.

Merci à Messieurs Gabriel Abba et Pascal Ray pour avoir accepté de rapporter mon travail, pour tout le temps qu'ils ont passé à la lecture attentive de ce manuscrit.

Merci à Monsieur Patrice Rabaté pour avoir accepté de faire partie de ce jury et pour avoir apporté ses remarques témoignant d'un intérêt industriel pour les travaux présentés.

Merci également aux membres de l'équipe MO2P et à tous ceux qui m'ont aidé par leurs remarques pertinentes sur mon travail. Merci notamment à Stéphane Tichadou, Aude Boudelier, Sébastien Briot et Fabien Truchet. Merci également à Erwann, Rozenn et Samuel.

Enfin, **Merci** à tous ceux sans lesquels ces années n'auraient pas été aussi agréables. Je pense notamment à Anthony, Côme, Coralie, David F., David N., Dmitry, Erwan, Guillaume, Joachim, Philippe, Raphaël, Tarek, Vincent, ...

*Cette thèse représente l'aboutissement du soutien et des encouragements que mes parents
m'ont prodigués tout au long de ma scolarité.
Je les en remercie.*

*A mes parents, frères et grands-parents,
A Jérôme qui partage ma vie depuis maintenant presque dix ans,
A Solange, ma plus grande fierté.*



Sommaire

Introduction générale	3
1 Le parachèvement robotisé des pièces métalliques et composites	7
1.1 Les enjeux du parachèvement robotisé	8
1.2 L'usinage robotisé	16
1.3 Analyse du comportement élasto-statique des robots sériels	24
1.4 Analyse du comportement élasto-dynamique des robots sériels	28
1.5 Conclusion générale	31
2 Méthode d'identification des raideurs articulaires	33
2.1 Analyse des sources de flexibilité	34
2.2 Modélisation élasto-statique du robot	52
2.3 Identification des raideurs articulaires	54
2.4 Conclusions	67
3 Validation du modèle élasto-statique du robot	69
3.1 Identification des raideurs articulaires du robot KR270	70
3.2 Validation du modèle élasto-statique sur une opération d'usinage	79
3.3 Conclusions et perspectives	96
4 Comportement élasto-dynamique du robot utilisé pour de l'usinage	101
4.1 Analyse du modèle élasto-dynamique du robot	101
4.2 Analyse expérimentale	106
4.3 Conclusions	118
5 Méthodes de travail adaptées aux caractéristiques du process et du robot	121
5.1 Optimisation du placement de tâche	122
5.2 Modification de la consigne du robot	137

5.3 Conclusions	143
Conclusion générale et perspectives	145
Références	153
Publications Personnelles	159
A Architecture et modélisation géométrique des robots sériels	161
B Fiche technique du robot KUKA KR270	169
C Erreurs de mesure des différents moyens utilisés	171
C.1 Système GOM	172
C.2 Système FARO	173
D Exemple de programme généré (.SRC)	175

Table des figures

1.1	Secteurs d'utilisation des composites	8
1.2	Exemples de robots antropomorphes (à gauche) et cartésiens (à droite)	14
1.3	Exemple de robots parallèles (L'Orthoglide et le Tripteur X7)	15
1.4	Robot ABB IRB 6660	19
1.5	Essais sur le robot ABB IRB 6660	19
1.6	Définition de l'erreur de position statique	20
1.7	Définition de l'erreur de position dynamique	20
2.1	déplacements évalués par le système de photogrammétrie 3D	36
2.2	Points mesurés par le système Laser Tracker	37
2.3	Positions des différents repères créés sur le robot	38
2.4	Recalage des repères du corps 2 pour l'évaluation de ses déformations internes	39
2.5	Analyse statistique de l'évaluation des petits déplacements du corps 2	42
2.6	Evaluation des déformations dues aux liaisons	44
2.7	Analyse statistique de l'évaluation des rotations de la liaison 3 - trois cibles	48
2.8	Position du repère propre à un corps du robot	49
2.9	Analyse statistique de l'évaluation des rotations de la liaison 3 - six cibles	50
2.10	Méthode pour l'identification des raideurs articulaires	57
2.11	Isocontours de (a) ν_p et (b) ν_r dans l'espace articulaire (θ_2, θ_3) du robot	59
2.12	Isocontours du conditionnement inverse de $\mathbf{J}_N$	61
2.13	Outil d'analyse de la robustesse de la méthode d'identification développée	62
2.14	Valeurs des raideurs articulaires en fonction du nombre d'essais réalisés	65
2.15	Démarche à suivre pour l'identification des raideurs articulaires	66
3.1	Isocontours du conditionnement inverse de $\mathbf{J}_N$	70
3.2	Zones appropriées pour les essais sur le KR270	72
3.3	Dispositif expérimental	73

3.4	Valeurs des raideurs articulaires selon le nombre d'essais pris en compte	74
3.5	Ecarts-types des valeurs articulaires selon le nombre d'essais pris en compte . .	75
3.6	Déplacements linéaires de l'effecteur, mesurés et calculés, pour tous les essais .	77
3.7	Rotations mesurées et calculées de l'effecteur	78
3.8	Géométrie du copeau et définition des angles φ_e et φ_s	80
3.9	Evolution des efforts de coupe en fonction de l'angle de rotation de l'outil . . .	82
3.10	Algorithme de calcul de la trajectoire usinée	83
3.11	Configuration initiale du robot pour l'opération de rainurage	84
3.12	Résultats obtenus pour une opération de rainurage	84
3.13	Déviations de l'outil en entrée et en sortie matière	85
3.14	Trajectoire d'usinage obtenue lors d'un virage pleine matière	86
3.15	Passage d'un virage : engagement de l'outil et direction de la vitesse d'avance .	86
3.16	Opération d'usinage avec un arrêt en pleine matière	87
3.17	Pièce test usinée	88
3.18	Configuration du robot et positionnement de la pièce	89
3.19	Palpage des pièces P3 à P5, opération de rainurage	90
3.20	Simulation des pièces P3 à P5, opération de rainurage	91
3.21	Signaux issus de l'accéléromètre	92
3.22	Résultats du palpé et de la simulation dans un virage en matière	93
3.23	Résultats du palpé et de la simulation dans un arrêt en matière	95
3.24	Méthode améliorée pour l'identification des raideurs articulaires	99
4.1	Isocontours des trois premières fréquences propres	105
4.2	Placement des accéléromètres	106
4.3	Evolution de l'amplitude des pics correspondant à la vitesse de broche	107
4.4	Réponses à un impact selon $\mathbf{y}_{acc}$	108
4.5	Réponses à un impact en fonction de la configuration articulaire du robot . . .	109
4.6	Paliers des vitesses de rotation de la broche	112
4.7	FFT à partir du signal de l'accéléromètre pour un palier de vitesse donné . . .	112
4.8	Amplitude des pics de vitesse en fonction de la vitesse de rotation de la broche	113
4.9	Accéléromètre placé sur la broche	114
4.10	Relevé des signaux des accéléromètres et du robot - Usinage à 20 000 tr/min .	115
4.11	Relevé des signaux des accéléromètres et du robot - Trajectoire à vide	116
4.12	Déplacements et Accélérations relevés par l'accéléromètre placé sur la broche .	117
5.1	Pièce test usinée	123
5.2	Fonction critère pour une opération de détournage	124

5.3	Deux placements de la pièce test dans l'espace de travail du robot	125
5.4	Mesures des pièces en LAB et en alliage d'aluminium usinées en 2 placements	126
5.5	Fenêtre de ROBOTMASTER pour la gestion de la redondance cinématique	128
5.6	Fenêtre de ROBOTMASTER enrichie avec les isocontours de la quantité c_i	129
5.7	Ecarts géométriques obtenus en changeant la configuration du robot	130
5.8	Angle γ	130
5.9	Deux placements de la pièce dans l'espace de travail du robot	133
5.10	Indices c_i le long de la trajectoire - placement 1	135
5.11	Indices c_i le long de la trajectoire - placement 2	135
5.12	Indices c_i le long de la trajectoire - placement 1 - Sans discontinuité	136
5.13	Ecarts LAB - alliage d'aluminium pour les placements 1 et 2	137
5.14	« Méthode du miroir » (Seo, 1998)	138
5.15	Algorithme de la trajectoire miroir adapté à un usinage robotisé	140
5.16	Ecarts LAB - alliage d'aluminium - correction « miroir » - 6670 tr/min	142
5.17	Ecarts LAB - alliage d'aluminium - correction « miroir » - 10000 tr/min	142
5.18	Ecarts LAB - alliage d'aluminium - correction « miroir » - 20000 tr/min	142
A.1	Robot KUKA KR270	162
A.2	Paramétrage du robot KR270	163
A.3	Modèle Géométrique Inverse - Modèle Géométrique direct	163
C.1	Caractéristiques du système de mesure GOM	172
C.2	Caractéristiques du système de mesure FARO	173
D.1	Exemple de programme généré (.SRC)	176

Liste des tableaux

1.1	Avantages et inconvénients de la solution robotisée	12
2.1	Déformations calculées des corps 2 et 3 du robot	40
2.2	Déplacements calculés de l'effecteur du robot	45
2.3	Part du déplacement de l'effecteur due à la déformation des corps	46
2.4	Rotations localisées dans les liaisons 2 et 3 - Repères créés à partir de 3 cibles	48
2.5	Rotations localisées dans les liaisons 2 et 3 - Repères créés à partir de 6 cibles	51
2.6	Valeurs des raideurs articulaires utilisées	61
2.7	Sources d'erreurs prises en compte dans l'étude de sensibilité	62
3.1	Zones de configurations optimales du robot	71
3.2	Raideurs articulaires avec l'erreur associée	76
3.3	Pièces usinées pour la validation du modèle élasto-statique	90
3.4	Ecarts au milieu de la trajectoire de rainurage à a_e partiel	91
3.5	Ecarts pour le virage en pleine matière	92
4.1	Fréquences calculées sous CATIA, avec différentes hypothèses	102
4.2	Paramètres géométriques du robot KR 270, selon le paramétrage de DHm . . .	104
4.3	Paramètres d'inertie du robot KR 270, selon le paramétrage de DHm	104
4.4	Accéléromètres utilisés pour le sonnage	106
4.5	Marteaux utilisés pour le sonnage	107
4.6	Fréquences importantes relevées par la méthode du sonnage	110
4.7	Comparaison entre les fréquences identifiées expérimentalement et calculées . .	110
4.8	Amplitude des pics à la vitesse de broche	112
5.1	Données pour le calcul des C_i	134
5.2	Avantages et Inconvénients des méthodes de correction présentées	144



Nomenclature

a_e	Engagement radial de l'outil
a_p	Engagement axial de l'outil
c_{max}	Valeur de l'intervalle de tolérance dimensionnelle fixée par l'utilisateur
CaSM	Matrice de raideur cartésienne du robot (Cartesian Stiffness Matrix)
CoSM	Matrice de raideur complémentaire du robot (Complementary Stiffness)
$\delta \mathbf{d}_i$	Petit déplacement de l'effecteur calculé au point i de la trajectoire
E_A	Espace articulaire
E_T	Espace de la tâche
f	Fonction d'optimisation
f_z	Avance de l'outil [mm/tour/dent]
$\mathbf{J}$	Matrice jacobienne cinématique du robot
$k_{\theta_{i=1..6}}$	Raideurs articulaires
$\mathbf{K}_C$	Matrice de raideur complémentaire du robot
$\mathbf{K}_X$	Matrice de raideur cartésienne du robot
$\mathbf{K}_\theta$	Matrice de raideur articulaire du robot
LIN	Commande de mouvements « linéaire » : la trajectoire du robot suit une droite, au paramètre de lissage prêt, à la vitesse de consigne
LPJ	Longueur de l'outil à partir du plan de jauge
MOCN	Machine-outil à commande numérique
N	Vitesse de rotation de la broche
$O_{i=1..6}$	Origine du repère $\mathcal{R}_i$
PTP	Commande de mouvements « point à point » : la trajectoire du robot est définie par un point de départ et un point d'arrivée. Entre ces deux points la trajectoire et la vitesse du robot sont calculées afin d'aller au plus vite en limitant le débattement articulaire de chaque axe.
REE	Effecteur du robot (Robot End-Effector)
$\mathcal{R}_0$	Repère de la base du robot, défini selon la convention de Denavit Hartenberg modifiée par W. Khalil
$\mathcal{R}_{i=1..6}$	Repères attachés aux corps, définis selon la convention de Denavit Hartenberg modifiée par W. Khalil
TMS	Trouble musculo-squelettique
$\mathbf{u}_i$	Direction d'avance au point i de la trajectoire
$\mathbf{w}$	Efforts et moments, appliqués sur l'effecteur du robot et exprimés dans $\mathcal{R}_0$ (Wrench)
$\mathbf{x}_{i=1..6}$	Axe $\mathbf{x}$ du repère $\mathcal{R}_i$
$\mathbf{y}_{i=1..6}$	Axe $\mathbf{y}$ du repère $\mathcal{R}_i$
$\mathbf{z}_{i=1..6}$	Axe $\mathbf{z}$ du repère $\mathcal{R}_i$
$\mathbf{z}_{outil,i}$	Direction de l'axe outil au point i de la trajectoire
$Z_{ic} (i = 1,2,3)$	Zones de l'espace articulaire (θ_2, θ_3) où le robot a une bonne dextérité
Z_{ν_p}	Zones où l'influence de $\mathbf{K}_C$ sur $\mathbf{K}_\theta$ est minimale au regard de l'indice ν_p
Z_{ν_r}	Zones où l'influence de $\mathbf{K}_C$ sur $\mathbf{K}_\theta$ est minimale au regard de l'indice ν_r





Introduction générale

La terminologie « parachèvement » regroupe toutes les opérations de finition d'une pièce quel qu'en soit le mode de fabrication et le matériau. Ces opérations sont donc réalisées sur des pièces à haute valeur ajoutée, sur lesquelles le moindre défaut a des répercussions économiques importantes. Les procédés les plus communs sont le détournage, le perçage et le ponçage. Aujourd'hui le détournage et le perçage sont généralement réalisés suivant les domaines industriels, soit manuellement, soit sur une machine outil à commande numérique. Le ponçage est assuré quasiment exclusivement par des opérateurs munis de cales ou de ponceuses. Le constat est donc que peu de robots industriels sont utilisés pour ces opérations. De fait, ils n'ont pas été conçus pour de telles applications qui semblent pourtant prédestinées à ces équipements.

Néanmoins, la robotisation est de plus en plus envisagée industriellement afin de réduire les coûts de production liés aux opérations de parachèvement. En assistant l'opérateur, le robot lui évite des tâches répétitives souvent responsables de troubles musculo-squelettiques (TMS), et potentiellement dangereuses. Alors que le taux salarial a augmenté de 30% en dix ans, le prix d'un robot a été divisé par deux, et a une disponibilité plus large que celle d'un opérateur. En remplaçant une machine outil aux performances très souvent supérieures aux besoins pour la réalisation de ces opérations de parachèvement, le robot industriel est un investissement qui semble plus rapide à amortir. A iso-volume de travail et pour des performances similaires, le robot industriel est environ trois fois moins cher qu'une machine outil standard. Ainsi la robotisation permet d'augmenter la compétitivité de l'entreprise, qu'elle vienne assister l'opérateur ou remplacer les machines outils surdimensionnées pour certaines opérations.

Cependant, peu de robots industriels sont utilisés à l'heure actuelle pour réaliser des opé-

rations de parachèvement. Les freins à leur développement pour ce type d'applications sont à la fois sociaux et technologiques. En effet, pour beaucoup d'entreprises, le robot est une technologie encore nouvelle qui nécessite un effort conséquent pour pouvoir être correctement utilisée. D'autre part, les robots sont parfois accusés d'être l'une des causes de la diminution du nombre d'emplois en France.

Aujourd'hui la plupart des freins à l'utilisation des robots industriels pour la réalisation des opérations de parachèvement sont en train d'être levés. Le développement de robots « collaboratifs » et de démonstrateurs permettent de familiariser les entreprises avec ce nouveau moyen qui se démocratise. Des concepts tels que « Robotcaliser¹ », créé par le Syndicat des Entreprises de Technologies de Production (SYMOP), tentent également de changer l'image des robots afin qu'ils ne soient plus considérés comme des « remplaçants » de l'opérateur, mais plutôt comme des assistants qui permettent, en diminuant les coûts de production, de conserver une production locale. Néanmoins pour certaines tâches, et en particulier celles qui nécessitent à la fois précision et rigidité de la machine, les robots ont du mal à s'imposer. En effet leur manque de rigidité entraîne, du fait des efforts dus au procédé qui peuvent être importants, des déviations de l'outil non acceptables.

L'objectif de cette thèse est d'étudier les possibilités de réalisation d'opérations de parachèvement habituellement manuelles avec des robots industriels. Le travail portera donc à la fois sur l'étude du manipulateur et de la tâche à réaliser. Le problème majeur non résolu à l'heure actuelle est la prise en compte de la déformation du robot lorsque celui-ci est soumis à des efforts importants. Dans le cas du parachèvement, les efforts de coupe peuvent entraîner une déviation de l'outil de plusieurs millimètres si aucune méthode n'est mise en oeuvre pour la limiter. C'est donc le développement de méthodes pour le parachèvement robotisé qui a motivé ce travail. Ces méthodes doivent être viables industriellement et bon marché pour permettre à la solution robotisée d'être avantageuse par rapport à la solution « machine outil ».

Le premier chapitre présente donc les enjeux et les spécificités de l'usinage robotisé. Les verrous technologiques qui freinent l'utilisation de robots industriels pour la réalisation d'opérations de parachèvement sont expliqués. Des solutions existent industriellement pour résoudre un certain nombre de ces difficultés rencontrées, mais elles sont peu adaptées aux opérations de parachèvement : soit elles sont très onéreuses, et donc diminuent l'intérêt du robot par rapport à une machine outil, soit elles ne permettent pas d'assurer que le robot soit apte à

1. www.robotcaliser.com



apporter la qualité souhaitée lorsque celui-ci est soumis à des efforts de coupe. Afin de développer des méthodes plus adaptées, les comportements élasto-statique et élasto-dynamique des robots sériels sont étudiés. Ce premier chapitre présente les travaux existants dans ces domaines.

Le comportement élasto-statique des robots sériels est développé dans le second chapitre. Dans un premier temps, les principales sources de flexibilité de ces robots sont identifiées afin de limiter le nombre de paramètres à intégrer dans le modèle. Ainsi, il sera plus simple d'utilisation et plus rapide. Une fois le modèle déterminé, il est nécessaire d'identifier plusieurs paramètres propres au robot, mais non fournis par les constructeurs, et notamment les raideurs de ses liaisons, appelées raideurs articulaires. Un protocole d'identification est ainsi développé. Il diffère des protocoles déjà existants par le fait qu'il permet d'identifier toutes les raideurs articulaires.

Le troisième chapitre présente la mise en oeuvre de ce protocole d'identification sur un robot KUKA KR270. Les valeurs des paramètres élasto-statiques sont identifiées. Une fois le modèle élasto-statique complété par ces valeurs identifiées, il est validé dans un premier temps avec des essais purement statiques, puis dans un second temps avec la réalisation d'opérations de parachèvement. Un modèle d'efforts de coupe est également utilisé.

Lors d'une opération de détournage, le contact des dents de l'outil avec la pièce usinée est une source de vibrations du robot. De même, la commande du robot peut exciter son architecture. Ainsi, le quatrième chapitre traite du comportement élasto-dynamique du robot.

Enfin, le cinquième chapitre présente deux méthodes permettant d'améliorer la précision des opérations de parachèvement robotisées. Elles ont été développées à partir de l'analyse des modèles présentés et sont validées expérimentalement.

Pour terminer, la conclusion apportera les éléments de synthèse de cette thèse, mais aussi les perspectives de poursuites de ces travaux afin d'apporter d'autres réponses aux problématiques d'exploitation des robots industriels pour des procédés de fabrication.



1

Le parachèvement robotisé des pièces métalliques et composites

1.1	Les enjeux du parachèvement robotisé	8
1.1.1	Les différents procédés de parachèvement	9
1.1.2	La robotisation des procédés de parachèvement	11
1.1.3	Conclusion - Cadre du travail	16
1.2	L'usinage robotisé	16
1.2.1	Caractéristiques des robots sériels - choix d'un robot adapté à la tâche . . .	16
1.2.2	Les difficultés rencontrées lors de l'usinage robotisé	18
1.2.3	Les méthodes de correction existantes	21
1.2.4	Conclusion - Objectifs des travaux	23
1.3	Analyse du comportement élasto-statique des robots sériels	24
1.3.1	Modélisation élasto-statique des robot sériels	24
1.3.2	Identification des paramètres intervenant dans la modélisation élasto-statique	25
1.3.3	Conclusion	27
1.4	Analyse du comportement élasto-dynamique des robots sériels . .	28
1.4.1	Modélisations corps rigides - liaisons flexibles	28
1.4.2	Modélisations corps flexibles - liaisons flexibles	29
1.4.3	Identification des paramètres élasto-dynamiques	30
1.4.4	Méthodes de limitation des vibrations	30
1.4.5	Conclusion	31
1.5	Conclusion générale	31

Ce chapitre présente les différents enjeux du parachèvement robotisé des pièces métalliques et composites. Les problèmes rencontrés lors de l'utilisation des robots pour de telles applications et les solutions industrielles actuellement proposées y sont exposés. Ainsi les difficultés subsistantes qui ont motivé cette étude sont mises en avant.

Plusieurs travaux de recherche sont actuellement menés afin d'apporter des réponses à ces problèmes. Les principales études sont décrites dans ce chapitre afin que le lecteur puisse situer au mieux nos travaux.

1.1 Les enjeux du parachèvement robotisé

La production de pièces en matériaux composites s'est développée sans cesse depuis les années 70, avec un taux de croissance annuel moyen d'environ 8% en volume (Composites, 2011). La France produit principalement des composites à hautes performances notamment employés dans l'aéronautique, le nautisme, les sports et loisirs ou encore la construction industrielle, dont les prix sont plus élevés que ceux des matériaux de grande diffusion : ils s'échelonnent entre 9 et 38 euros le kilo, alors que les prix des composites de grande diffusion sont compris entre 3 et 6 euros le kilo. Le marché français atteint plus de 2 milliards d'euros, soit 18% de la production européenne.

Ces matériaux associent matière plastique et renfort en fibres, généralement de verre ou de carbone. Bien que leur coût soit plus élevé que celui des matériaux traditionnels, ils apportent des avantages importants de par leur bon rapport raideur / masse (Chatain, 2001). Ces avantages leur ont ouvert des marchés importants notamment dans les transports et le bâtiment (figure 1.1).

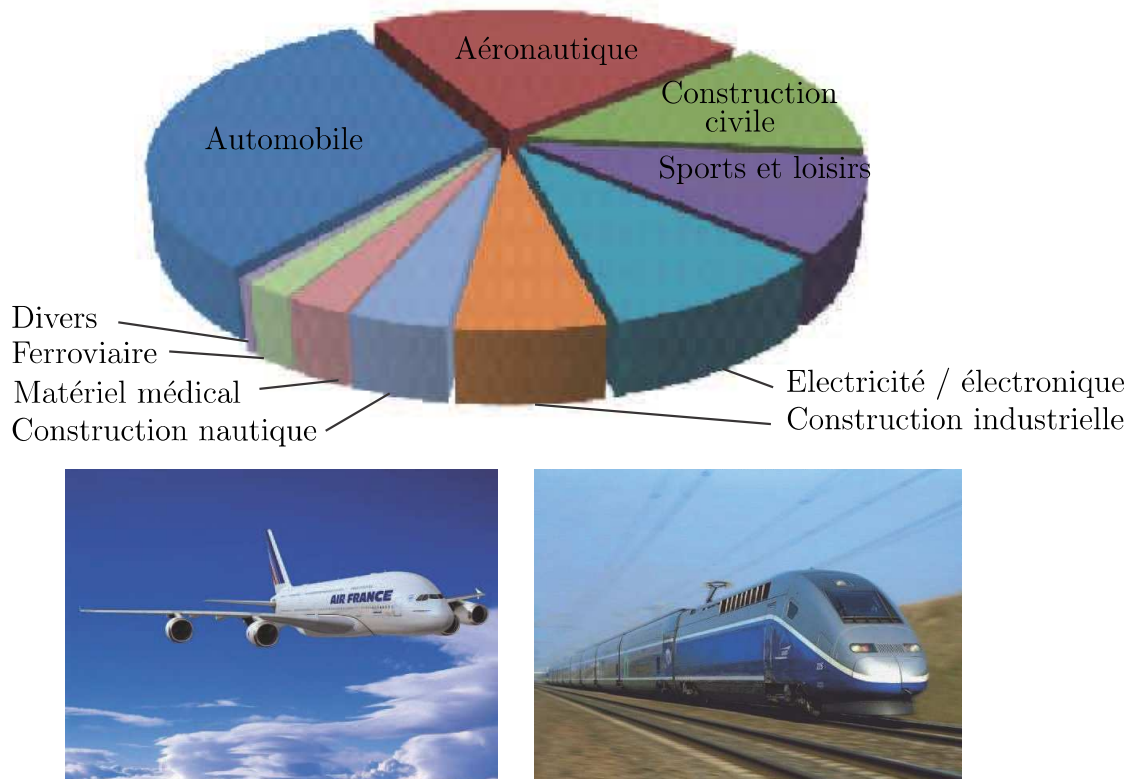


figure 1.1: Secteurs d'utilisation des composites

Néanmoins, avec 300 000 tonnes produites en France l'année 2000, le secteur des matériaux composites est un petit secteur en comparaison avec la production de 18 millions de tonnes de métaux ouvrés chaque année (Chalaye, 2002).

De ce fait, nous nous sommes intéressés dans le cadre de cette thèse de doctorat à la fois aux matériaux composites et métalliques.

1.1.1 Les différents procédés de parachèvement

Qu'une pièce soit réalisée en matériau composite ou métallique, une phase de finition est, à de rares exceptions près, nécessaire. Les objectifs recherchés pour cette finition peuvent être différents selon le type de matériau (composite ou métallique) utilisé.

Sur une pièce métallique ils peuvent être :

- mécaniques (augmentation de la dureté superficielle par écrouissage, élimination des effets de bord au laché de pli et au compactage lors de la mise en forme, ...),
- géométriques (mise à la longueur, obtention d'un état de surface particulier, création de trous de fixations nécessaires à un assemblage, ...),
- esthétiques (obtention d'un aspect visuel particulier).

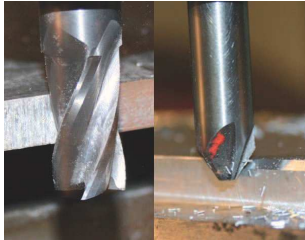
Sur une pièce composite, il s'agit généralement de :

- la mise à longueur et/ou en épaisseur,
- l'élimination des zones affectées par des effets thermiques de bord lors de la mise en forme,
- la création de trous de fixations nécessaires à un assemblage,
- l'obtention d'un état de surface particulier.

Les opérations de finition qui s'appliquent à la fois aux matériaux composites et métalliques sont généralement appelées opérations de **parachèvement**. Elles regroupent donc, quel que soit le matériau travaillé, le détournage, le perçage et le ponçage.

Les principales techniques concernées sont :

L'enlèvement de « copeaux » par des procédés conventionnels



Un outil, mis en rotation par l'intermédiaire d'une broche, est en contact avec la pièce à travailler. L'enlèvement de matière est réalisé par la conjonction de deux mouvements relatifs entre la pièce et l'outil : le mouvement de coupe et le mouvement d'avance. Ce procédé nécessite l'utilisation d'outils spécifiques en fonction du matériau travaillé et des conditions de coupe associées. Cette technique permet de percer et de fraiser (Dessarthe, 1997).

La découpe par jet d'eau ou d'abrasifs



Cette technique est la plus utilisée après les procédés conventionnels. Elle permet la découpe de métaux, pierres, marbres, verres dans des épaisseurs allant jusqu'à 600 millimètres. Sa caractéristique principale est qu'elle assure une découpe à froid, donc sans endommagement ni déformation thermique du matériau, d'où un avantage important pour la découpe des composites. Industriellement cette technique est limitée au perçage et à la découpe (Dessarthe, 1997).

La découpe par laser



Ce procédé permet une découpe précise, nette et rapide de nombreux matériaux jusqu'à 25 mm. La découpe se fait sans effort sur la pièce et la zone affectée thermiquement est assez faible (de l'ordre de 0,5 mm sur les métaux) ce qui permet d'avoir des pièces très peu déformées. L'avantage de ce procédé est qu'il permet des vitesses de coupe importantes (Dessarthe, 1997).

Le ponçage mécanique



L'objectif recherché est un état de surface spécifique. Le décapage mécanique peut se faire selon différentes méthodes en fonction des surfaces à traiter et du résultat attendu: brossage, abrasion au papier émeri, sablage. Ce procédé est encore généralement mis en oeuvre manuellement (Dessarthe, 1997).

Le traitement chimique

Cette technique consiste à utiliser une solution chimique afin de dégraisser ou d'attaquer une pièce. L'attaque chimique par exemple en bains acides vise à éliminer les oxydes formés spontanément puis à régénérer d'autres oxydes plus adhérents et donc plus résistants. Cette technique est moins utilisée que le ponçage mécanique, pour des raisons écologiques, de sécurité et de coût.

La méthode la plus largement utilisée dans l'industrie mécanique est l'enlèvement de copeaux par procédés conventionnels. C'est pourquoi nous nous intéresserons dans le cadre de cette thèse essentiellement à ce procédé de parachèvement. Néanmoins les méthodes et résultats pourront être appliqués à d'autres procédés.

1.1.2 La robotisation des procédés de parachèvement

1.1.2.1 Pourquoi robotiser ces procédés ?

Les étapes de fabrication précédant le parachèvement ont généralement apporté une forte valeur ajoutée à la pièce. C'est pourquoi la principale qualité recherchée pour une méthode de parachèvement est la fiabilité. Or actuellement les opérations de parachèvement sont essentiellement réalisées manuellement, d'où des taux de rebut qui peuvent être importants et qui engendrent, du fait de la forte valeur ajoutée de ces pièces, une perte non négligeable pour l'entreprise. Dans ce cadre, la robotisation de ces opérations de parachèvement peut engendrer :

- La suppression d'opérations manuelles à forte pénibilité pouvant engendrer des troubles musculo-squelettiques,
- Une plus grande précision et répétabilité,
- Un gain en productivité.

Par ailleurs, en 10 ans le coût des robots industriels a été divisé par deux, alors que le coût salarial a augmenté de plus de 30% ([Schramm, 2010](#)). Donc de façon générale, la robotisation des opérations de parachèvement réalisées manuellement entraîne une augmentation de la compétitivité des entreprises.

Certaines opérations de parachèvement sont aussi réalisées sur des machines outils à commande numérique (MOCN). Dans ce cas, la robotisation apporte essentiellement un gain de coût : à iso-volume de travail, un robot coûte environ trois fois moins cher. La robotisation

d'opérations réalisées par une MOCN peut donc également apporter une augmentation de la compétitivité de l'entreprise.

Les avantages et inconvénients de ces solutions de parachèvement en comparant un moyen robotisé avec une machine CN et un opérateur (pris comme référence) sont synthétisés dans le tableau 1.1.

tableau 1.1: *Avantages et inconvénients de la solution robotisée pour des opérations de parachèvement*



Investissement	-	- - -
Qualité	- -	-
Répétabilité	++	++
Sécurité	+	++
Productivité	++	++
Flexibilité	-	- -
Compétitivité	+++	++

Néanmoins, avant de robotiser tout procédé de parachèvement, il est préférable d'effectuer une étude de faisabilité. Dans certains cas, la précision demandée est telle que seule une MOCN spécifique pourra répondre à la demande.

La robotisation des opérations de parachèvement permet généralement d'augmenter la compétitivité des entreprises. Le choix d'un robot s'avère aujourd'hui de plus en plus difficile compte tenu de la diversité croissante des modèles proposés. C'est pourquoi nous présentons dans la section suivante les principales solutions possibles.

1.1.2.2 Les différentes architectures de robots

Il existe de nombreuses définitions des robots. Les plus générales sont présentées dans les dictionnaires et encyclopédies. Les plus détaillées et construites avec un souci de normalisation nationale et internationale ont été apportées par d'importantes associations et groupes de travail tels que la J.I.R.A. (Japan industrial Robot Association), la R.I.A. (Robotic Industries Association) et l'A.F.R.I. (Association Française de Robotique Industrielle). Toutes ces définitions font référence aux notions d'automatisme, d'« intelligence » et de multi-fonctionnalité. Nous retiendrons la définition de l'A.F.R.I., spécifique pour les robots industriels (définition enregistrée par l'A.F.N.O.R. initialement sous le numéro NF E 61-100, devenue aujourd'hui NF EN ISO 8373).

Définition : Il s'agit d'un manipulateur à commande automatique, reprogrammable, multifonction, possédant trois axes de mouvement ou plus, qui peut être soit fixé sur place soit mobile pour l'utilisation dans des applications d'automatisation . Il se présente souvent sous la forme d'un ou plusieurs bras se terminant par un poignet. Son unité de commande utilise, notamment, un dispositif de mémoire et éventuellement de perception de l'environnement. Ces machines polyvalentes sont généralement étudiées pour effectuer la même fonction de façon cyclique et peuvent être adaptées à d'autres fonctions sans modification permanente du matériel.

Par la suite, nous désignerons simplement par « robot » un robot industriel.

Les architectures des robots sont variées et dépendent des domaines d'applications. Nous décrirons les deux classes principales de robots :

- les robots sériels, avec les structures cartésiennes, cylindriques, SCARA (Selected Compliance Assembly Robot Arm), sphériques et anthropomorphes, ...
- les robots parallèles, avec les hexapodes, les tripodes, les DELTA,...

1.1.2.2.1 Robots sériels

L'un des premiers objectifs en robotique était de pouvoir remplacer l'homme lors de tâches pénibles. La conception des manipulateurs s'est donc naturellement inspirée d'une architecture sérielle dite anthropomorphe, comprenant une épaule, un bras et un poignet.

L'architecture d'un robot sériel consiste donc en une succession de corps reliés entre eux par des liaisons rotoïdes (de type pivot) et/ou prismatiques (de type glissière). Cette chaîne ouverte simple présente l'avantage de faciliter la commande du manipulateur. Parmi toutes



les combinaisons possibles, certaines sont particulièrement utilisées dans l'industrie, à savoir les structures anthropomorphes et cartésiennes, illustrées par la figure 1.2.



figure 1.2: Exemples de robots anthropomorphes (à gauche) et cartésiens (à droite)

Les robots à structure anthropomorphe, les plus utilisés dans l'industrie (environ 67 % du marché en 2009, selon l'étude World Robotics 2010¹), présentent des avantages certains par rapport aux robots parallèles :

- Du fait de leur architecture en chaîne ouverte, les robots anthropomorphes ont un espace de travail très important pour un encombrement au sol limité.
- Leur architecture leur confère une grande flexibilité, c'est-à-dire une grande facilité à positionner et orienter l'effecteur dans l'espace de travail.
- Enfin, leur architecture simple, qui s'inspire grandement de celle du bras humain, est relativement facile à modéliser, et de ce fait nécessite une commande moins complexe que pour les robots parallèles. C'est pourquoi ces robots ont été les premiers à être développés.

Leurs principaux inconvénients sont :

- Un faible ratio entre la charge maximale admissible et le poids du robot,
- Une faible précision due aux erreurs accumulées dans chaque articulation. Généralement construites en porte à faux, les articulations doivent contenir les efforts importants imposés par le poids de toute la structure qui les sépare de l'effecteur. De plus, pour une erreur relativement faible au niveau des articulations proches de la base du robot, les erreurs induites au niveau de l'effecteur peuvent être importantes.
- Une inertie importante due aux masses élevées des différents corps et actionneurs, d'où des caractéristiques dynamiques limitées.

1. World Robotics (<http://www.worldrobotics.org/index.php>) est une publication de l'International Federation of Robotics, (<http://www.ifr.org/>)

Ces architectures sont donc particulièrement adaptées pour des opérations nécessitant un espace de travail important et une précision relativement faible.

1.1.2.2.2 Robots parallèles

Un manipulateur parallèle est un mécanisme en chaîne cinématique fermée dont l'organe terminal est relié à la base par plusieurs chaînes cinématiques indépendantes² (Merlet, 2006).

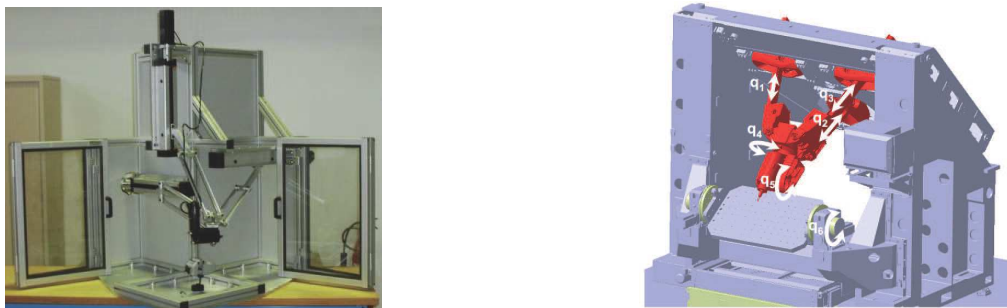


figure 1.3: Exemple de robots parallèles (L'Orthoglide développé à l'IRCCyN à gauche, et le PCI Tripteur X7 utilisé à l'IFMA à droite)

Les robots parallèles sont complémentaires aux robots sériels. Leurs avantages sont principalement :

- Un ratio important entre la charge maximale admissible et la masse du robot,
- Une bonne raideur et précision dues à la fermeture des chaînes cinématiques,
- Des caractéristiques dynamiques intéressantes dues aux faibles masses en mouvement.

Leurs inconvénients sont :

- Une modélisation et commande complexes,
- Un volume de travail faible par rapport à l'encombrement de la machine,
- Une flexibilité limitée dans la mesure où le nombre de procédés pouvant être mis en oeuvre sur ces machines est limité.

Ces architectures sont donc plutôt appropriées pour des tâches nécessitant un comportement dynamique élevé et une raideur importante sur un volume de travail relativement faible (inférieur à 1 m³ environ).

2. Les chaînes cinématiques sont dites indépendantes dans la mesure où elles ne sont reliées que par l'intermédiaire de la base et de la plate-forme mobile du robot.

1.1.3 Conclusion - Cadre du travail

Le parachèvement de pièces métalliques et composites est aujourd'hui l'une des opérations sur lesquelles les gains potentiels d'une automatisation peuvent être très importants. La solution robotisée peut permettre de répondre à cette demande en assurant à la fois une certaine qualité et répétabilité par rapport à une opération manuelle, et un coût raisonnable par rapport à l'achat d'une MOCN. Cela permet donc d'améliorer la compétitivité des entreprises.

Les robots sériels, de par leur flexibilité et leur ratio important entre l'espace de travail et l'empreinte au sol, conviennent davantage à ce type d'applications que les robots parallèles.

Néanmoins, il existe encore des freins à l'utilisation des robots dans l'industrie. Aujourd'hui, lorsqu'un robot est installé en France, un l'est en Suisse, 2 le sont en Italie, 5 le sont en Allemagne et 13 le sont au Japon³. Ce retard est en partie dû aux idées reçues qui perdurent : les robots seraient difficiles à mettre en place et à utiliser; ils seraient également pourvoyeurs de chômage en remplaçant l'opérateur. Ces idées tendent à disparaître progressivement. Par contre ils restent des verrous technologiques qu'il convient de lever pour pouvoir utiliser les robots sériels pour de nouvelles applications telles que le parachèvement.

Dans le cadre de cette étude, nous nous intéresserons aux opérations de parachèvement réalisées par un robot sériel : quels sont les problèmes généralement rencontrés lors du parachèvement robotisé? Peut-on corriger ces défauts tout en conservant les intérêts qui poussent à l'utilisation des robots sériels, à savoir un coût intéressant et une grande flexibilité?

1.2 L'usinage robotisé

Conçus à l'origine pour des opérations de « pick and place », les robots ont aujourd'hui évolué et sont utilisés pour des applications plus diversifiées (soudage, peinture, assemblage...).

1.2.1 Caractéristiques des robots sériels - choix d'un robot adapté à la tâche

Les robots sériels étant les plus adaptés pour des pièces de grandes dimensions et les plus utilisés actuellement dans l'industrie, les constructeurs mettent aujourd'hui à la disposition des industriels une large gamme de produits. Le choix d'un robot est, avec la conception de

3. www.symop.fr



son environnement, crucial pour garantir la réussite d'un projet de robotisation.

Afin d'aider à la compréhension des données techniques qui permettent de choisir un robot adapté à une application, nous plaçons en annexe [A](#) un rappel sur l'architecture et la modélisation géométrique de ces robots sériels.

1.2.1.1 Données techniques

La quantification des performances des robots manipulateurs industriels est essentielle pour permettre à l'utilisateur final de choisir un robot qui lui donnera entière satisfaction. Le choix des critères et des méthodes d'évaluation n'est jamais anodin car il permet de comparer des robots au sein d'une même famille et a des implications commerciales importantes. De nombreux critères de performance ont été définis pour les robots manipulateurs au travers des normes ISO9283 et ANSI R15.05-1.

Les constructeurs fournissent pour les robots industriels un ensemble de données techniques qui concernent :

- le nombre d'axes avec la plage angulaire de chaque axe,
- l'espace de travail,
- la charge utile,
- la répétabilité,
- la vitesse et l'accélération maximales du centre du poignet,
- les conditions générales de travail (position, température, environnement, ...)

L'**espace de travail**, généralement représenté graphiquement, représente l'ensemble des points atteignables par le centre du poignet (point de concourance des trois derniers axes), et ce pour au moins une orientation de l'organe terminal. Cette définition est donc très générale : elle ne permet pas de savoir si le robot pourra, géométriquement, réaliser une tâche dans la mesure où il faut prendre en compte la géométrie de l'effecteur ainsi que l'orientation souhaitée de l'outil. Cette information permet néanmoins d'éliminer certains modèles de robot trop petits par rapport à la tâche à réaliser.

La **charge utile** du manipulateur est celle pour laquelle ses performances en précision, notamment la répétabilité, sont garanties. La charge utile, exprimée par un poids dans les fiches techniques, est généralement traduite dans les spécifications par un couple {poids – distance entre le centre d'inertie de la charge et la bride du robot qui permet la fixation de l'effecteur}.



La **vitesse et l'accélération** en translation et en rotation sont fortement couplées en raison de l'architecture du robot. Les valeurs maximales de vitesses et d'accéléérations fournies par les constructeurs sont associées à des trajectoires test définies par les normes citées plus haut.

1.2.2 Les difficultés rencontrées lors de l'usinage robotisé

L'idée d'usiner avec un robot n'est pas nouvelle. Cependant, il y a peu d'opérations d'usinage robotisées à l'heure actuelle dans le milieu industriel. Plusieurs raisons peuvent être mises en avant pour expliquer cela. Outre les difficultés liées à la prise en main de ces machines (intégration dans la chaîne de production, programmation, formation du personnel, ...), il existe des problèmes liés aux performances des robots.

1.2.2.1 Un problème de précision

Il est évident que les personnes habituées à travailler sur des MOCN, à la vue d'un robot muni d'une broche d'usinage, affirmeront que les problèmes de précision sont inévitables. Pour débiter ce travail de thèse, nous avons réalisé des essais expérimentaux afin de mettre en avant ce problème.

Mise en évidence

Des essais ont été réalisés sur un robot ABB IRB 6660 (figure 1.4). L'objectif de ces essais était d'évaluer la capacité d'un robot industriel à réaliser des opérations d'usinage.

Pour cela, différentes opérations d'usinage ont été réalisées, dont une opération de rainurage en Zig-Zag, représentée sur la figure 1.5.

La mesure de la pièce obtenue a montré des écarts de ± 1 mm par rapport à la trajectoire de consigne. Les tolérances généralement exigées de la pièce à l'issue de son parachèvement étant beaucoup plus faibles, généralement entre quelques dixièmes de millimètres, il est primordial de pouvoir corriger/anticiper cette déformation.



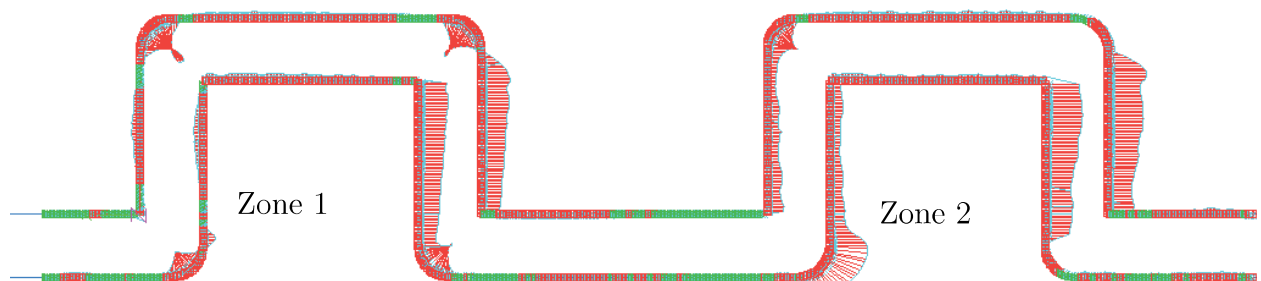
- Robot 6 axes
- Capacité de charge : 205 kg
- Allonge : 1,93 m
- Protection : - IP67 pour le robot complet
 - Protection contre les copeaux
 - Option « Foundry Plus »
- Montage au sol

figure 1.4: Robot ABB IRB 6660

Matière : Alliage d'aluminium aéronautique série 7000

Conditions de coupe :

- $N = 12\,000$ tr/min
- $a_e = 16$ mm
- $a_p = 2.5$ mm
- $f_z = 0.2$ mm/tr



- Zone 1 : Lissage de la trajectoire sur sphère de 1 mm de rayon
- Zone 2 : Zone fine avec temps d'arrêt sur les points de changement de direction

figure 1.5: Essais sur le robot ABB IRB 6660

Cette erreur de position s'exprime sous la forme :

- d'une erreur de position statique :

Lors de la programmation d'une position de l'effecteur, celui-ci va se situer dans une sphère d'un certain diamètre autour de la position programmée. La valeur de ce diamètre est appelée « précision statique » du robot.

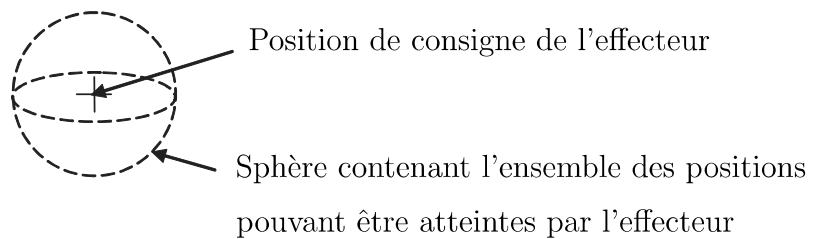


figure 1.6: Définition de l'erreur de position statique

- d'une erreur de position dynamique :

Le problème de position dynamique est aussi appelé problème de suivi de trajectoire. L'effecteur va effectuer la trajectoire programmée en restant dans une zone d'incertitude tout le long de la trajectoire (dans un tube). Cette zone d'incertitude dépend :

- des souplesses de chacun des bras et des articulations du robot,
- du positionnement de chacun des bras les uns par rapport aux autres.

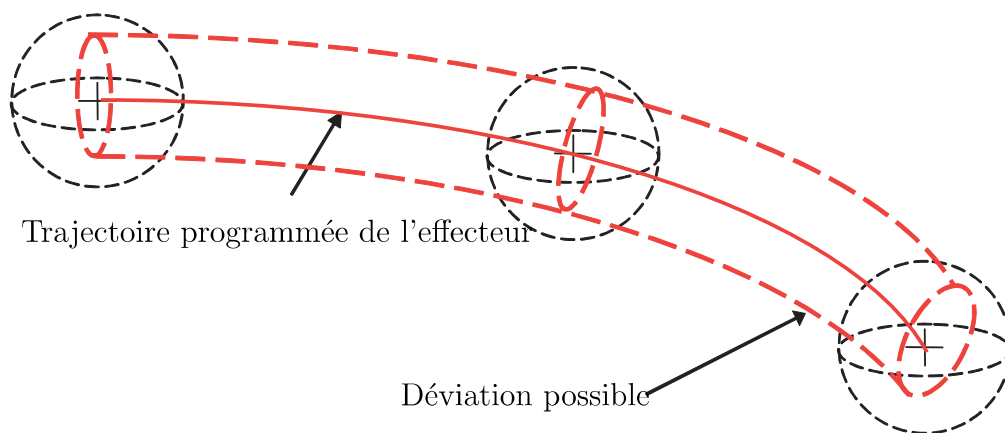


figure 1.7: Définition de l'erreur de position dynamique

Un grand nombre de travaux de recherche est actuellement mené autour des problèmes liés à l'utilisation de robots industriels pour des applications dont les efforts importants affectent la précision du robot : friction stir welding, usinage, ... Les différents essais expérimentaux relatés dans la littérature montrent que les déplacements quasi-statiques des robots suite à l'application d'un effort important est l'un des principaux freins à l'utilisation de ces structures pour ce type d'applications (Abele et al., 2007).

1.2.2.2 Un problème vibratoire

Plusieurs travaux mettent également en avant l'apparition de vibrations à basses fréquences lors de certaines opérations d'usinage. Généralement l'amplitude de variation de cette composante vibratoire est, sur l'effort mesuré en bout du robot, inférieure à 25 % de l'amplitude de la composante quasi-statique (Abele et al., 2007, 2008; Matsuoka et al., 1999; Pan et al., 2006; Olabi et al., 2009, 2010). Ainsi, dans le cadre de ce travail de thèse nous avons d'abord concentré nos efforts à la prise en compte du comportement élasto-statique du robot, complété ensuite par le comportement élasto-dynamique.

1.2.3 Les méthodes de correction existantes

Le développement de nouvelles méthodes permettant de corriger les principaux défauts des robots sériels fait l'objet de différents travaux de recherche. Néanmoins il existe des méthodes d'ores et déjà utilisées dans l'industrie, plus ou moins efficaces et faciles à mettre en oeuvre.

1.2.3.1 L'étalonnage

L'étalonnage d'un robot est un terme générique qui regroupe différents aspects (Quinet & Maurine, 2006). De façon générale, l'étalonnage désigne le fait d'identifier, c'est-à-dire de mesurer, différents paramètres du robot afin de pouvoir prendre en compte dans la commande non plus les valeurs nominales données par le constructeur, mais les valeurs réelles du manipulateur. Ainsi l'impact des tolérances de fabrication sur la précision du manipulateur est diminué. L'avantage de cette opération est l'augmentation de la précision absolue du robot : la vraie position de l'organe terminal du robot correspond mieux à la position calculée à partir du modèle mathématique du robot; cette phase d'étalonnage est nécessaire pour l'utilisation optimale des outils de programmation hors-ligne.

En pratique, l'étalonnage désigne généralement la détermination des valeurs des paramètres géométriques du robot qui permettent de diminuer les erreurs de positionnement de l'organe terminal (Corbel, 2008). Ces valeurs peuvent être légèrement différentes des valeurs vraies de



ces paramètres.

L'étalonnage peut désigner simplement le réglage du zéro de chaque codeur articulaire, ou l'étalonnage complet du robot, c'est-à-dire la mesure de tous ses paramètres géométriques et dynamiques intervenant dans ses différents modèles. Généralement, ce terme désigne l'identification des paramètres géométriques basée sur la recherche d'un ensemble de paramètres permettant de minimiser les erreurs de positionnement de l'effecteur.

Il existe plusieurs systèmes de mesure permettant de calibrer le robot; il s'agit généralement de systèmes de mesure 3D : Système à câbles, Laser Tracker, Système de photogrammétrie, ... La mesure est généralement effectuée sur l'organe terminal du robot. D'autres méthodes existent, telles que la mesure d'une pièce test réalisée par le robot (Chanal, 2006). La détermination des paramètres du robot permettant la minimisation des erreurs de positionnement de l'organe terminal n'étant pas directe, il est nécessaire, une fois les mesures réalisées, d'identifier par le calcul les paramètres souhaités (méthode de minimisation des moindres carrés, ...). L'erreur en précision absolue du robot pouvant atteindre, selon le fabricant, le type de robot et son taux d'usure, quelques millimètres à plusieurs centimètres, l'étalonnage des paramètres géométriques et cinématiques peut réduire cette erreur à moins d'un millimètre dans la plupart des cas. Cela n'est cependant pas suffisant pour les opérations de parachèvement concernées par la présente étude.

1.2.3.2 Le recalage en temps réel

D'abord utilisé lorsque l'environnement du robot est variable (saisie d'un objet en mouvement par exemple), le recalage en temps réel permet également une correction automatique des trajectoires d'un robot. Cette technique trouve des applications dans le suivi d'un cordon de soudure, dans l'insertion d'un piston dans un cylindre, ...

Cette solution adaptative pourrait être utilisée dans le cadre d'un usinage, mais aujourd'hui les algorithmes utilisés sont encore longs à converger, et le surcoût à l'achat du robot pour la mise en place de cette méthode est important. De plus les systèmes de mesure utilisés, pour plus de précision, sont généralement extérieurs au robot (Laser Tracker, caméra, ...). Or l'utilisation de tels systèmes est rendue difficile dans un environnement « d'usinage » de par la présence de copeaux, poussière, huile, ... Cette méthode n'est donc pas retenue dans le cadre de ces travaux de thèse. Elle pourra néanmoins faire l'objet d'études ultérieures.



1.2.3.3 La prise en compte de la charge du robot

Les constructeurs de robots industriels ont développé, au niveau de la commande des manipulateurs, des fonctionnalités particulièrement adaptées aux problématiques des opérations de « pick and place ». La masse de l'effecteur est prise en compte afin de corriger la flexion du robot due à cette charge. Cette masse est également associée à un centre de gravité et à un moment d'inertie afin de pouvoir corriger les flexions du robot en dynamique.

Néanmoins une fois les paramètres de charge du robot saisis, il n'est généralement plus possible de les modifier pendant l'exécution du programme. De plus la correction s'effectue sur une masse, c'est-à-dire sur un effort orienté selon la gravité.

C'est pourquoi cette fonctionnalité ne répond pas entièrement aux problématiques d'un robot usinant : certes les caractéristiques de masse de la broche peuvent être prises en compte, mais il n'est pas possible de corriger les déformations du robot dues à la charge supplémentaire créée par les efforts de coupe. Celle-ci varie à la fois en direction et en intensité. De plus l'effort n'est pas nécessairement orienté selon la gravité.

1.2.4 Conclusion - Objectifs des travaux

Les méthodes existantes pour l'amélioration des performances des robots sériels ne prennent pas en compte les efforts appliqués sur l'effecteur. Or il est primordial, pour corriger le principal défaut de ces robots, à savoir leur souplesse, de pouvoir adapter la correction à la déformation du robot. Or seule la méthode de recalage en temps réel peut y parvenir, mais au prix d'un surcoût important pour l'industriel.

La correction des différents défauts des robots sériels fait également l'objet d'un grand nombre de travaux de recherche, portant notamment sur : (i) l'optimisation de la trajectoire de l'outil en considérant à la fois les performances cinématiques et dynamiques du robot (Kim & Sarma, 2002; Matsuoka et al., 1999); (ii) la détermination des paramètres de coupe optimaux pour éviter la vibration de l'outil (Matsuoka et al., 1999; Pan et al., 2006); (iii) l'analyse de la raideur robot (Nagata et al., 2007); (iv) la détermination d'indices de performance des robots (Zhang et al., 2005; Nawratil, 2007; Kucuk & Bingul, 2006).

Il n'existe actuellement pas de solution qui réponde à la fois à la problématique industrielle et scientifique posée ici : la solution doit permettre de corriger l'imprécision du robot lorsque celui-ci est soumis à une charge importante tout en étant d'un coût raisonnable et d'une mise en oeuvre simple afin de ne pas aller à l'encontre de l'objectif premier d'une entreprise qui robotise son outil de fabrication, à savoir la recherche d'une plus grande compétitivité. Il est donc nécessaire de développer de nouvelles méthodes de travail permettant de corriger ces principaux défauts. A cet effet nous avons dans un premier temps analysé les différentes



modélisations existantes concernant les comportements élasto-statiques et élasto-dynamiques de ces robots industriels. Une fois cette étude réalisée, nous avons travaillé sur chacun de ces modèles afin de les adapter aux spécifications de ce travail. Une fois adaptés, nous les avons utilisés pour développer des solutions afin de corriger les principaux défauts rencontrés lors des opérations d'usinage robotisées.

1.3 Analyse du comportement élasto-statique des robots sériels

Le comportement élasto-statique d'un robot définit sa réponse lorsqu'une charge (force et moment) est appliquée sur son effecteur. Cette réponse permet de définir la raideur du robot, c'est-à-dire la relation entre les déplacements angulaires et linéaires de l'effecteur lorsque ce dernier est soumis à un chargement.

Les robots ont deux sources principales de flexibilité : les souplesses localisées dans les corps/bras, et celles localisées dans les articulations (qui comprennent celles des moteurs et des transmissions). On distingue plusieurs modélisations du comportement élasto-statique des robots en fonction des hypothèses faites à ce niveau : certaines considèrent les corps et les liaisons comme flexibles ([Pashkevich et al., 2008](#)) , d'autres font l'hypothèse de flexibilités des liaisons négligeables devant celles des corps ([Marcelo et al., 1997](#)), et d'autres l'inverse ([Alici & Shirinzadeh, 2005](#); [Gosselin, 1990](#)).

Lorsque le robot étudié est constitué de bras élancés, comme c'est généralement le cas pour les robots parallèles, les corps sont les éléments flexibles principaux. A l'inverse, pour la majorité des robots industriels sériels à six degrés de liberté, la source principale de flexibilité se trouve dans les liaisons ([Zhang et al., 2005](#); [Abele et al., 2007](#); [Alici & Shirinzadeh, 2005](#)). Nous avons donc étudié la littérature spécifique à la modélisation du comportement de ces robots, c'est-à-dire lorsque les liaisons sont considérées comme flexibles, quelle que soit l'hypothèse faite sur la souplesse des corps.

1.3.1 Modélisation élasto-statique des robot sériels

Il existe plusieurs modélisations du comportement élasto-statique d'un mécanisme polycarticulé. La plus utilisée est celle présentée dans ([Chen & Kao, 2000](#)). Or cette dernière n'étant valable que pour les manipulateurs déchargés, d'autres modèles ont été développés afin de pouvoir prendre en compte la charge imposée sur l'effecteur du robot. Le modèle



élasto-statique le plus utilisé est basé sur la « Conservative Congruence Transformation » (CCT), introduit dans (Chen, 2003).

Les modélisations ont ensuite été adaptées en fonction des différentes flexibilités prises en compte : celles des liaisons uniquement, ou bien celles des corps, ou encore les deux.

L'objet de cette étude n'est donc pas le développement d'un modèle élasto-statique pour les robots sériels, mais l'identification des paramètres nécessaires pour l'utilisation de ces modèles existants. En effet, la plupart d'entre eux ont été validés numériquement. Rares sont les modèles validés sur un robot existant, et lorsque c'est le cas il s'agit généralement de robots de laboratoire sur lesquels les chercheurs disposent d'une grande liberté concernant les essais à réaliser. Or les méthodes généralement mises en oeuvre sont difficilement utilisables dans un contexte industriel (difficulté de mise en oeuvre technique et temps d'immobilisation pouvant être important), ou nécessitent des informations non connues généralement. Par exemple Khalil et Besnard ont développé une méthode d'identification des paramètres géométriques et élastiques des robots pour laquelle il est nécessaire de connaître les valeurs nominales des paramètres à identifier (Khalil & Besnard, 2002). Ces valeurs n'étant pas fournies par les constructeurs et variant selon le robot et notamment sa charge admissible, cette méthode est difficilement utilisable industriellement.

1.3.2 Identification des paramètres intervenant dans la modélisation élasto-statique

Les paramètres nécessaires pour l'utilisation d'un modèle élasto-statique sont d'une part les paramètres géométriques du robot, et d'autre part ses flexibilités : celles des corps et/ou liaisons.

Identification des raideurs des corps

En utilisant le modèle géométrique volumique du robot, lorsque celui-ci est disponible, il est possible d'obtenir les matrices de raideur des différents corps du robot. L'une des méthodes possibles est présentée dans (Benchobba, 2010). Elle consiste à étudier, via un logiciel de calcul par éléments finis, chaque corps du robot pris séparément. Une fois le corps isolé, celui-ci est encasté au niveau de la liaison située au plus près de la base, et des efforts sont successivement appliqués à son autre extrémité. Pour chaque effort/couple appliqué, le déplacement en bout du bras est mesuré. La matrice de raideur d'un élément reliant les déplacements en rotation et en translation du bout de l'élément aux couples et efforts appliqués au même endroit, il est possible à l'issue de ces mesures de déduire cette matrice de raideur. Néanmoins le



modèle CAO du robot n'est généralement pas disponible, ou bien seulement de façon partielle et insuffisante. Il est donc nécessaire de pouvoir identifier expérimentalement les raideurs des bras du robot.

Identification des raideurs articulaires

Le modèle développé par Salisbury en 1982 (Salisbury & Craig, 1982), communément admis mais valable uniquement pour des robots non chargés, est utilisé dans de nombreux travaux, même pour l'identification des raideurs de robots chargés. Le modèle basé sur la transformation de congruence conservatrice, présenté dans (Chen, 2003), prend en compte la charge appliquée sur le robot. Il a été utilisé dans (Alici & Shirinzadeh, 2005) afin d'identifier les trois premières raideurs articulaires d'un robot 6R à partir de l'évaluation de la translation de l'effecteur soumis à une charge.

Deux méthodes ont été présentées dans (Abele et al., 2007) pour évaluer la matrice de raideur cartésienne (CaSM) d'un robot 5R. La première méthode consiste à immobiliser toutes les liaisons sauf une pour en mesurer la raideur, et à répéter la procédure pour chacune d'elles. Ainsi, seules cinq mesures sont nécessaires pour pouvoir ensuite évaluer la CaSM du robot au travers de tout son espace de travail. Toutefois, l'immobilisation des liaisons n'est pas une tâche facile, et difficilement envisageable sur un robot industriel déjà implanté sur site. La deuxième méthode présentée consiste à mesurer le déplacement de l'effecteur du robot soumis à un effort particulier, et ce, en un grand nombre de configurations du robot réparties sur tout son espace de travail. Ainsi, pour cet effort donné, le déplacement de l'effecteur du robot peut être évalué sur la base d'interpolations à partir de nombreuses mesures effectuées. Cette méthode donne de meilleurs résultats, mais de nombreuses configurations doivent être testées afin d'obtenir une bonne approximation de la CaSM du robot au travers de son espace de travail cartésien. Le fait que les résultats obtenus à partir de cette méthode soient meilleurs que ceux obtenus par la première méthode s'explique par le fait que les raideurs de chacun des corps sont prises en compte dans les mesures. La première méthode utilise un modèle développé sur l'hypothèse des corps rigides, mais le protocole d'identification des raideurs articulaires utilisé pour « alimenter » ce modèle ne prend pas en compte les déformations des corps. Au contraire, toutes les déformations sont prises en compte avec la seconde méthode.

Pham et al. (Pham et al., 2001) ont proposé une méthode pour l'identification de la raideur des liaisons basée sur un modèle dynamique du robot. Cette méthode nécessite un contrôle en boucle fermée et en temps réel des courants circulant dans les actionneurs du robot. Par



conséquent elle est relativement difficile à mettre en oeuvre sur tout robot industriel (problèmes d'accessibilité aux différentes variables nécessaires, problèmes de gestion des différents langages, réticence des industriels pour l'application de cette méthode sur des robots utilisés en production).

Enfin, ces travaux font l'hypothèse que la souplesse de chaque articulation rotoïde est principalement localisée autour de son axe. Néanmoins aucune de ces études ne démontre que les souplesses radiales peuvent être négligées.

1.3.3 Conclusion

Les opérations de parachèvement pouvant exercer des efforts importants sur le robot, il est nécessaire que celui-ci soit le plus raide possible. Les robots sériels 6R standards présentent aujourd'hui des flexibilités importantes et considérées comme le frein principal à leur utilisation pour des opérations de parachèvement. Il est donc nécessaire de pouvoir prendre en compte cette souplesse afin de développer des méthodes de travail permettant de limiter les défauts engendrés par cette flexibilité. Pour cela il est nécessaire de modéliser le comportement élasto-statique du robot.

L'objet de ce travail de thèse n'est pas de développer un nouveau modèle élasto-statique. Il s'agit dans un premier temps d'étudier les différentes sources de flexibilité des robots sériels 6R afin de pouvoir choisir une modélisation élasto-statique adaptée aux robots sériels en particulier. En analysant ainsi les sources de flexibilité à prendre en compte dans le modèle, il est possible de limiter le nombre de paramètres à identifier tout en préservant la justesse du modèle. Cette détermination est décrite au chapitre 2.

Enfin, pour pouvoir utiliser le modèle élasto-statique choisi, il est nécessaire d'identifier les paramètres géométriques et élasto-statiques qui interviennent. L'identification des paramètres géométriques se fait par mesure au Laser Tracker. Quant à l'identification des raideurs articulaires, elle a fait l'objet de quelques travaux de recherche (Alici & Shirinzadeh, 2005; Abele et al., 2007). Cependant, il n'existe pas à notre connaissance de méthodes dans la littérature permettant d'identifier les six raideurs articulaires avec un protocole viable industriellement, c.a.d. robuste et rapide à mettre en oeuvre. Nous avons donc développé une méthode d'identification qui est présentée au chapitre 2.



Une fois le modèle élasto-statique choisi et ses paramètres identifiés, il est possible de travailler sur le développement de méthodes pour limiter les défauts engendrés par les flexibilités des robots sériels 6R.

1.4 Analyse du comportement élasto-dynamique des robots sériels

La modélisation du comportement dynamique des robots a d'abord été étudiée afin de pouvoir élaborer des lois de commande adaptées à ces manipulateurs. Ensuite cette analyse est devenue nécessaire afin de comprendre puis corriger les défauts d'ordre vibratoire rencontrés lors de l'utilisation de ces machines. La plupart de ces robots étant conçus pour avoir une raideur importante malgré leur architecture sérielle, ils sont généralement constitués d'éléments massifs, ce qui limite leurs performances dynamiques.

Les premiers modèles ne prenaient en compte aucune source de flexibilité. Puis ils ont progressivement été améliorés en prenant en compte différentes sources de flexibilité.

Les modèles analytiques sont généralement obtenus à partir des principes énergétiques. Les bras stockent de l'énergie cinétique et potentielle, de part leur position dans l'espace et leur élasticité (si elle est prise en compte). Il en est de même pour les liaisons flexibles dont la souplesse peut généralement être modélisée par un ressort de torsion pouvant stocker une énergie potentielle.

Tout comme pour la modélisation élasto-statique, plusieurs hypothèses peuvent être faites concernant la nature des flexibilités à prendre en compte. Aujourd'hui, la plupart des travaux de recherche concernant le comportement élasto-dynamique des robots prennent en considération un système mécanique aux bras flexibles et liaisons rigides. Ceci s'explique par l'intérêt actuel porté pour les robots à architecture parallèle, pour lesquels les bras sont considérés flexibles par rapport aux articulations. Il existe encore peu de travaux tenant compte de la flexibilité des liaisons et des corps.

1.4.1 Modélisations corps rigides - liaisons flexibles

L'amélioration des modèles dynamiques par la prise en compte des raideurs des liaisons conduit à la définition des premiers modèles élasto-dynamiques des robots. En effet, pour de nombreux robots, l'élasticité est concentrée au niveau des liaisons. Les moteurs et transmissions, sources de cette élasticité, sont généralement modélisés par des ressorts de torsion localisés au niveau des liaisons. En effet, du fait de leur faible inertie, l'énergie cinétique



stockée est faible. Cette méthode suffit donc généralement pour modéliser leur impact sur la dynamique du robot (Dwivedy & Eberhard, 2006).

Un grand nombre de travaux sur cette modélisation aux liaisons flexibles et corps rigides existe dans la littérature (Spong, 1987; Zhang & Angeles, 2005; Bonnemains, 2009). Spong (Spong, 1987) a modélisé un robot par un système à n corps rigides reliés entre eux par n liaisons flexibles, chacune d'entre elles étant considérée comme un ressort linéaire de torsion. L'effet des forces gyroscopiques dû à la rotation de chacun des moteurs ayant été négligé, un modèle simple a été obtenu, et est aujourd'hui largement utilisé notamment pour la commande de ces manipulateurs.

Lorsque l'hypothèse des corps rigides et des liaisons flexibles est faite, le modèle élasto-dynamique s'écrit simplement lorsque :

- les déformations angulaires localisées dans les liaisons sont faibles, et donc restent dans le domaine élastique,
- les masses des moteurs sont négligées devant celles des corps,
- l'amortissement est négligé.

Dans ce cas, le modèle élasto-dynamique s'écrit (De Luca & Wayne, 2008; Angeles & Park, 2008) :

$$\mathbf{M}_\theta \Delta \ddot{\theta} + \mathbf{K}_\theta \Delta \theta = \Delta \tau \quad (1.1)$$

$\Delta \theta$ étant une petite variation de la variable θ autour de sa position d'équilibre. $\mathbf{M}_\theta$ est la matrice d'inertie du robot, symétrique et définie positive. Ses éléments sont fonction des variables articulaires θ . $\mathbf{K}_\theta$ est la matrice de raideur du robot, et $\Delta \tau$ est la variation des couples articulaires. Les deux matrices $\mathbf{K}_\theta$ et $\mathbf{M}_\theta$ sont exprimées dans l'espace articulaire du robot. Ce modèle, communément admis, permet donc de tenir compte de la flexibilité des liaisons.

1.4.2 Modélisations corps flexibles - liaisons flexibles

La prise en compte dans le modèle élasto-dynamique des flexibilités localisées dans les corps du robot est complexe. Les bras peuvent être soumis à de la torsion, de la flexion et de la compression. La torsion stocke de l'énergie essentiellement sous forme potentielle du fait du faible moment d'inertie autour de l'axe du bras. A l'inverse, la compression stocke de l'énergie essentiellement sous forme cinétique du fait de la forte raideur du bras en compression, et de ce fait une simple masse permet de prendre en compte ce comportement dynamique. Enfin, la flexion des bras est généralement prise en compte en modélisant les corps par des



poutres. Selon l'hypothèse faite concernant le rapport longueur sur section de ces éléments, la modélisation est faite en utilisant soit les hypothèses des poutres d'Euler-Bernoulli, soit en utilisant celles de Timoshenko (Yang & Sadler, 1999).

Il y a donc plusieurs modèles selon les flexibilités prises en compte dans les bras (Bouzgarrou et al., 2002; Yoshikawa et al., 2001). Néanmoins, les paramètres élasto-dynamiques qui sont introduits pour l'écriture de ces modèles sont généralement difficiles à identifier.

1.4.3 Identification des paramètres intervenant dans la modélisation élasto-dynamique

Une fois la modélisation élasto-dynamique du manipulateur effectuée, il s'agit d'identifier l'ensemble des paramètres intervenant dans le modèle. Pour cela, les techniques d'identification les plus utilisées consistent à décrire les équations de mouvement du manipulateur en faisant intervenir linéairement un vecteur contenant les paramètres à identifier, afin d'en déduire une trajectoire excitant au maximum tous les paramètres à identifier. Pendant que le robot effectue cette trajectoire, les vitesses et/ou couples articulaires sont mesurés. À partir de ces informations le vecteur des paramètres est évalué (Gautier & Khalil, 1988). Il est également possible d'identifier les paramètres élasto-dynamiques du modèle en imposant numériquement et expérimentalement une même consigne, puis en minimisant de la quantité {variable de sortie mesurée - variable de sortie simulée} (Abba & Sardain, 2003).

1.4.4 Méthodes de limitation des vibrations

Les vibrations peuvent engendrer des marques sur la pièce usinée. C'est pourquoi plusieurs travaux de recherche ont été effectués pour limiter des vibrations des robots manipulateurs. Les techniques mises au point concernent soit la commande directement, soit le process. Ainsi, le développement de nouvelles lois de commande et de filtres spécifiques (Chang & Park, 2005; Park & Lee, 2008) apporte une première réponse à ce problème. Au niveau du process, des méthodes d'optimisation de la trajectoire des robots permettent également d'atténuer les vibrations, par exemple en limitant le jerk de chaque articulation (Olabi et al., 2009, 2010; Béarée et al., 2005).

Dans le cadre de ce travail de thèse, ces méthodes n'ont pas été mise, en oeuvre dans la mesure où les défauts rencontrés sur les pièces sont avant tout liés à un problème élasto-statique de flexibilité du robot.



1.4.5 Conclusion

La modélisation élasto-dynamique des robots sériels est aujourd'hui à la fois simple et complexe : si seules les liaisons du robot sont considérées comme flexibles, alors il est relativement simple. Lorsque la flexibilité des corps est prise en compte, la modélisation élasto-dynamique du robot ainsi que l'identification des paramètres du modèle sont plus complexes.

Dans le cadre de ce travail de thèse de doctorat, l'étude du comportement élasto-dynamique des robots vise à définir les procédés de parachèvement dans de bonnes conditions afin d'éviter les vibrations dommageables du robot sur la pièce usinée. Ainsi, nous attacherons de l'importance à l'évaluation des fréquences propres du robot dans un premier temps. Pour cela nous travaillerons à la fois sur l'exploitation des modèles existants et sur l'identification expérimentale de ces fréquences propres.

1.5 Conclusion générale

Le parachèvement de pièces métalliques et composites est généralement réalisé manuellement ou sur une machine outil. Ce dernier cas nécessite des investissements lourds qui sont parfois difficiles à amortir. Aujourd'hui, la concurrence internationale jouant un rôle de « catalyseur », elle pousse les industriels à chercher de nouveaux moyens techniques pour réduire les investissements tout en garantissant, voire en l'améliorant, la qualité de leur production. Dans ce cadre, la robotisation paraît être le meilleur axe de développement dans de nombreux secteurs comme l'aéronautique, le nautique, l'automobile haut de gamme et l'équipement des sanitaires. C'est aussi valoriser la robotisation comme une alternative à la délocalisation de certaines productions. Il est utile de rappeler que si la France comptait 33 470 robots actifs fin 2007, on en dénombrait 62 000 en Italie et plus de 140 000 en Allemagne.

Dans un souci de compétitivité, l'utilisation des robots sériels plutôt que parallèles semble être pertinente aux vues des applications concernées par cette étude. Néanmoins ces robots effectuent aujourd'hui généralement des opérations de « pick and place » ou de soudure et/ou peinture. Ces opérations ne nécessitent pas d'avoir un comportement raide du robot : soit la charge qui lui est mise en bout est importante, mais la précision requise est faible, soit l'inverse. Or, pour des opérations de parachèvement, le robot doit avoir un comportement le plus raide possible, car les efforts exercés sur l'effecteur sont importants et surtout variables, et la précision demandée est généralement elle aussi importante.



Cette thèse propose de développer et de valider des méthodes spécifiques, mais ré-exploitablees afin de lever, au moins partiellement, les verrous technologiques qui empêchent actuellement la réalisation des opérations de parachèvement de pièces métalliques et composites par un robot.

Dans ce premier chapitre, nous avons montré les différentes solutions industrielles existantes, ainsi que les principaux travaux de la recherche dans ce domaine. Actuellement il n'existe pas de solution financièrement abordable et de mise en oeuvre simple permettant de corriger l'imprécision du robot lorsque celui-ci est soumis à une charge importante. Il est donc nécessaire de développer de nouvelles méthodes adaptées à cette problématique. Au travers de ce premier chapitre, deux principaux axes d'études ont été abordés, à savoir les comportements élasto-statique et élasto-dynamique des robots sériels. Le premier fait l'objet des chapitres 2 et 3 de ce mémoire, l'un décrivant la méthode d'identification développée dans le cadre de cette thèse, et l'autre concernant son application sur le robot industriel KUKA KR270. Le second axe sur les aspects dynamiques fait l'objet du chapitre 4. Enfin, à partir de la compréhension de ces deux comportements des robots sériels, des méthodes de travail adaptées au parachèvement ont été développées et sont présentées dans le chapitre 5 qui synthétisera les approches.



2

Méthode d'identification des raideurs articulaires

2.1	Analyse des sources de flexibilité	34
2.1.1	Analyse des flexibilités localisées dans les corps	34
2.1.2	Analyse des flexibilités localisées dans les liaisons	47
2.1.3	Conclusion	51
2.2	Modélisation élasto-statique du robot	52
2.3	Identification des raideurs articulaires	54
2.3.1	Evaluation des raideurs articulaires	54
2.3.2	Configurations optimales minimisant l'influence de $\mathbf{K}_C$ sur $\mathbf{K}_X$	57
2.3.3	Configurations optimales en fonction des performances cinématiques	59
2.3.4	Robustesse de la méthode	61
2.3.5	Synthèse	66
2.4	Conclusions	67

La souplesse des robots sériels, autrement dit leur manque de raideur, est présentée comme leur principal défaut pour la réalisation d'opérations les sollicitant fortement en terme d'efforts appliqués sur l'effecteur (Dumas et al., 2011b). C'est pourquoi il est nécessaire de quantifier cette souplesse afin d'utiliser ces robots pour réaliser des opérations de parachèvement. Un modèle de raideur est nécessaire pour prédire le déplacement de l'outil. Ainsi, pour une opération donnée, différentes stratégies de correction pourront être envisagées selon les défauts estimés.

Les robots sériels étant constitués d'un ensemble d'éléments en série {corps – liaisons – transmissions}, il faut préalablement estimer dans quelle mesure chaque élément participe aux défauts constatés lors d'une opération d'usinage; ceci permettra de valider ou non l'hypothèse des corps rigides et des liaisons flexibles, communément admise dans la littérature sans pour autant y être justifiée. Une première analyse basée à la fois sur des expérimentations et sur des simulations numériques nous permettra de choisir une modélisation élasto-statique adaptée au comportement du robot. Il en existe deux principales ((Zhang et al., 2005; Abele et al.,

2007) et (Alici & Shirinzadeh, 2005; Chen, 2003)), selon les hypothèses faites sur les flexibilités à prendre en compte et sur la charge à laquelle est soumis le robot.

Ensuite il s'agit d'identifier les paramètres du modèle via un protocole viable d'un point de vue industriel. Le protocole développé devra permettre d'identifier les six raideurs articulaires (et non seulement quelques unes, comme c'est généralement le cas dans la littérature (Alici & Shirinzadeh, 2005; Abele et al., 2007)), en utilisant un modèle élasto-statique adapté au cas d'un robot « chargé ». Aujourd'hui il n'existe pas de méthode simple permettant d'identifier les six raideurs articulaires d'un robot sériel en utilisant un modèle élasto-statique adapté au cas des robots « chargés », c'est-à-dire pour lequel des efforts sont appliqués sur son effecteur.

Enfin, contrairement aux méthodes présentées dans le chapitre 1, ce protocole devra permettre d'identifier rapidement et facilement les raideurs articulaires de tout robot sériel quel que soit le constructeur. C'est pourquoi nous limiterons l'utilisation de la baie de commande du robot. De plus, nous utilisons les modèles CAO volumiques du robot KUKA KR270 obtenus auprès du constructeur afin de valider nos hypothèses, mais le protocole développé ensuite ne devra pas nécessiter la connaissance de ces modèles. Enfin, la robustesse de la méthode développée devra être démontrée.

2.1 Détermination des principales sources de flexibilité des robots sériels

Dans la littérature deux hypothèses sont communément faites pour développer le modèle élasto-statique des robots sériels, à savoir :

- la souplesse des corps est négligée devant celle des liaisons (Alici & Shirinzadeh, 2005; Zhang et al., 2005),
- chaque liaison pivot peut être modélisée par un ressort de torsion autour de l'axe géométrique de la liaison.

Dans le cadre de mon travail de recherche, plusieurs méthodes ont été développées afin de vérifier ces hypothèses.

2.1.1 Analyse des flexibilités localisées dans les corps

Afin de vérifier la première hypothèse, deux approches ont été menées, l'une expérimentale et l'autre numérique (Méthode des Eléments Finis).



2.1.1.1 Analyse expérimentale

L'objectif de cette analyse est de vérifier si les corps d'un robot sériel 6R, en l'occurrence ici un robot KUKA KR270, peuvent être considérés comme rigides. Nous avons donc réalisé des essais qui ont permis de mesurer les déformations des corps supposés les plus flexibles du robot, à savoir les deuxième et troisième corps.

1. Description des essais et acquisition des données

Pour analyser les déformations des corps du robot, nous avons réalisé des essais afin de mettre en évidence ces déformations. A cet effet, pour plusieurs configurations du robot, des charges importantes, c'est-à-dire proches de la charge maximale admissible du robot, ont été appliquées sur son effecteur. S'agissant d'une masse portée, l'effort est toujours orienté, dans cette partie de l'étude, selon un axe vertical. Avant et pendant l'application de cet effort, les positions de plusieurs points positionnés sur le robot ont été mesurées à l'aide de différents systèmes de mesure.

Nous avons utilisé deux moyens disponibles sur le marché. Le premier, un système de photogrammétrie 3D, offre l'avantage d'obtenir une image réaliste de l'ensemble de la déformation du robot. Le second, un Laser Tracker, est environ dix fois plus précis¹ que le moyen précédent, mais l'acquisition des coordonnées des points étant plus lente, le nombre de cibles mesurées est moins important.

(a) Système de photogrammétrie PONTOS

Le système de mesure PONTOS est développé par la société GOM² : deux caméras prennent des images du robot sur lequel plusieurs pastilles ont été collées. Le logiciel reconnaît ensuite ces points et calcule, pour chaque image enregistrée, leurs coordonnées cartésiennes dans l'espace par triangulation.

L'analyse quantitative des déformations des corps à partir des mesures obtenues n'est pas significative à cause de l'imprécision du système de mesure (du millimètre au dixième de millimètre³) par rapport à la quantité à mesurer (déformation de l'ordre de quelques dixièmes de millimètre au sein d'un même corps). C'est pourquoi nous avons choisi un système de mesure plus précis, le Laser Tracker commercialisé par la société FARO.

1. annexe C

2. www.gom.com

3. annexe C

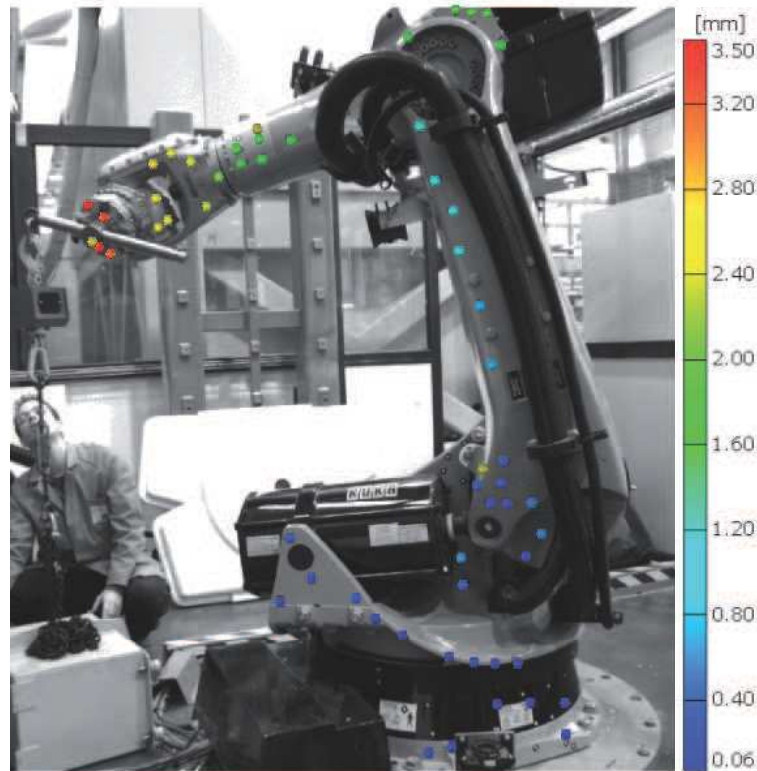


figure 2.1: Déplacements de plusieurs points répartis sur l'ensemble du robot pour une masse de 270 Kg suspendue en bout du robot, évalués par le système de photogrammétrie 3D

(b) Système de mesure Laser Tracker

Ce système utilise un laser permettant de mesurer avec précision la distance entre la source et le point mesuré, ou cible, repéré par un rétro-réflecteur (appelé SMR, *Spherically Mounted Retroreflectors*). La source du laser est montée sur une « tête » munie de deux codeurs orientés orthogonalement. À partir de l'angle de chaque codeur et de l'information du laser, la position du point est mesurée. La précision obtenue par le Laser Tracker FARO⁴ utilisé pour nos essais est de l'ordre de deux à trois centièmes de millimètre⁵.

Les essais réalisés sont identiques aux précédents. Des cibles ont été placées sur les corps 2 et 3, comme indiqué sur la figure 2.2, ainsi qu'en bout de robot. Cette dernière cible n'est pas directement utilisée pour l'analyse de la déformation des corps mais permet d'avoir la mesure de la déformation totale du robot en translation, et donc d'évaluer ensuite la part du déplacement de l'effecteur due aux déformations

4. www.faro.com

5. annexe C

des corps 2 et 3 du robot. A l'issue des mesures, nous obtenons, pour chaque cible, la position déformée (lorsque la charge est appliquée sur l'effecteur) et déchargée (robot à vide).

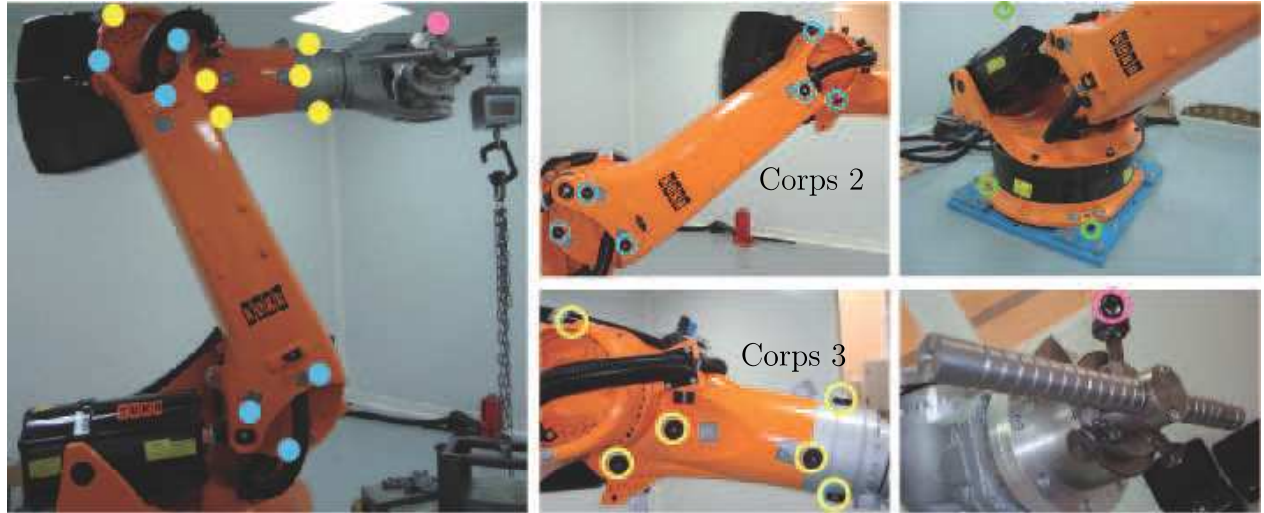


figure 2.2: Points mesurés par le système Laser Tracker

2. Traitement des données

Afin de pouvoir quantifier les déformations des corps 2 et 3, nous avons créé, à partir des cibles placées sur le robot (figure 2.2), un repère en amont et en aval de chaque corps (figure 2.3). C'est pourquoi des triplets de cibles ont été positionnés à chaque extrémité de ces corps. Les cibles ont été éloignées les unes des autres afin d'améliorer la précision de définition du repère créé, tout en restant assez proches les unes des autres afin de pouvoir considérer un mouvement de corps solide entre les cibles d'un même triplet. Les repères définis sont appelés $\mathcal{R}_{21}$ et $\mathcal{R}_{22}$ pour le corps 2, et $\mathcal{R}_{31}$ et $\mathcal{R}_{32}$ pour le corps 3. A chaque repère $\mathcal{R}_i$ correspondent des axes $\mathbf{x}^i$, $\mathbf{y}^i$ et $\mathbf{z}^i$, définis par les trois cibles correspondantes placées sur le robot. Ces repères sont exprimés dans le repère de base du robot, $\mathcal{R}_0$.



figure 2.3: Positions des différents repères créés sur le robot

Chaque repère $\mathcal{R}_{i=\{21,22,31,32\}}$ est défini robot chargé ($\mathcal{R}_i^c$), puis robot à vide ($\mathcal{R}_i^d$). Nous obtenons ainsi les matrices de transformation homogène suivantes :

- ${}^0T_{21}^d$, matrice de transformation entre les repères $\mathcal{R}_0$ et $\mathcal{R}_{21}^d$,
- ${}^0T_{22}^d$, matrice de transformation entre les repères $\mathcal{R}_0$ et $\mathcal{R}_{22}^d$,
- ${}^0T_{21}^c$, matrice de transformation entre les repères $\mathcal{R}_0$ et $\mathcal{R}_{21}^c$,
- ${}^0T_{22}^c$, matrice de transformation entre les repères $\mathcal{R}_0$ et $\mathcal{R}_{22}^c$,
- ${}^0T_{31}^d$, matrice de transformation entre les repères $\mathcal{R}_0$ et $\mathcal{R}_{31}^d$,
- ${}^0T_{32}^d$, matrice de transformation entre les repères $\mathcal{R}_0$ et $\mathcal{R}_{32}^d$,
- ${}^0T_{31}^c$, matrice de transformation entre les repères $\mathcal{R}_0$ et $\mathcal{R}_{31}^c$,
- ${}^0T_{32}^c$, matrice de transformation entre les repères $\mathcal{R}_0$ et $\mathcal{R}_{32}^c$.

L'objectif est d'évaluer uniquement les déformations des corps. Compte-tenu de l'amplitude de ces déplacements par rapport aux dimensions de ces corps, nous faisons

l'hypothèse des petits déplacements et cherchons à évaluer le torseur de petit déplacement des corps 2 et 3 dus uniquement à la déformation de ces corps. Il s'agit donc d'exprimer les matrices de transformation ${}^{22^d}\mathbf{T}_{22^c, \text{corps } 2}$ et ${}^{32^d}\mathbf{T}_{32^c, \text{corps } 3}$. Afin de ne considérer que la déformation des corps, il est nécessaire dans l'évaluation de ces matrices de recaler les repères $\mathcal{R}_{21}^c$ et $\mathcal{R}_{31}^c$ sur les repères $\mathcal{R}_{21}^d$ et $\mathcal{R}_{31}^d$ (voir figure 2.4). Ainsi, les déformations entre la base du robot et le corps analysé ne sont plus prises en compte.

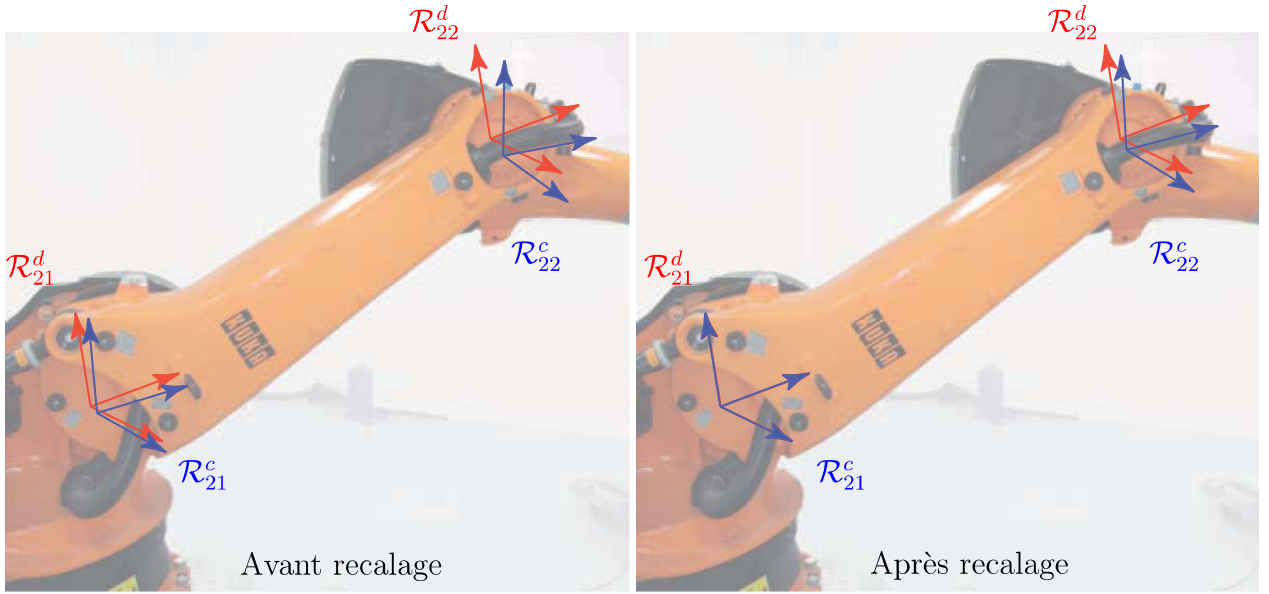


figure 2.4: Recalage des repères du corps 2 pour l'évaluation de ses déformations internes

La matrice ${}^{22^d}\mathbf{T}_{22^c, \text{corps } 2}$, matrice de transformation représentant le déplacement du repère $\mathcal{R}_{22}^d$ en tenant compte uniquement des déformations du corps 2, s'exprime par la relation suivante :

$$\begin{aligned} {}^{22^d}\mathbf{T}_{22^c, \text{corps } 2} &= {}^{22^d}\mathbf{T}_{21^d} {}^{21^c}\mathbf{T}_{22^c} \\ &= ({}^0\mathbf{T}_{22^d})^{-1} {}^0\mathbf{T}_{21^d} ({}^0\mathbf{T}_{21^c})^{-1} {}^0\mathbf{T}_{22^c} \end{aligned} \quad (2.1)$$

où seules les matrices de transformation mesurées interviennent. Les déplacements des corps étant de très faibles amplitudes par rapport aux dimensions de ces corps, cette matrice peut également s'exprimer sous la forme d'un torseur de petit déplacement, ${}^{22^d}\boldsymbol{\tau}_{22^c, \text{corps } 2}$:

$${}^{22^d}\boldsymbol{\tau}_{22^c, \text{corps } 2} = \begin{Bmatrix} U_{\text{corps } 2}^{x22^c} & \theta_{\text{corps } 2}^{x22^c} \\ U_{\text{corps } 2}^{y22^c} & \theta_{\text{corps } 2}^{y22^c} \\ U_{\text{corps } 2}^{z22^c} & \theta_{\text{corps } 2}^{z22^c} \end{Bmatrix} \quad (2.2)$$

$U_{\text{corps } 2}^x$, $U_{\text{corps } 2}^y$ et $U_{\text{corps } 2}^z$ sont les composantes du vecteur de translation de la matrice

$^{22^d}\mathbf{T}_{22^c, \text{corps } 2}$ et $\theta_{\text{corps } 2}^x$, $\theta_{\text{corps } 2}^y$ et $\theta_{\text{corps } 2}^z$ sont calculés par la matrice produit en croix de la matrice de rotation de $^{22^d}\mathbf{T}_{22^c, \text{corps } 2}$, c'est-à-dire, $^{22^d}\mathbf{R}_{22^c, \text{corps } 2}$:

$$[^{22^d}\mathbf{R}_{22^c, \text{corps } 2}]_{\times} = \begin{bmatrix} 0 & -\theta_{\text{corps } 2}^{z22^c} & \theta_{\text{corps } 2}^{y22^c} \\ \theta_{\text{corps } 2}^{z22^c} & 0 & -\theta_{\text{corps } 2}^{x22^c} \\ -\theta_{\text{corps } 2}^{y22^c} & \theta_{\text{corps } 2}^{x22^c} & 0 \end{bmatrix} \quad (2.3)$$

De la même façon, nous avons calculé le torseur de petit déplacement du corps 3, $^{32^d}\boldsymbol{\tau}_{32^c, \text{corps } 3}$. Chaque torseur a ensuite été exprimé dans le repère lié au corps considéré, tel que définit dans l'annexe A. Le tableau 2.1 donne les valeurs numériques ainsi trouvées, et ce pour deux valeurs de la charge appliquée sur l'effecteur du robot (configuration articulaire du robot : $\{-41.88^\circ, -30.91^\circ, 38.92^\circ, -89.31^\circ, -96.98^\circ, -9.1^\circ\}$).

Les déplacements de l'effecteur du robot présentés dans le tableau 2.1 ont été calculés à partir des coordonnées d'un seul point. C'est pourquoi seul un déplacement a pu être évaluée (sans aucune hypothèse sur de petits déplacements). Il est exprimé dans le repère de base du robot, $\mathcal{R}_0$.

tableau 2.1: *Déformations calculées des corps 2 et 3 du robot pour la configuration articulaire : $\{-41.88^\circ, -30.91^\circ, 38.92^\circ, -89.31^\circ, -96.98^\circ, -9.1^\circ\}$*

Valeurs de l'effort appliqué en bout du robot		Déplacements du corps 2 dans $\mathcal{R}_2$	Déplacements du corps 3 dans $\mathcal{R}_3$	Déplacements en bout du robot dans $\mathcal{R}_0$
1140 N	θ^x	-0.5	-1.4	Non évaluées car mesure d'une seule cible
	$10^{-4}\text{rad} \times \theta^y$	1.2	-0.2	
	θ^z	-1.4	-2.1	
	U^x	-3.7	3.4	-28
	$10^{-2}\text{mm} \times U^y$	-5.4	0.4	-52
	U^z	-4.8	-1.6	-230
1990 N	θ^x	-0.5	-0.7	Non évaluées car mesure d'une seule cible
	$10^{-4}\text{rad} \times \theta^y$	1.4	0.3	
	θ^z	-2.9	-2.7	
	U^x	-2.56	7.76	-44
	$10^{-2}\text{mm} \times U^y$	-14.56	-2.77	-84
	U^z	-5.76	-2.14	-410

Ce tableau montre donc que pour un robot ayant une charge admissible de 270 Kg, une charge de 200 Kg engendre un déplacement de plus de 4 mm. Ceci démontre l'importance de la prise en compte du comportement élasto-statique du robot.

Avant toute analyse de ces résultats, l'erreur faite sur l'identification de ces déformations a été évaluée en considérant une erreur de mesure du Laser Tracker de $\pm 0,03$ mm autour de chaque point mesuré.

Pour cela, nous considérons que chaque point se situe à une distance d de sa valeur mesurée, d étant la variable aléatoire suivant une loi normale centrée autour de 0, et d'écart-type 0,015 mm : $d \approx \mathcal{N}(0; 0,015\text{mm})$. En appliquant cette loi à l'ensemble des cibles placées sur le robot de manière aléatoire, nous déduisons la loi normale $\mathcal{N}(m_i; \sigma_i)$ que suit chacune des composantes des torseurs de petit déplacement présentées dans le tableau 2.1.

Pour cela 5000 « tirages » ont été effectués. A chaque tirage et pour chaque point P_t mesuré sur le robot, de coordonnées P_t^x, P_t^y, P_t^z exprimées dans $\mathcal{R}_0$, est associé un point P'_t , de coordonnées P'^x_t, P'^y_t, P'^z_t , calculé de façon à respecter l'égalité $d = \sqrt{(P_t^x - P'^x_t)^2 + (P_t^y - P'^y_t)^2 + (P_t^z - P'^z_t)^2}$. Ainsi la distribution des points P'_t associés au même point P_t représente une sphère gaussienne centrée autour de P_t . Ainsi, à chaque tirage les repères $\mathcal{R}_{21}^d, \mathcal{R}_{21}^c, \mathcal{R}_{22}^d, \mathcal{R}_{22}^c, \mathcal{R}_{31}^d, \mathcal{R}_{31}^c, \mathcal{R}_{32}^d$ et $\mathcal{R}_{32}^c$ sont redéfinis dans $\mathcal{R}_0$.

Une fois cela réalisé 5000 fois, les distributions des composantes du torseur de petit déplacement associées à la propagation des erreurs de mesure peuvent être analysées. Leur normalité a été vérifiée. Sur la figure 2.5, la loi normale associée à la propagation de l'erreur de mesure sur les composantes du torseur de petit déplacement estimée est présentée en bleu. La position de la valeur mesurée du robot placé sous charge est tracée en rouge.

Afin de pouvoir exploiter les résultats du tableau 2.1, il faut d'abord déterminer l'écart nécessaire afin de pouvoir considérer que les valeurs mesurées ne sont pas dues à un bruit de mesure.

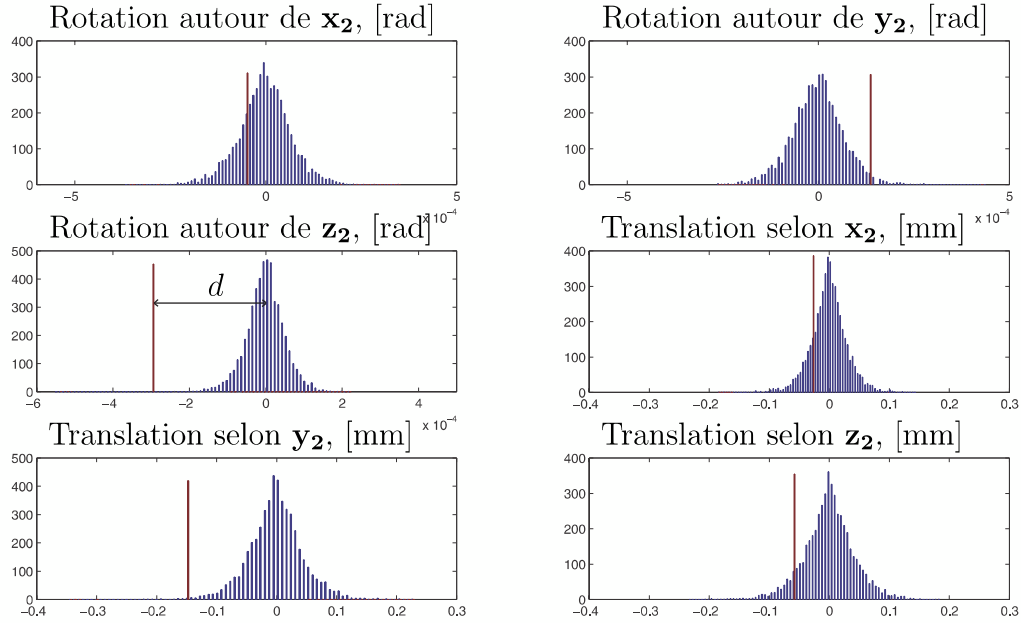


figure 2.5: Analyse statistique de l'évaluation des petits déplacements du corps 2

Afin de pouvoir conclure, le problème est posé de la façon suivante (hypothèse nulle⁶): soit une loi normale $\mathcal{N}(m_i; \sigma_i)$. Quelle est la valeur de la distance D , entre deux mesures, assimilée à une erreur issue du processus de mesure? Le corollaire est que toute mesure ayant une différence supérieure à la distance D ne pourra être expliquée par le bruit de mesure, et ceci avec un risque de 5%.

Soient deux mesures suivant la loi normale $\mathcal{N}(m_i; \sigma_i)$, alors leur différence suit la loi normale $\mathcal{N}(0; \sqrt{2}\sigma_i)$. On cherche donc

$$\mathcal{P}(d > D) = 0,95 \quad (2.4)$$

Cette équation devient, en utilisant la variable centrée réduite t , :

$$\mathcal{P}\left(t > \frac{D}{(\sqrt{2}\sigma_i)}\right) = 0,95 \quad (2.5)$$

Au regard des tables numériques de la loi normale centrée réduite,

$$\frac{D}{(\sqrt{2}\sigma_i)} = 1,6449 \quad (2.6)$$

Soit

$$D = 1,6449\sqrt{2}\sigma_i = 2,33\sigma_i \quad (2.7)$$

Ainsi pour chaque mesure, à partir de l'évaluation de σ faite sur l'histogramme bleu, il est possible d'évaluer la distance D qui doit séparer la valeur de la mesure en rouge et la moyenne de l'histogramme bleu afin de pouvoir considérer la mesure comme significative. Les valeurs des écarts-types σ_i évaluées pour les trois rotations peuvent être considérées comme identiques, et de même pour les trois translations.

Pour l'évaluation des translations l'écart-type vaut 0,045 mm. La distance D vaut donc 0,1 mm. Ainsi, seule la translation du corps 2 selon l'axe y_2 avec une charge de 1990 N est significative. Cependant cette valeur ne représente que 1,4% de la translation mesurée de l'effecteur. C'est pourquoi nous n'avons pas choisi d'intégrer cette translation dans le modèle élasto-statique.

Pour l'évaluation des rotations l'écart-type vaut $0,74 \cdot 10^{-4}$ rad. La distance D vaut donc $1,73 \cdot 10^{-4}$ rad. Ainsi, dans le tableau 2.1, seules trois valeurs de rotations sont significatives : la rotation du corps 2 autour de $\mathbf{z}_2$ pour un chargement de 1990 N, et pour le corps 3 les deux rotations autour de $\mathbf{z}_3$.

Les autres valeurs affichées dans le tableau 2.1 concernant les corps 2 et 3 sont difficilement exploitables. Néanmoins, à partir des valeurs des rotations autour de $\mathbf{z}_2$ et $\mathbf{z}_3$, il est possible de calculer le déplacement engendré au bout de l'effecteur. Ainsi, à partir des rotations évaluées pour le cas du robot chargé avec 199 Kg et des distantes entre les centres des liaisons et l'effecteur (2218 mm pour la liaison 2 et 984 mm pour la liaison 3, pour cette configuration du robot), le déplacement engendré au bout du robot est de 0,9 mm. Ceci représente 21 % du déplacement mesuré en bout de robot (tableau 2.1).

Ainsi l'analyse montre que la déformation des corps a une influence non négligeable sur le déplacement de l'effecteur.

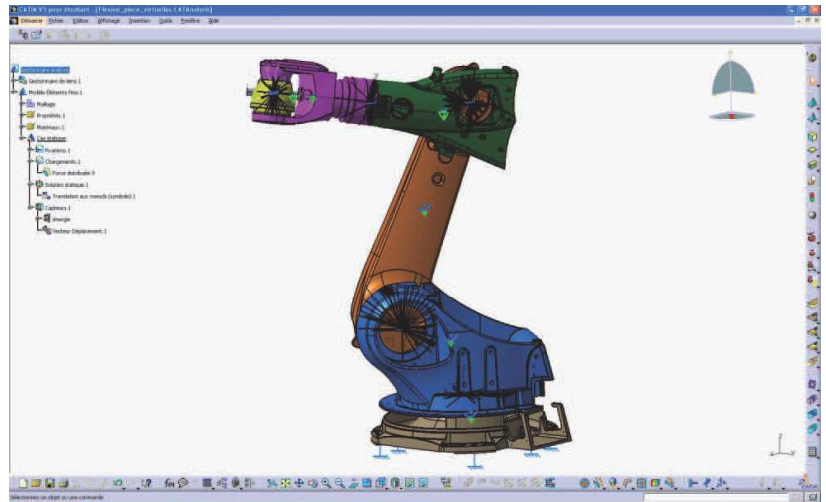
2.1.1.2 Analyse numérique

L'analyse numérique (figure 2.6) est basée sur l'utilisation de la Méthode des Eléments Finis à l'aide du module d'Analyse et Simulation « Generative Structural Analysis » du logiciel CATIA.





Expérimentation sur le robot



Modélisation sous CATIA :

CAO volumique des corps, pièces virtuelles rigides aux liaisons

↓
Comparaison des
déplacements de
l'effecteur

← Mesure des déplacements de l'effecteur dus aux déformations des corps

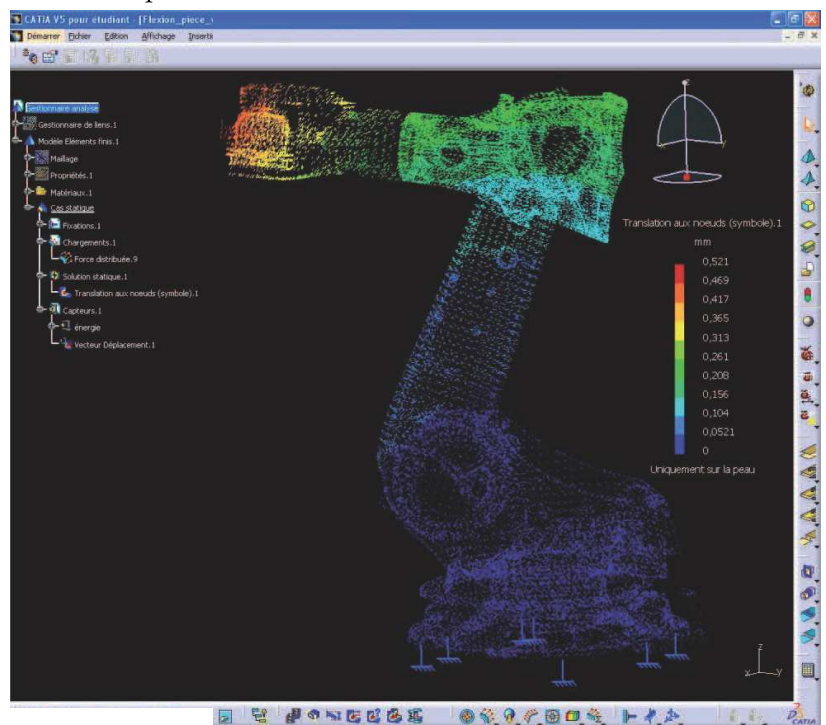


figure 2.6: Evaluation des déformations dues aux liaisons

L'objectif est d'étudier, lorsque le robot est placé dans la même configuration que celle choisie pour les mesures expérimentales, la déformation des corps 2 et 3. L'ensemble de la structure est maillé en considérant les liaisons rigides (pièces virtuelles rigides et connexions rigides). Ainsi seuls les corps sont susceptibles de se déformer. Les efforts appliqués valent 1140 N et

1990 N.

tableau 2.2: *Déplacements calculés de l'effecteur du robot*

Valeurs de l'effort appliqué sur l'effecteur		Déplacements de l'effecteur dans $\mathcal{R}_0$
1140 N	10^{-4}rad	4.2
		1.5
		0.28
	10^{-2}mm	7.9
		-6.6
		-66
1990 N	10^{-4}rad	7.4
		2.6
		0.49
	10^{-2}mm	14
		-12
		-120

Le tableau 2.2 présente les résultats obtenus (configuration articulaire du robot : $\{-41.88^\circ, -30.91^\circ, 38.92^\circ, -89.31^\circ, -96.98^\circ, -9.1^\circ\}$). Les déformations évaluées numériquement au niveau de l'effecteur du robot sont beaucoup plus faibles que celles mesurées expérimentalement puisque le modèle CATIA considère des liaisons rigides. **Ceci montre la nécessité de prendre en compte la flexibilité des liaisons dans le modèle élasto-statique.** De plus les déformations évaluées numériquement au niveau de l'effecteur du robot (tableau 2.2) montrent que **les flexibilités des corps**, les seules qui interviennent dans cette simulation numérique, **ne peuvent pas être négligées.**

Pour poursuivre cette analyse, des charges ont été appliquées expérimentalement sur l'effecteur du robot placé dans des configurations différentes, et le déplacement de l'effecteur a été mesuré. Numériquement sous CATIA, une fois l'ensemble de la structure maillé en considérant toutes les liaisons rigides, le robot a été positionné dans ces mêmes configurations. En appliquant un effort identique, il est possible de mesurer la part des déformations au niveau de son effecteur due aux déformations de l'ensemble des corps uniquement.

Le tableau 2.3 présente les déplacements ainsi mesurés et calculés, selon l'axe $\mathbf{z}_0$ (axe selon lequel les déplacements sont les plus importants et le résultat de la mesure est le plus fiable). Les essais ont été réalisés avec une charge de 1700 N, sauf pour le dernier essai réalisé avec



tableau 2.3: *Evaluation de la part du déplacement de l'effecteur due à la déformation des corps*

θ_1 [deg]	θ_2 [deg]	θ_3 [deg]	θ_4 [deg]	θ_5 [deg]	θ_6 [deg]	Déplacement mesuré selon l'axe $\mathbf{z}_0$ [mm]	Déplacement calculé avec Catia selon l'axe $\mathbf{z}_0$ et pourcentage sur le déplacement mesuré
-56,65	-110	135	90	100	154,62	-1,46	-0,34 (23%)
-56,65	-110,90	110	90,01	100	178,55	-1,6	-0,36 (23%)
-78,46	-90	135	56	105	127,31	-0,9	-0,24 (26%)
-27,69	-80	110	110	105	153,32	-1,8	-0,53 (29%)
-128,17	-5,28	-115,92	0,65	-73,92	268,58	-1	-0,21 (21%)
-128,17	-15,87	-100,79	-31,75	-89,90	287,64	-0,7	-0,17 (24%)
166,47	-100	-110	-50	55	132,26	-2,4	-0,49 (21%)
-41,88	-31	37,5	-89,2	-96,97	-8,5	-4,1	-1.13 (28%)

une charge de 1990 N. Les résultats montrent que la déformation des corps est responsable à hauteur d'environ 25 % du déplacement de l'effecteur.

2.1.1.3 Conclusions

Les résultats expérimentaux concordent avec les résultats issus des simulations numériques faites avec CATIA. Les résultats numériques montrent que la déformation de l'ensemble des corps du robot est responsable à hauteur de 25 % du déplacement de l'effecteur. Les résultats expérimentaux montrent que les déformations des corps 2 et 3 représentent environ 21 % du déplacement de l'effecteur. Ces corps ne peuvent donc pas être considérés comme rigides, et il est nécessaire, pour avoir un modèle élasto-statique le plus juste possible, de prendre en compte les flexibilités d'au moins ces deux corps. Les essais expérimentaux ont également montré que leur mouvement de flexion caractérisé par la rotation autour des axes $\mathbf{z}_2$ et $\mathbf{z}_3$ est celui dont l'influence sur le déplacement de l'effecteur est la plus grande. Il est donc nécessaire de prendre en compte cette rotation dans le modèle élasto-statique.

L'analyse statistique réalisée sur l'évaluation des déformations des corps 2 et 3 a montré que leurs déformations étaient difficilement identifiables expérimentalement. De plus, aucune CAO complète des robots n'étant mise à la disposition des clients, il est impossible de pouvoir les évaluer numériquement de façon efficace. C'est pourquoi nous sommes contraints à choisir un modèle aux corps rigides. Néanmoins, nous verrons que le modèle choisi et le protocole d'identification mis en place permettent, tout de même, de prendre en compte une partie des rotations de chacun des corps autour de l'axe $\mathbf{z}$ de la liaison le précédant (section 2.3.5).

2.1.2 Analyse des flexibilités localisées dans les liaisons

Une autre hypothèse généralement admise dans la littérature, avec celle des corps rigides, est celle des liaisons souples modélisables par des ressorts de torsion autour de leur axe géométrique de rotation. Nous avons souhaité vérifier cette hypothèse. L'objectif est donc d'analyser les déformations localisées au niveau des liaisons.

Pour cela, des points de mesures ont été placés en amont et en aval des liaisons 2 et 3, et leurs positions ont été mesurées par le Laser Tracker avant et pendant l'application d'un effort sur l'effecteur du robot. S'agissant de petites rotations, l'évaluation des mouvements localisés dans les liaisons peut être réalisée par l'identification du torseur de petit déplacement ${}^{21^d}\boldsymbol{\tau}_{21^c, \text{liai } 2}$ et ${}^{31^d}\boldsymbol{\tau}_{31^c, \text{liai } 3}$.

Pour ${}^{21^d}\boldsymbol{\tau}_{21^c, \text{liai } 2}$ nous avons :

$${}^{21^d}\boldsymbol{\tau}_{21^c, \text{liai } 2} = \begin{pmatrix} U_{\text{liai } 2}^x & \theta_{\text{liai } 2}^x \\ U_{\text{liai } 2}^y & \theta_{\text{liai } 2}^y \\ U_{\text{liai } 2}^z & \theta_{\text{liai } 2}^z \end{pmatrix} \quad (2.8)$$

$U_{\text{liai } 2}^x$, $U_{\text{liai } 2}^y$ et $U_{\text{liai } 2}^z$ sont les composantes du vecteur de translation de la matrice ${}^{21^d}\boldsymbol{T}_{21^c, \text{liai } 2}$ et $\theta_{\text{liai } 2}^x$, $\theta_{\text{liai } 2}^y$ et $\theta_{\text{liai } 2}^z$ sont calculés par la matrice produit en croix de la matrice de rotation de ${}^{21^d}\boldsymbol{T}_{21^c, \text{liai } 2}$, ${}^{21^d}\boldsymbol{R}_{21^c, \text{liai } 2}$:

$$[{}^{21^d}\boldsymbol{R}_{21^c, \text{liai } 2}]_{\times} = \begin{bmatrix} 0 & -\theta_{\text{liai } 2}^z & \theta_{\text{liai } 2}^y \\ \theta_{\text{liai } 2}^z & 0 & -\theta_{\text{liai } 2}^x \\ -\theta_{\text{liai } 2}^y & \theta_{\text{liai } 2}^x & 0 \end{bmatrix} \quad (2.9)$$

En supposant le corps 1 rigide :

$${}^{21^d}\boldsymbol{T}_{21^c, \text{liai } 2} = ({}^0\boldsymbol{T}_{21^d})^{-1} {}^0\boldsymbol{T}_{21^c} \quad (2.10)$$

Afin de ne considérer que la déformation de la liaison 3, il est nécessaire dans l'évaluation de la matrice de transformation ${}^{31^d}\boldsymbol{T}_{31^c, \text{liai } 3}$ de recalculer le repère $\mathcal{R}_{22}^c$ sur le repère $\mathcal{R}_{22}^d$. Alors ${}^{31^d}\boldsymbol{T}_{31^c, \text{liai } 3}$ s'écrit :

$${}^{31^d}\boldsymbol{T}_{31^c, \text{liai } 3} = ({}^0\boldsymbol{T}_{31^d})^{-1} {}^0\boldsymbol{T}_{22^d} ({}^0\boldsymbol{T}_{22^c})^{-1} {}^0\boldsymbol{T}_{31^c} \quad (2.11)$$

Ces relations ont permis l'évaluation des torseurs de petit déplacement dans le repère de base du robot. Afin de pouvoir quantifier la part de déformation autour de l'axe de rotation, nous avons utilisé le Modèle Géométrique Directe du robot afin d'évaluer la position des axes et d'exprimer les petites rotations dans des repères propres aux liaisons. Ainsi, nous avons



quantifié les rotations localisées au niveau des liaisons 2 et 3 (tableau 2.4).

tableau 2.4: Rotations localisées dans les liaisons 2 et 3 - Repères créés à partir de trois cibles

Valeurs de l'effort appliqué sur l'effecteur	Rotations de la liaison 2 dans $\mathcal{R}_2$ en $[10^{-3} \text{ rad}]$	Rotations de la liaison 3 dans $\mathcal{R}_3$ en $[10^{-3} \text{ rad}]$
114 kg	0,1	0,02
	-0,32	-0,15
	-0,5	-0,25
199 kg	0,15	0,04
	-0,6	-0,33
	-0,8	-0,44

Une analyse statistique de ces valeurs a été réalisée, selon la même méthode que celle présentée dans la section 2.1.1.1. L'erreur de mesure du Laser Tracker a été prise en compte sur chaque point mesuré. A partir de 5000 calculs des rotations localisées dans les liaisons 2 et 3, l'histogramme des valeurs obtenues a été comparé à l'histogramme représentant l'erreur issue du processus d'évaluation, créée à partir des erreurs de mesure. Il s'avère que les histogrammes (voir exemple figure 2.7) sont quasiment superposés : les valeurs affichées dans le tableau 2.4 ne sont donc pas significatives.

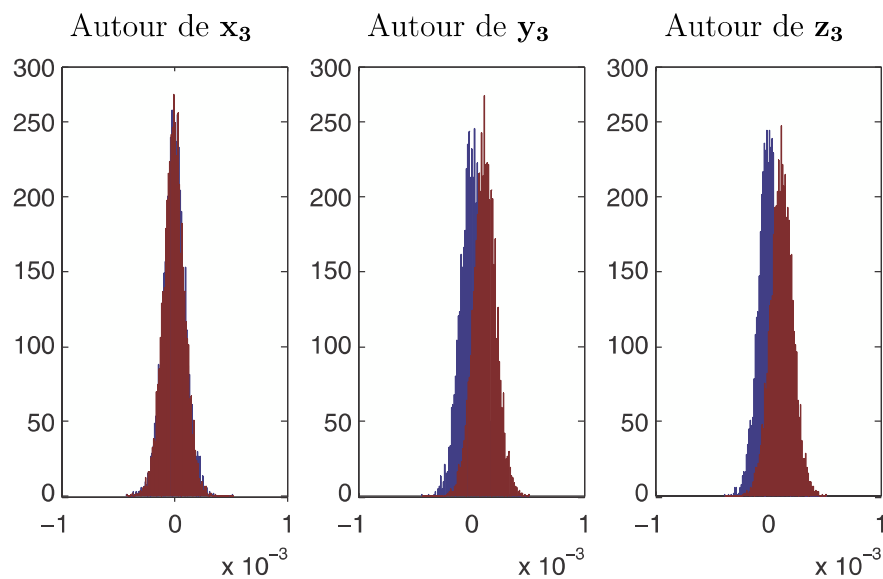


figure 2.7: Analyse statistique de l'évaluation des rotations $[\text{rad}]$ de la liaison 3 dans $\mathcal{R}_0$, à partir de repères créés avec trois cibles, pour un chargement de 199 kg

Nous avons donc modifié cette méthode, notamment par l'utilisation d'autres repères liés au corps : pour l'évaluation précédente, les calculs sont réalisés à partir de la définition de différents repères liés au corps, construits à partir des coordonnées de trois cibles. En faisant l'hypothèse des corps rigides, nous proposons d'utiliser les repères C_2 et C_3 créés à partir des six cibles liées aux corps (figure 2.8), et ayant :

- pour centre : le barycentre des six points,
- pour axe $\mathbf{x}$: la droite reliant le barycentre des 3 cibles aval à celui des 3 cibles amont,
- pour axes $\mathbf{y}$ et $\mathbf{z}$: deux axes calculés à partir de $\mathbf{x}$ et des coordonnées d'une cible en aval.

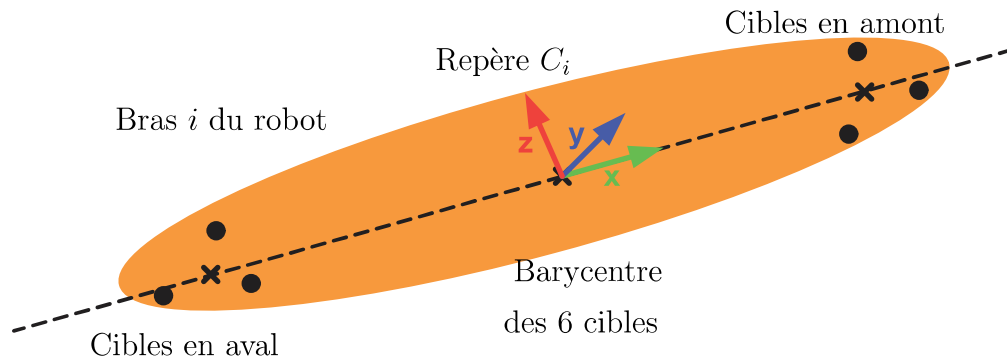


figure 2.8: Position du repère propre à un corps du robot

Ces repères étant créés à partir des coordonnées cartésiennes des six cibles liées au corps, ils sont moins sensibles aux erreurs de mesure réalisées sur chacune d'entre elles. De plus, la déformation des corps en rotation influe peu sur la définition des repères par rapport aux déformations en translation. Celles-ci étant faibles (tableau 2.1), l'hypothèse des corps rigides faite ici est justifiée. L'analyse statistique (voir exemple figure 2.9) montre alors que les valeurs obtenues sont encore plus significatives. Malgré cela une erreur est faite sur l'identification de ces rotations : les repères étant placés sur au milieu des corps et non au niveau des articulations, une partie des rotations évaluées est en réalité due à la déformation des corps. La figure 2.9 montre également que plus l'effort appliqué sur l'effecteur est important, plus les déformations mesurées sont grandes, et plus les mesures sont significatives.

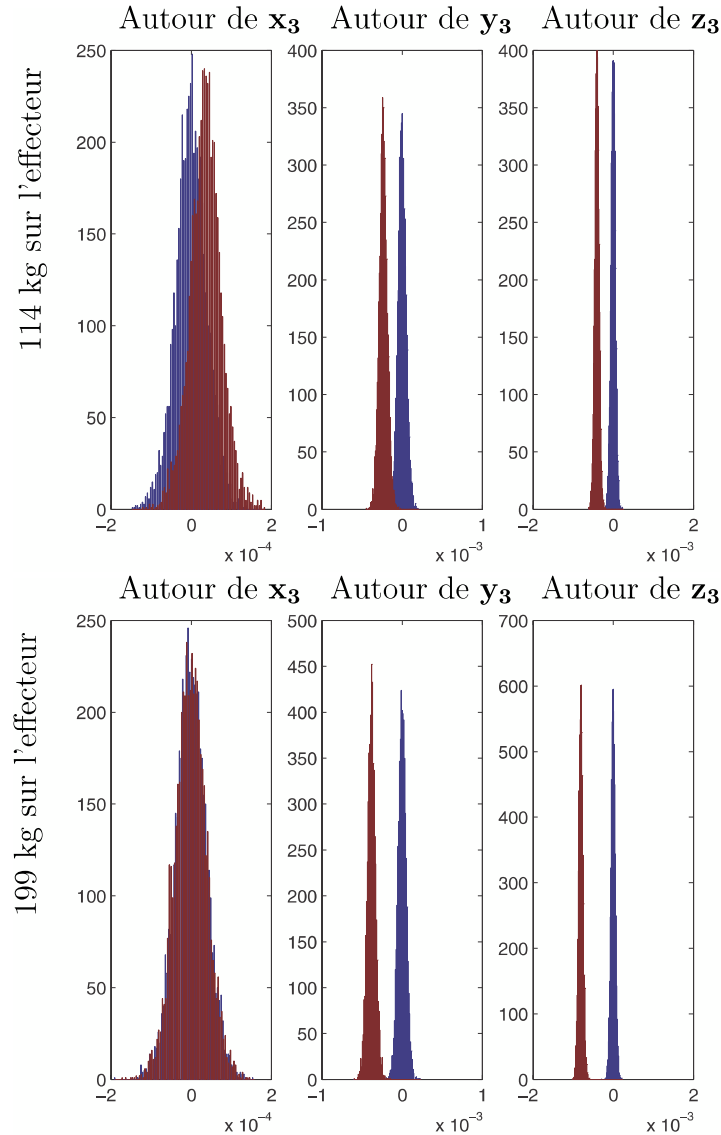


figure 2.9: Analyse statistique de l'évaluation des rotations [rad] de la liaison 3 dans $\mathcal{R}_0$, à partir de repères créés avec six cibles

Les nouvelles valeurs obtenues sont présentées dans le tableau 2.5. Les rotations se font donc essentiellement autour de l'axe géométrique des liaisons. De plus, si on considère les distances liaisons-effecteur, les rotations autour des axes $\mathbf{z}_2$ et $\mathbf{z}_3$ créent un déplacement de 3 mm au niveau de l'effecteur pour une charge de 1990 N, soit 73 % de la distance mesurée. De plus il y a proportionnalité entre la rotation autour des axes $\mathbf{z}_{i=2,3}$ et la charge appliquée sur l'effecteur.

Ainsi, les analyses des déformations localisées au niveau des liaisons 2 et 3 ont montré que la rotation s'effectue essentiellement autour de l'axe géométrique de la liaison, et qu'il y a

tableau 2.5: *Rotations localisées dans les liaisons 2 et 3 - Repères créés à partir de six cibles*

Valeurs de l'effort appliqué en bout du robot	Rotations de la liaison 2 dans $\mathcal{R}_2$ en $[10^{-3} \text{ rad}]$	Rotations de la liaison 3 dans $\mathcal{R}_3$ en $[10^{-3} \text{ rad}]$
114 kg	0,06	0,036
	0,2	-0,24
	-0,65	-0,4
199 kg	0,16	0,001
	0,3	-0,39
	-1	-0,8

proportionnalité entre la rotation autour des axes géométriques et la charge appliquée sur l'effecteur. Ainsi, les liaisons peuvent être modélisées par des ressorts de torsion localisés à un degré de liberté pour l'écriture du modèle élasto-statique du robot.

2.1.3 Conclusion

Les analyses effectuées concernant les flexibilités localisées dans les corps et dans les liaisons ont montré que :

- En considérant l'impact des déformations des corps sur le déplacement de l'effecteur, les translations localisées dans les corps sont négligeables devant les rotations.
- Les rotations localisées dans les corps s'effectuent essentiellement autour de l'axe $\mathbf{z}$ du corps considéré, et expliquent environ 21% du déplacement de l'effecteur.
- Les rotations localisées dans les articulations expliquent environ 75% du déplacement de l'effecteur.

Ainsi, le modèle élasto-statique doit pouvoir prendre en compte à la fois la rotation des articulations autour des axes $\mathbf{z}$ et la rotation des corps également autour de ces axes. Ainsi les déplacements de l'effecteur pourraient être évalués) à hauteur d'au maximum 96%.

2.2 Modélisation élasto-statique du robot

Afin de pouvoir calculer le déplacement de l'effecteur soumis à un effort, il est nécessaire de connaître le modèle élasto-statique du robot. La réponse du robot à une charge externe appliquée – force et moment – est analysée via la matrice de raideur cartésienne du robot (CaSM, Cartesian Stiffness Matrix). A l'aide de cette matrice, il est possible de déterminer les déformations linéaires et angulaires de l'effecteur lorsqu'il est soumis à un chargement.

Afin d'obtenir un modèle élasto-statique du robot simple mais réaliste, plusieurs hypothèses ont été faites suite à l'analyse de la flexibilité des corps et des liaisons présentée dans la section 2.1. Il est intéressant d'avoir un modèle élasto-statique du robot simple afin de faciliter l'identification de ses paramètres de raideur. Suite aux conclusions présentées dans la section 2.1 :

- Les corps du robot sont considérés flexibles, mais uniquement par leur rotation autour des axes $\mathbf{z}$,
- Les liaisons sont modélisées par des ressorts de torsion à un ddl⁷ autour de l'axe géométrique de la liaison.

De ce fait le robot peut être modélisé avec les hypothèses {corps rigides et liaisons flexibles à un ddl autour de l'axe géométrique} si on considère que, par l'identification, les raideurs des ressorts placés aux articulations prendront en compte les flexibilités des corps autour des axes $\mathbf{z}$ correspondants. Les raideurs des articulations seront donc des « raideurs apparentes », tenant compte en partie de la flexibilité des corps. Par définition,

$$\boldsymbol{\omega} = \mathbf{K}_X \delta \mathbf{d} \quad (2.12)$$

avec $\boldsymbol{\omega}$ (wrench $\equiv$ torseur statique) le vecteur de dimension 6 composé des forces et moments exercés sur l'effecteur et exprimés dans le repère $\mathcal{R}_0$. $\mathbf{K}_X$ est la CaSM du robot, de dimension 6×6 . $\delta \mathbf{d}$ est le vecteur de dimension 6 ($\equiv$ torseur de petit déplacement) composé des déplacements linéaires et angulaires du REE exprimés dans $\mathcal{R}_0$. Compte-tenu des hypothèses faites, chaque liaison est modélisée par un ressort de torsion, donc

$$\Gamma_i = k_{\theta_i} \delta \theta_i \quad (2.13)$$

avec Γ_i le couple exercé autour de l'axe i considéré [Nm], k_{θ_i} la i^{me} raideur articulaire [Nm/rad] et $\delta \theta_i$ le déplacement angulaire de la liaison i autour de son axe [rad]. Cette relation peut

7. degré de liberté



s'écrire sous la forme matricielle suivante :

$$\mathbf{\Gamma} = \mathbf{K}_\theta \delta\theta \quad (2.14)$$

avec $\mathbf{\Gamma}$ le vecteur constitué des couples exercés autour de chaque liaison [Nm], de dimension 6, et $\mathbf{K}_\theta$ la matrice diagonale des raideurs articulaires :

$$\mathbf{K}_\theta = \begin{bmatrix} k_{\theta_1} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & k_{\theta_2} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & k_{\theta_3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & k_{\theta_4} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & k_{\theta_5} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & k_{\theta_6} \end{bmatrix} \quad (2.15)$$

$\delta\theta$ est le vecteur de dimension 6 constitué des déplacements angulaires de chaque liaison autour de son axe.

Enfin, la matrice jacobienne qui permet de relier les vitesses de l'effecteur aux vitesses articulaires permet également de lier les efforts appliqués sur l'effecteur et les couples autour des liaisons par la relation :

$$\mathbf{\Gamma} = \mathbf{J}^T \boldsymbol{\omega} \quad (2.16)$$

L'étude de la variation de $\boldsymbol{\omega}$ par rapport à $\boldsymbol{\theta}$ conduit à la relation suivante (dérivation partielle de l'équation (2.16)) :

$$\frac{\partial \mathbf{\Gamma}}{\partial \boldsymbol{\theta}} = \left(\frac{\partial \mathbf{J}^T}{\partial \boldsymbol{\theta}} \right) \boldsymbol{\omega} + \mathbf{J}^T \left(\frac{\partial \boldsymbol{\omega}}{\partial \boldsymbol{\theta}} \right) \quad (2.17)$$

$$= \left(\frac{\partial \mathbf{J}^T}{\partial \boldsymbol{\theta}} \right) \boldsymbol{\omega} + \mathbf{J}^T \left(\frac{\partial \boldsymbol{\omega}}{\partial \delta d} \right) \left(\frac{\partial \delta d}{\partial \boldsymbol{\theta}} \right) \quad (2.18)$$

$$(2.19)$$

En reprenant les relations (2.12) et (2.14), ainsi que la définition de la matrice jacobienne cinématique, nous obtenons :

$$\mathbf{K}_\theta = \left(\frac{\partial \mathbf{J}^T}{\partial \boldsymbol{\theta}} \right) \boldsymbol{\omega} + \mathbf{J}^T \mathbf{K}_X \mathbf{J} \quad (2.20)$$

Nous pouvons donc écrire :

$$\mathbf{K}_X = \mathbf{J}^{-T} (\mathbf{K}_\theta - \mathbf{K}_C) \mathbf{J}^{-1} \quad (2.21)$$



où $\mathbf{K}_C$ est la matrice de raideur complémentaire (CoSM) définie par Chen (Chen, 2003), et qui s'écrit:

$$\mathbf{K}_C = \begin{bmatrix} \frac{\partial \mathbf{J}^T}{\partial \theta_1} \omega & \frac{\partial \mathbf{J}^T}{\partial \theta_2} \omega & \frac{\partial \mathbf{J}^T}{\partial \theta_3} \omega & \frac{\partial \mathbf{J}^T}{\partial \theta_4} \omega & \frac{\partial \mathbf{J}^T}{\partial \theta_5} \omega & \frac{\partial \mathbf{J}^T}{\partial \theta_6} \omega \end{bmatrix} \quad (2.22)$$

Lorsqu'une force et/ou un moment est/sont appliqué(s) sur l'effecteur du robot, $\mathbf{K}_C$ n'est pas nulle et a une influence sur la matrice de raideur cartésienne $\mathbf{K}_X$. Il est donc nécessaire de la prendre en compte et de ne pas se limiter au modèle proposé par Salisbury développé en 1982 et communément utilisé.

2.3 Développement d'une méthode pour l'identification des raideurs articulaires

Afin de pouvoir prédire les déplacements d'un outil pendant une opération d'usinage, il est nécessaire d'utiliser le modèle élasto-statique présenté au paragraphe précédent. Une fois les efforts appliqués sur l'effecteur connus, les déplacements de ce dernier peuvent être calculés, à condition de connaître toutes les raideurs articulaires du robot. Or ces paramètres ne sont en général pas accessibles aux utilisateurs de robots industriels.

L'objectif est donc de développer une méthode permettant de déterminer les raideurs articulaires $k_{\theta_i, i=1..6}$ de tout robot industriel 6R.

2.3.1 Evaluation des raideurs articulaires

L'idée générale de la méthode développée est d'appliquer des efforts connus en bout du robot et de mesurer les déplacements engendrés sur l'effecteur. Compte-tenu des relations (2.12) et (2.21), nous obtenons une relation entre ω et $\delta \mathbf{d}$ non linéaire dans la mesure où la matrice de raideur complémentaire $\mathbf{K}_C$ dépend de ω . Pour résoudre ce système il faut donc soit utiliser un algorithme d'optimisation, soit trouver des configurations du robot et des efforts permettant de pouvoir négliger $\mathbf{K}_C$ par rapport à $\mathbf{K}_\theta$. La première solution, utilisée notamment par (Alici & Shirinzadeh, 2005), n'est pas adaptée ici dans la mesure où le résultat obtenu est très fortement dépendant du point de départ utilisé pour l'algorithme d'optimisation. Nous avons donc travaillé avec la seconde possibilité en déterminant des zones de l'espace de travail du robot dans lesquelles la matrice $\mathbf{K}_C$, obtenue avec des efforts particuliers, est négligeable par rapport à $\mathbf{K}_\theta$.



⇒ **Première condition pour l'identification des raideurs articulaires :**

$\mathbf{K}_C$ est négligeable par rapport à $\mathbf{K}_\theta$

A partir de l'équation (2.21) et en supposant que $\mathbf{K}_C$ est négligeable par rapport à $\mathbf{K}_\theta$, l'équation (2.12) peut être réécrite sous la forme suivante :

$$\boldsymbol{\omega} = \mathbf{J}^{-T} \mathbf{K}_\theta \mathbf{J}^{-1} \delta \mathbf{d} \quad (2.23)$$

Ainsi, le vecteur de dimension 6 des déplacements de l'effecteur du robot $\delta \mathbf{d}$ prend la forme

$$\delta \mathbf{d} = \mathbf{J} \mathbf{K}_\theta^{-1} \mathbf{J}^T \boldsymbol{\omega} \quad (2.24)$$

$\delta \mathbf{d}$ s'exprime également sous la forme suivante :

$$\delta \mathbf{d} = \begin{bmatrix} \sum_{j=1}^6 \left(x_j J_{1j} \sum_{i=1}^{i=6} J_{ij} \omega_i \right) \\ \dots \\ \dots \\ \dots \\ \dots \\ \sum_{j=1}^6 \left(x_j J_{6j} \sum_{i=1}^{i=6} J_{ij} \omega_i \right) \end{bmatrix} \quad (2.25)$$

x_j étant la j ème souplesse⁸ articulaire, c'est à dire , $x_j = 1/k_{\theta_j}$, $j = 1, \dots, 6$.

Le vecteur de dimension 6 des souplesses articulaires $\mathbf{x}$ s'écrit :

$$\mathbf{x} = \begin{bmatrix} 1/k_{\theta_1} & 1/k_{\theta_2} & 1/k_{\theta_3} & 1/k_{\theta_4} & 1/k_{\theta_5} & 1/k_{\theta_6} \end{bmatrix}^T \quad (2.26)$$

En isolant les composantes du vecteur $\mathbf{x}$ dans l'équation (2.25), les souplesses articulaires peuvent être obtenues à partir de l'équation :

$$\mathbf{A} \mathbf{x} = \delta \mathbf{d} \quad (2.27)$$

$\mathbf{A}$ se déduit de l'équation (2.21) et s'exprime par :

$$A_{ij} = J_{ij} \left(\sum_{k=1}^6 J_{kj} w_k \right) \quad (2.28)$$

8. la souplesse est l'inverse de la raideur



où A_{ij} est le terme de la ligne i et de la colonne j de la matrice $\mathbf{A}$. Soit encore :

$$\delta \mathbf{d} = \begin{bmatrix} \sum_{j=1}^6 (x_j J_{1j} \sum_{i=1}^6 J_{ij} w_i) \\ \vdots \\ \sum_{j=1}^6 (x_j J_{6j} \sum_{i=1}^6 J_{ij} w_i) \end{bmatrix} \quad (2.29)$$

w_1, w_2 et w_3 sont les composantes de la force et w_4, w_5 et w_6 sont les composantes du moment s'exerçant sur l'effecteur selon les axes $\mathbf{x}_0, \mathbf{y}_0$ et $\mathbf{z}_0$ et exprimés dans $\mathcal{R}_0$. A chaque essai correspondent donc un vecteur de dimension 6 constitué des forces et moments exercés sur l'effecteur, un vecteur de dimension 6 des déplacements de l'effecteur et une matrice $\mathbf{A}$ de dimension 6×6 . Le système (2.27) peut être résolu numériquement en utilisant la fonction *mldivide* de Matlab :

$$\mathbf{x} = \text{mldivide}(\mathbf{A}, \mathbf{b}) \quad (2.30)$$

L'utilisation du modèle élasto-statique pour l'identification des raideurs articulaires est basée sur l'équation (2.12) avec $\mathbf{K}_X$ obtenue par l'équation (2.21). Cette dernière relation faisant intervenir la matrice $\mathbf{J}$, il est nécessaire que celle-ci soit bien conditionnée. Sans cette propriété, l'identification des raideurs articulaires sera, quel que soit l'effort appliqué en bout du robot, plus difficile pour certains axes que pour d'autres.

$\Rightarrow$ Deuxième condition pour l'identification des raideurs articulaires :

Conditionnement de $\mathbf{J}$ faible



Finalement, la figure 2.10 représente la démarche à utiliser pour l'identification des raideurs articulaires.

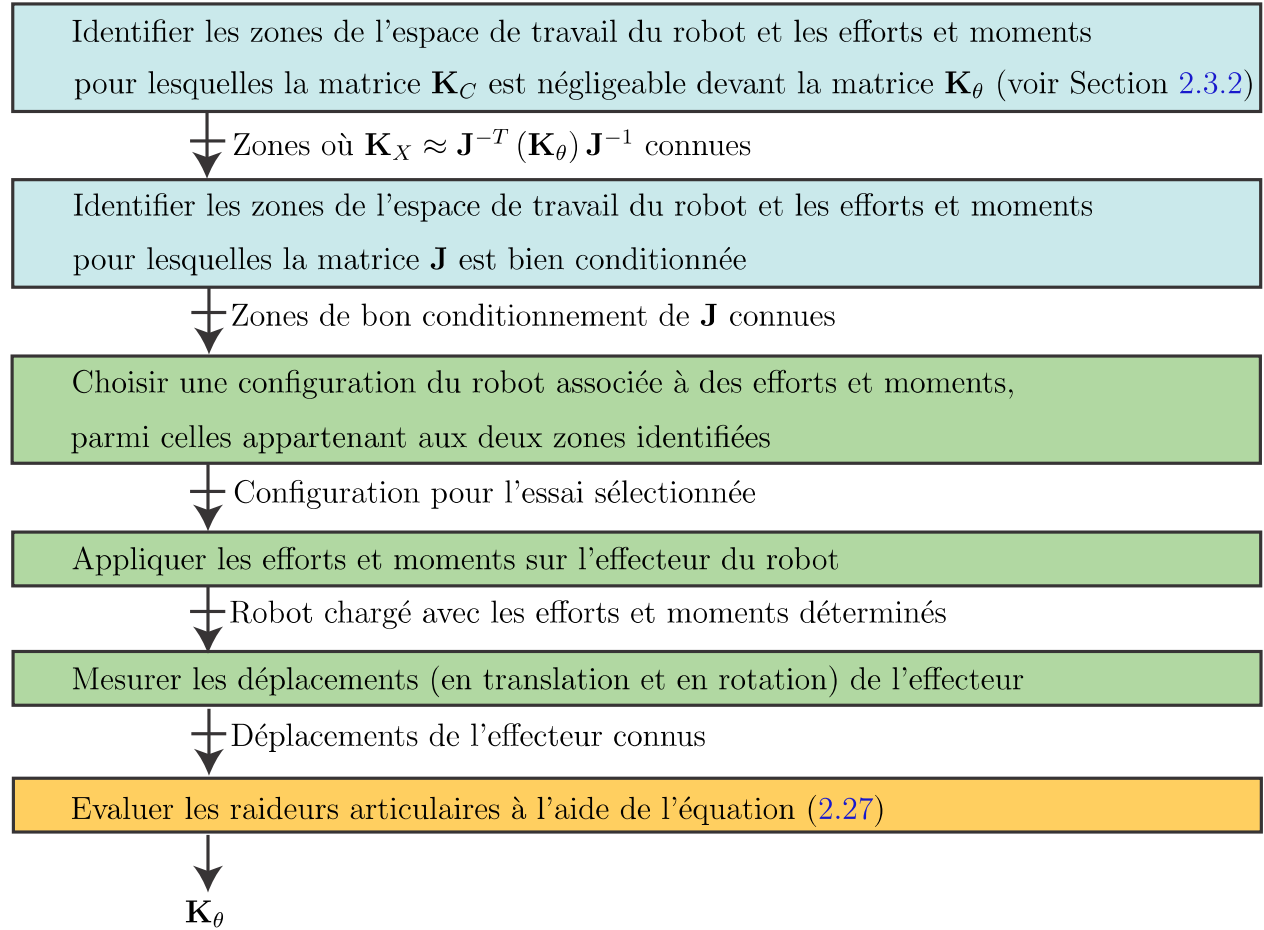


figure 2.10: Méthode pour l'identification des raideurs articulaires

2.3.2 Méthode de détermination des configurations optimales du robot pour minimiser l'influence de $\mathbf{K}_C$ sur $\mathbf{K}_X$

L'équation (2.21) montre que $\mathbf{K}_X$ dépend à la fois $\mathbf{K}_\theta$ et $\mathbf{K}_C$. L'identification des raideurs articulaires est plus aisée lorsque $\mathbf{K}_C$ est négligeable par rapport à $\mathbf{K}_\theta$. En effet, l'équation (2.21) se réduit alors à l'équation suivante :

$$\mathbf{K}_X \approx \mathbf{J}^{-T} \mathbf{K}_\theta \mathbf{J}^{-1} \quad (2.31)$$

Par conséquent, il est intéressant d'évaluer l'influence de $\mathbf{K}_C$ sur $\mathbf{K}_X$. Cette étude est réalisée sur l'analyse des déplacements du robot en translation et en rotation. Pour cela, deux indices

ont été définis dans (Dumas et al., 2010), nommés ν_p et ν_r :

$$\nu_p = \frac{|\delta p_{\mathbf{K}_C} - \delta p_{\overline{\mathbf{K}}_C}|}{\max(\delta p_{\mathbf{K}_C}, \delta p_{\overline{\mathbf{K}}_C})} \quad (2.32)$$

et

$$\nu_r = \max\{|\delta r_{x\mathbf{K}_C} - \delta r_{x\overline{\mathbf{K}}_C}|, |\delta r_{y\mathbf{K}_C} - \delta r_{y\overline{\mathbf{K}}_C}|, |\delta r_{z\mathbf{K}_C} - \delta r_{z\overline{\mathbf{K}}_C}|\} \quad (2.33)$$

où $\delta p_{\mathbf{K}_C}$ et $\delta p_{\overline{\mathbf{K}}_C}$ sont les déplacements en translation de l'effecteur obtenus avec les équations (2.12) et (2.21) en supposant que la matrice $\mathbf{K}_C$ est non nulle puis nulle, respectivement. $\delta r_{x\mathbf{K}_C}$, $\delta r_{y\mathbf{K}_C}$, $\delta r_{z\mathbf{K}_C}$ et $\delta r_{x\overline{\mathbf{K}}_C}$, $\delta r_{y\overline{\mathbf{K}}_C}$, $\delta r_{z\overline{\mathbf{K}}_C}$ sont les petites rotations de l'effecteur exprimées autour des axes $\mathbf{x}_0$, $\mathbf{y}_0$ et $\mathbf{z}_0$, obtenues avec (2.12) et (2.21) en supposant que la matrice $\mathbf{K}_C$ est non nulle et nulle, respectivement.

Le calcul de ces indices dépend à la fois de la configuration articulaire du robot et du vecteur $\boldsymbol{\omega}$. Afin de faciliter les essais, nous avons imposé un effort dirigé selon la gravité (donc une masse appliquée au bout du robot). Pour augmenter les sollicitations imposées au robot, nous avons également placé entre cette masse et l'effecteur un bras de levier afin d'augmenter le couple imposé. De ce fait, pour tracer les indices ν_p et ν_r , nous avons imposé un vecteur $\boldsymbol{\omega}$ égal à $[0, 0, -2000 \text{ N}, 200 \text{ Nm}, 200 \text{ Nm}, 0]$, c'est-à-dire proche des limites annoncées par le constructeur du robot.

Enfin, la valeur de θ_1 n'ayant aucune influence sur la valeur de ces indices, nous l'avons fixée à 0° . Les angles θ_4 , θ_5 et θ_6 ont été fixés à 45° de manière à s'éloigner des singularités.

Les figures 2.11(a)-(b) illustrent les isocontours de ν_p et ν_r sur tout l'espace articulaire du robot (θ_2, θ_3). Plusieurs domaines apparaissent, mais les valeurs de ν_p et ν_r restent très faibles sur l'ensemble de l'espace articulaire, $\nu_p \leq 0.016$ et $\nu_r \leq 0.025$ deg. Néanmoins, notons Z_{ν_p} et Z_{ν_r} les zones où l'influence de $\mathbf{K}_C$ sur $\mathbf{K}_\theta$ est minimale vis-à-vis des indices ν_p et ν_r , respectivement. Pour arriver à de bons résultats, les configurations du robot doivent donc être choisies dans les zones Z_{ν_p} et Z_{ν_r} représentées en rouge sur les figures 2.11(a)-(b).

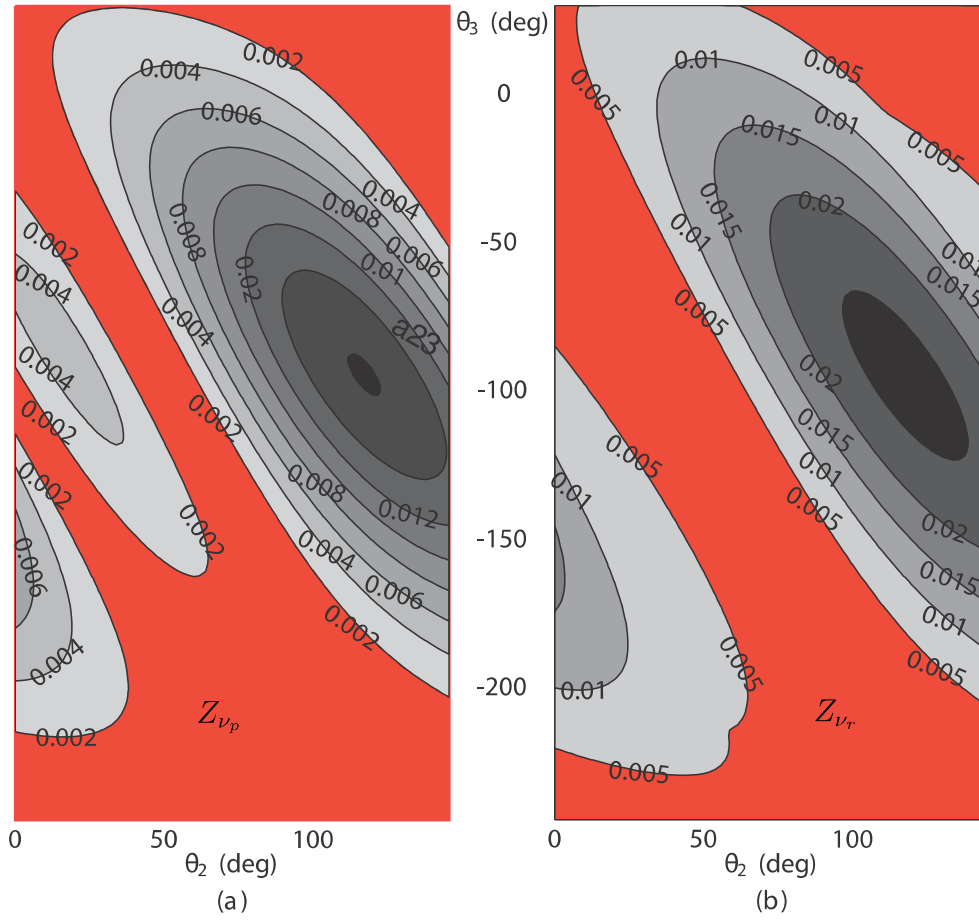


figure 2.11: Isocontours de (a) ν_p et (b) ν_r dans l'espace articulaire (θ_2, θ_3) du robot

2.3.3 Méthode de détermination des configurations optimales du robot en fonction de ses performances cinématiques

Le conditionnement de $\mathbf{J}$ est utilisé comme critère pour sélectionner les configurations de robot appropriées pour les essais. Dans la littérature, plusieurs critères de performance cinématique ont été proposés (Merlet, 2006; Caro et al., 2009). Parmi eux, le conditionnement de la matrice jacobienne est largement utilisé pour mesurer la dextérité du robot (Angeles, 2007). Dans notre étude, au regard de l'équation 2.16, si la matrice $\mathbf{J}$ est mal conditionnée alors une petite variation sur le vecteur $\boldsymbol{\omega}$ entraîne une grande variation sur le vecteur $\boldsymbol{\Gamma}$, ce qui rend l'identification difficile.

Le conditionnement $\kappa_F(\mathbf{M})$ d'une matrice $\mathbf{M}$ de dimension $m \times n$, avec $m \leq n$, est défini selon la norme de Frobenius comme suit :

$$\kappa_F(\mathbf{M}) = \frac{1}{m} \sqrt{\text{tr}(\mathbf{M}^T \mathbf{M}) \text{tr}[(\mathbf{M}^T \mathbf{M})^{-1}]} \quad (2.34)$$



Le conditionnement de la matrice $\mathbf{J}$ n'a pas de sens dans la mesure où tous ses termes ne sont pas homogènes. C'est pourquoi il est nécessaire d'homogénéiser cette matrice avant le calcul de son conditionnement. Il existe pour cela plusieurs méthodes. Dans le cadre de ce travail nous avons choisi d'utiliser la *longueur caractéristique* (Li, 1990; Paden & Sastry, 1988). Soit $\mathbf{J}_N$ la matrice Jacobienne normalisée du robot :

$$\mathbf{J}_N = \begin{bmatrix} \frac{1}{L} \mathbf{I}_{3 \times 3} & \mathbf{0}_{3 \times 3} \\ \mathbf{0}_{3 \times 3} & \mathbf{I}_{3 \times 3} \end{bmatrix} \mathbf{J} \quad (2.35)$$

$\mathbf{I}_{3 \times 3}$ est la matrice identité de dimension 3×3 , $\mathbf{0}_{3 \times 3}$ est la matrice nulle de dimension 3×3 et L est la longueur caractéristique du robot. Dans le cadre de cette étude le conditionnement est calculé seulement pour identifier les zones dans l'espace articulaire défini par les angles θ_2 et θ_3 où le robot a une bonne dextérité. Certes, la valeur de l'indice de conditionnement de $\mathbf{J}_N$ dépend de la longueur caractéristique L , mais pas l'emplacement de ces zones. Ainsi la valeur de L n'a que peu d'influence sur la méthode présentée ici.

Comme les liaisons 2 et 3 sont les liaisons les plus influentes sur les mouvements en translation de l'effecteur et que la première liaison rotoïde n'affecte pas la dextérité robot, nous avons fixé θ_1 à zéro degré et les angles du poignet θ_4 , θ_5 et θ_6 à 45 ° afin que le poignet ne soit pas dans une configuration singulière.

La figure 2.12(a) représente les isocontours de l'inverse de l'indice de conditionnement de $\mathbf{J}_N$, basé sur la norme de Frobenius, soit $\kappa_F(\mathbf{J}_N)^{-1}$, et ce sur l'ensemble de l'espace de travail cartésien d'un robot sériel 6R. Plus le $\kappa_F(\mathbf{J}_N)^{-1}$ est grand, meilleure est la dextérité.

De même, la figure 2.12(b) montre les isocontours de $\kappa_F(\mathbf{J}_N)^{-1}$ sur l'espace articulaire (θ_2 , θ_3). La ligne oblique noire caractérise les configurations dans lesquelles le centre du poignet est situé sur le premier axe du robot. La ligne noire horizontale caractérise les configurations singulières pour lesquelles le corps est replié.

Le choix des configurations du robot appropriées pour l'identification des valeurs des raideurs articulaires peut être faite sur la figure 2.12(b) : θ_2 et θ_3 doivent être choisies dans les domaines où le conditionnement inverse est le plus grand.



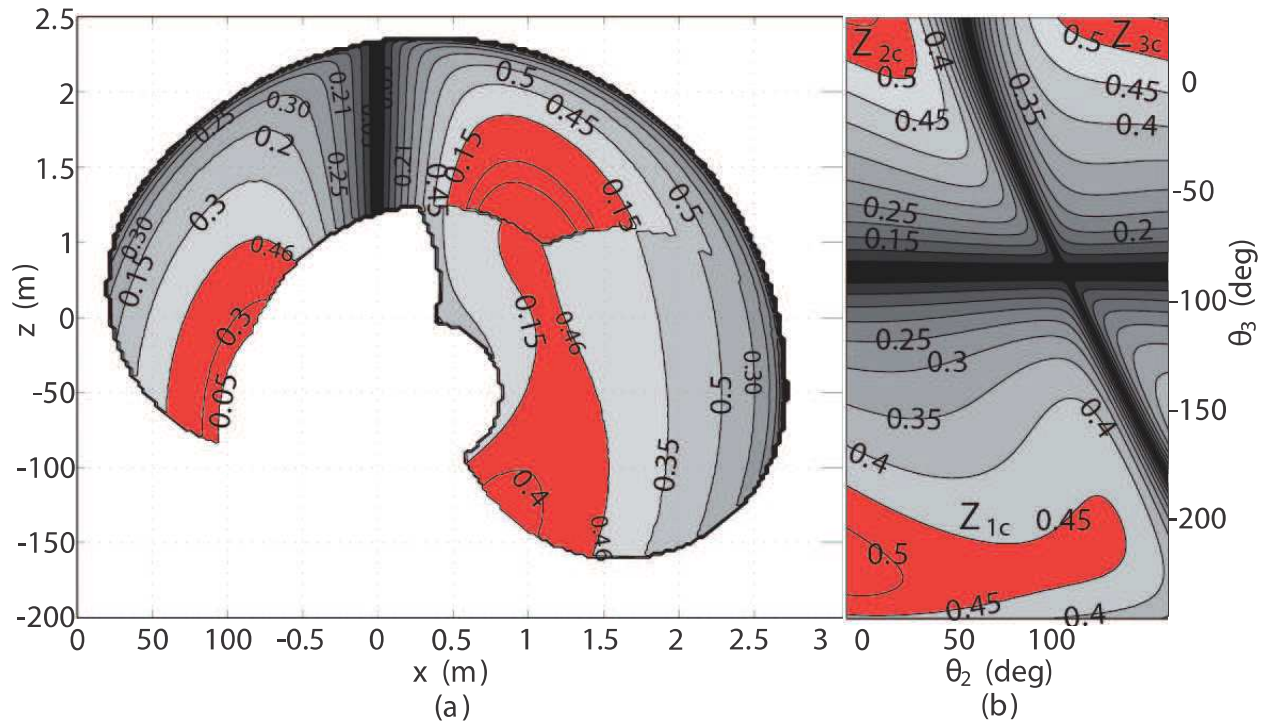


figure 2.12: Isocontours du conditionnement inverse de J_N : (a) dans l'espace cartésien du robot et (b) dans l'espace articulaire (θ_2, θ_3)

2.3.4 Robustesse de la méthode

2.3.4.1 Sensibilité de la méthode aux erreurs de mesure

La méthode proposée étant basée sur la mesure des déplacements de l'effecteur soumis à des charges, il paraît important d'analyser la sensibilité de la méthode aux erreurs de mesure. Pour cela une interface Matlab a été développée (figure 2.13). A cette étape du développement de la méthode, les raideurs articulaires n'étant pas connues, elles ont été fixées à des valeurs trouvées dans la littérature (tableau 2.6).

tableau 2.6: Valeurs des raideurs articulaires en Nm/rad (Les trois premières étant issues des travaux d'Alici (Alici & Shirinzadeh, 2005), et les trois dernières ayant été fixées arbitrairement)

k_{θ_1}	k_{θ_2}	k_{θ_3}	k_{θ_4}	k_{θ_5}	k_{θ_6}
1409800	400760	935280	360000	370000	380000

A partir d'une configuration donnée du robot, de l'effort appliqué sur l'effecteur et des valeurs des raideurs articulaires, les déplacements du robot sont déterminés (ils ne sont pas affichés

sur l'interface). C'est l'étape d'initialisation. Ensuite, à partir des erreurs sur les mesures en rotation et en translation fixées par l'utilisateur, plusieurs raideurs articulaires sont recalculées en considérant les mêmes efforts, la même configuration articulaire du robot et les déplacements calculés à l'étape d'initialisation. L'interface permet également de faire varier, par les barres de défilement correspondantes, chacun des paramètres susceptibles d'être bruités. Ainsi, il est possible d'analyser la sensibilité des résultats à toutes les erreurs répertoriées dans le tableau 2.7.

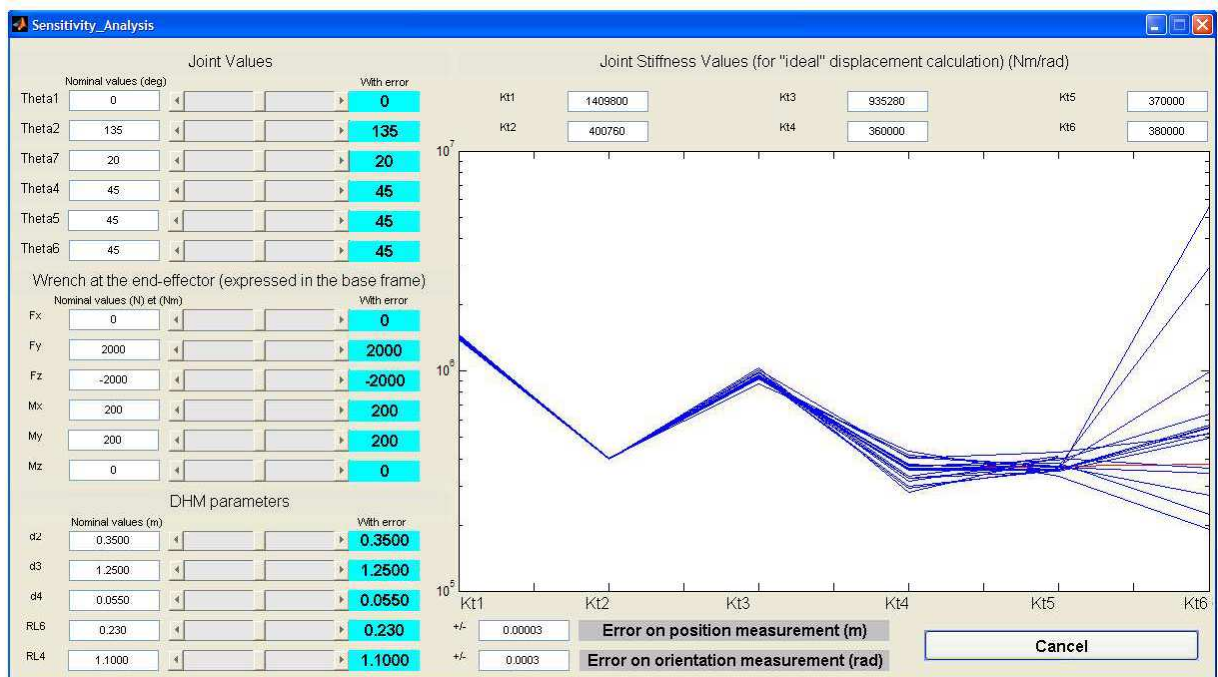


figure 2.13: Interface Matlab pour l'analyse de la robustesse de la méthode d'identification des raideurs articulaires

tableau 2.7: Sources d'erreurs prises en compte dans l'étude de sensibilité des raideurs articulaires

Sources d'erreurs	Erreurs ($\pm$)
Système de mesure en position	0.03 mm
Système de mesure en rotation	0.0003 rad
Erreurs sur les paramètres géométriques	0.03 mm
Mesure des forces	0.25 N
Mesure des moments	0.0125 Nm
Codeurs articulaires	0.0001 rad

Chaque ligne discontinue présentée sur la figure 2.13 correspond à l'identification des raideurs

articulaires avec des valeurs pour les codeurs articulaires, les forces, les moments, les paramètres géométriques, les mesures du Laser Tracker données. Nous avons supposé que l'erreur, pour chacun de ces éléments, varie selon une loi normale autour de la valeur entrée par l'utilisateur ou calculée à l'étape d'initialisation pour les déplacements de l'effecteur. En réalisant plusieurs fois le calcul, plusieurs lignes discontinues sont tracées. L'écart sur l'axe 6 entre les résultats donnés par les différentes lignes étant le plus important, la raideur articulaire de cet axe est la plus sensible aux erreurs de mesure. Cela signifie donc que l'identification de cette raideur sera la plus difficile. Cette conclusion est réaliste dans la mesure où la raideur articulaire de l'axe 6 choisie pour ce test est plus importante que celle des autres axes du poignet, axes 4 et 5. Pour assurer une bonne détermination de ces raideurs il est nécessaire que l'effort exercé sur le robot engendre un déplacement significatif de l'effecteur au regard de la précision du système de mesure. L'axe 6 étant le plus proche du lieu d'application de l'effort, il est moins sollicité que les autres axes du poignet et se déforme donc moins.

En utilisant les barres de défilement de chacun des paramètres, l'utilisateur peut directement évaluer les conséquences d'une erreur sur l'identification des raideurs articulaires. Cet outil nous a permis de mettre en avant la grande sensibilité des résultats aux erreurs de mesure sur les déformations en bout du robot, d'où la nécessité d'avoir un système de mesure très précis. D'après cette analyse de sensibilité de la méthode d'identification des raideurs articulaires, il s'avère que l'erreur de mesure est la plus influente sur l'erreur d'identification des raideurs articulaires.

2.3.4.2 Nombre d'essais à réaliser

Il est possible à partir d'un seul essai d'évaluer les six raideurs articulaires. Néanmoins, plus le nombre d'essais est important, meilleure est l'identification des raideurs articulaires. D'après l'équation (2.27), nous obtenons un système d'équations à six équations et six inconnues pour chaque essai. Dans le cas où le nombre d'essais est supérieur à un, nous obtenons ainsi un système d'équations sur-contraint. En effet, pour n essais, le système d'équations obtenus comprend $6 \times n$ équations et six inconnues. Soient $\mathbf{B}_i$ et $\mathbf{c}_i$ les matrices $\mathbf{A}$ et le vecteur des petits déplacements $\delta \mathbf{d}$ associés au i ème essai. Supposons que n essais soient pris en compte pour la détermination de $\mathbf{x}$, nous obtenons :

$$\mathbf{B}\mathbf{x} = \mathbf{c} \tag{2.36}$$



avec

$$\mathbf{B} = \begin{bmatrix} \mathbf{B}_1 \\ \vdots \\ \mathbf{B}_i \\ \vdots \\ \mathbf{B}_n \end{bmatrix} \quad (2.37)$$

et

$$\mathbf{c} = \begin{bmatrix} \mathbf{c}_1 \\ \vdots \\ \mathbf{c}_i \\ \vdots \\ \mathbf{c}_n \end{bmatrix} \quad (2.38)$$

Le système d'équations linéaires (2.36) devient sur-contraint lorsque $n > 1$ dans la mesure où $\mathbf{B}$ n'est alors plus carré mais rectangulaire. Dans ce cas, les valeurs des raideurs articulaires sont obtenues grâce à une minimisation de la norme Euclidienne de l'erreur d'approximation e du système d'équations (2.36), c.a.d. :

$$\text{minimiser } e(\mathbf{x}) \equiv \frac{1}{2} \|\mathbf{B}\mathbf{x} - \mathbf{c}\|_2^2 \quad (2.39)$$

$$\text{variables d'optimisation } \mathbf{x} \quad (2.40)$$

La valeur $\mathbf{x}_0$ de $\mathbf{x}$ qui minimise la norme Euclidienne de l'erreur e est donnée par (Golub & Van Loan, 1983) :

$$\mathbf{x}_0 = (\mathbf{B}^T \mathbf{B})^{-1} \mathbf{B}^T \mathbf{c} \quad (2.41)$$

La matrice $(\mathbf{B}^T \mathbf{B})^{-1} \mathbf{B}^T$ multipliant le vecteur $\mathbf{c}$ est connue sous le nom de *matrice pseudo-inverse* de $\mathbf{B}$.

Supposons par exemple que les raideurs articulaires soient celles données dans le tableau 2.6



et que le vecteur des forces et moments appliqués sur l'effecteur s'écrive :

$$\mathbf{w}_{eff} = \begin{bmatrix} 0 \text{ N} \\ 0 \text{ N} \\ 2200 \text{ N} \\ 200 \text{ Nm} \\ 200 \text{ Nm} \\ 0 \text{ Nm} \end{bmatrix} \quad (2.42)$$

La figure 2.14 représente la moyenne et l'écart-type des raideurs articulaires obtenues en utilisant la méthode de résolution présentée précédemment et en utilisant différents nombres d'essais.

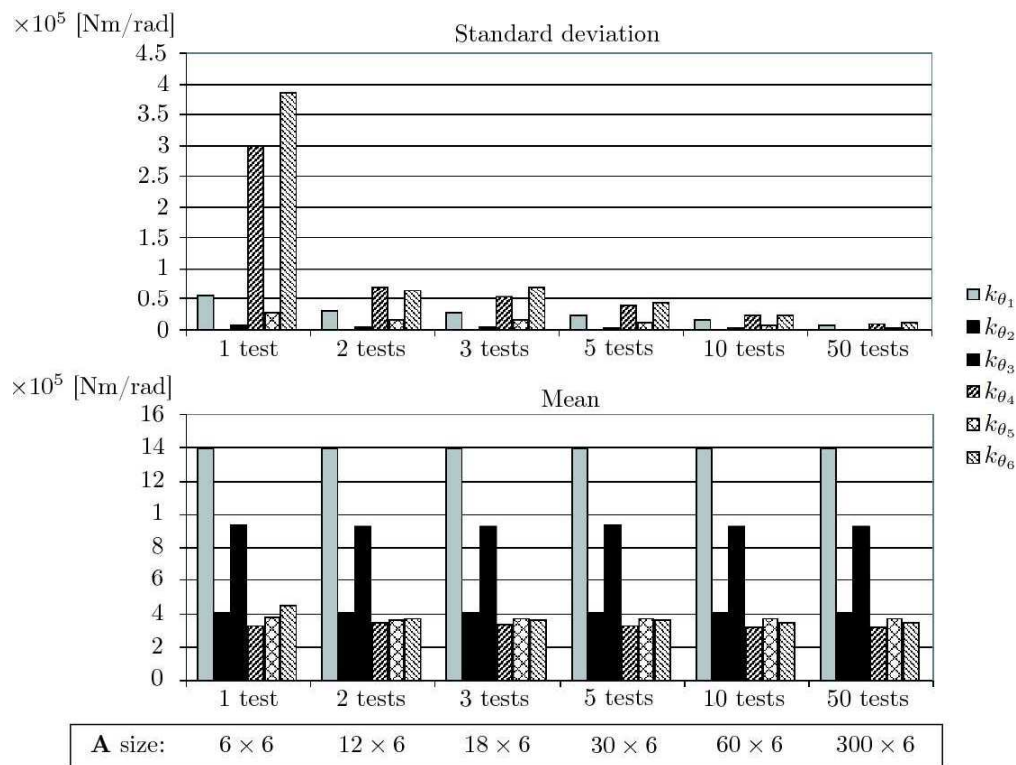


figure 2.14: Moyenne et Ecart-type des raideurs articulaires en fonction du nombre d'essais réalisés

Nous pouvons conclure que plus le nombre d'essais n est élevé, plus l'écart-type sur la détermination des raideurs articulaires est faible, autrement dit plus l'évaluation des raideurs articulaires est précise. Evidemment, la réalisation d'essais demande du temps et il s'agit généralement de trouver un compromis entre justesse du résultat et temps à passer pour la réalisation des essais. D'après la figure 2.14, 5 à 10 essais semblent suffisants pour avoir une

bonne estimation des raideurs articulaires.

2.3.5 Synthèse

La méthode proposée pour l'identification des raideurs articulaires est représentée par la figure 2.15.

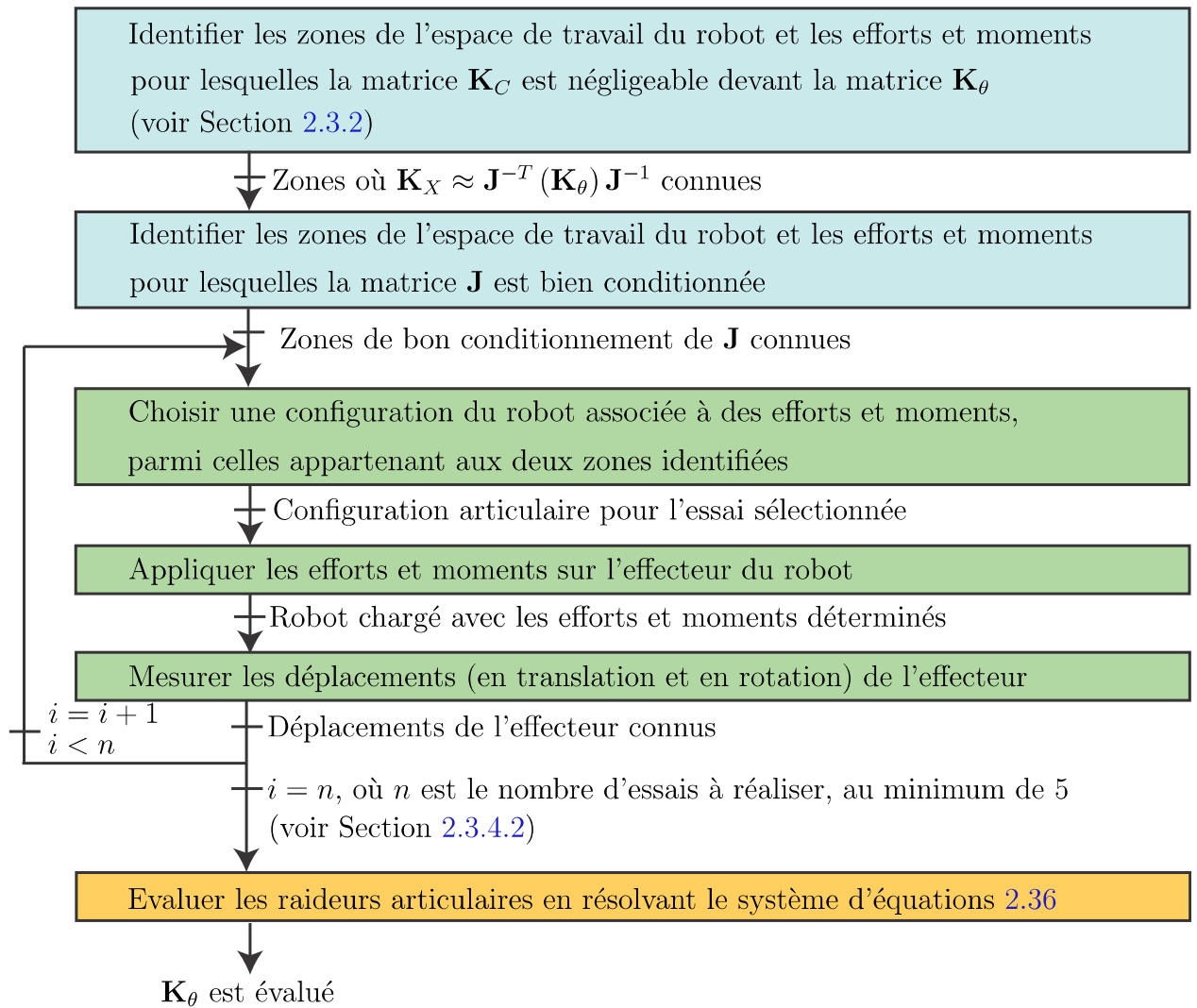


figure 2.15: Démarche à suivre pour l'identification des raideurs articulaires

Dans un premier temps, les zones dans lesquelles $\mathbf{K}_C$ est négligeable par rapport à $\mathbf{K}_\theta$ sont identifiées afin de pouvoir simplifier le modèle elasto-statique du robot. Dans un second temps les zones de l'espace de travail du robot dans lesquelles le robot a une bonne dextérité sont

identifiées. A l'issue de ces deux étapes, il est possible de trouver des configurations articulaires du robot satisfaisant ces deux critères, ainsi que les efforts et moments à appliquer sur l'effecteur. Pour identifier les raideurs articulaires, il est nécessaire d'effectuer un certain nombre d'essais, chaque essai consistant à positionner le robot dans une configuration précédemment définie, puis à mesurer la position de l'effecteur avant et pendant l'application d'une charge (force + moment) en bout du robot.

Dans la section 2.1.1 nous avons mis en évidence le fait qu'il est nécessaire de prendre en compte le mouvement de rotation de chaque corps autour de l'axe $\mathbf{z}$ de la liaison le précédant. D'une part, la méthode d'identification développée est basée sur un modèle prenant en compte des rotations autour de tous les axes des liaisons. D'autre part le protocole expérimental n'empêchant pas la déformation des corps (comme c'est le cas dans (Abele et al., 2007)), elle influe sur le déplacement mesuré sur l'effecteur du robot. De ce fait le mouvement de rotation de chaque corps autour de l'axe $\mathbf{z}$ de la liaison le précédant est prise en compte. C'est pourquoi nous devrions parler d'identification des raideurs articulaires « apparentes ». Néanmoins par souci de clarté, nous utilisons le terme « raideur articulaire » et non « raideur articulaire apparente ».

2.4 Conclusions

L'utilisation des modèles élasto-statiques existants des robots sériels nécessite le développement d'une méthode d'identification des paramètres de raideur de ces robots. En effet les méthodes existantes ne sont pas adaptées pour une utilisation dans le milieu industriel (adaptation de la cellule difficile, immobilisation importante du robot, ...).

A partir d'essais expérimentaux et numériques, nous avons montré la pertinence de l'hypothèse d'une modélisation des corps rigides et des liaisons flexibles, à la condition d'utiliser le protocole d'identification développé permettant de prendre en compte en partie la flexibilité des corps. Ce protocole est publiée dans (Dumas et al., 2011b).

Dans le chapitre suivant nous mettons en oeuvre cette méthodologie pour identifier les raideurs articulaires du robot KUKA KR270.

3

Validation du modèle élasto-statique du robot

3.1	Identification des raideurs articulaires du robot KR270	70
3.1.1	Détermination des zones appropriées et des efforts à appliquer	70
3.1.2	Dispositif expérimental	73
3.1.3	Résultats	74
3.2	Validation du modèle élasto-statique sur une opération d'usinage	79
3.2.1	Simulation de la trajectoire usinée	79
3.2.2	Dispositif expérimental	87
3.2.3	Résultats	90
3.3	Conclusions et perspectives	96

Dans ce chapitre nous présentons l'identification des raideurs articulaires du robot KR270. Une fois les paramètres du modèle élasto-statique identifiés, nous présentons un algorithme permettant de simuler la trajectoire réelle de l'outil porté par un robot sur lequel s'exercent, de par l'opération de parachèvement, des efforts de coupe.

Ainsi, en plus d'une validation purement statique, cette simulation de la trajectoire réelle nous permet de valider l'utilisation du modèle élasto-statique pour des opérations réalisées à une vitesse d'avance de travail (nous ne dépasserons pas les 3,6 m/min). Il convient de préciser ici que lors de l'identification des raideurs articulaires, le robot est placé sous asservissement. En effet, le déplacement de l'effecteur soumis à un effort est fonction de l'activation ou non des freins des moteurs. Sous asservissement le robot est plus raide que dans l'état « freiné ». Ceci s'explique par la souplesse des transmissions. L'asservissement les compense du fait de la position des codeurs, situés généralement aux extrémités des transmissions. Aussi, afin de pouvoir utiliser le modèle élasto-statique pour des opérations réalisées à une vitesse d'avance de travail, les raideurs articulaires ont été identifiées en maintenant le robot sous asservissement.

3.1 Identification des raideurs articulaires du robot KR270

Nous avons testé la méthode d'identification présentée précédemment sur différents robots. Nous présentons ici les résultats obtenus pour le robot KUKA KR270. Ce protocole a par ailleurs été appliqué aux robots KUKA KR240, KUKA Quantec 270 prime, KUKA KR100HA et Stäubli TX200.

3.1.1 Détermination des zones appropriées et des efforts à appliquer

La détermination des zones appropriées pour effectuer les essais se fait au regard des deux critères explicités dans le chapitre 2, à savoir : une bonne dextérité du robot, et une matrice $\mathbf{K}_C$ négligeable par rapport à la matrice $\mathbf{K}_X$. Pour l'évaluation du premier critère, seuls les paramètres géométriques du robot sont nécessaires. A partir de l'analyse de la dextérité du

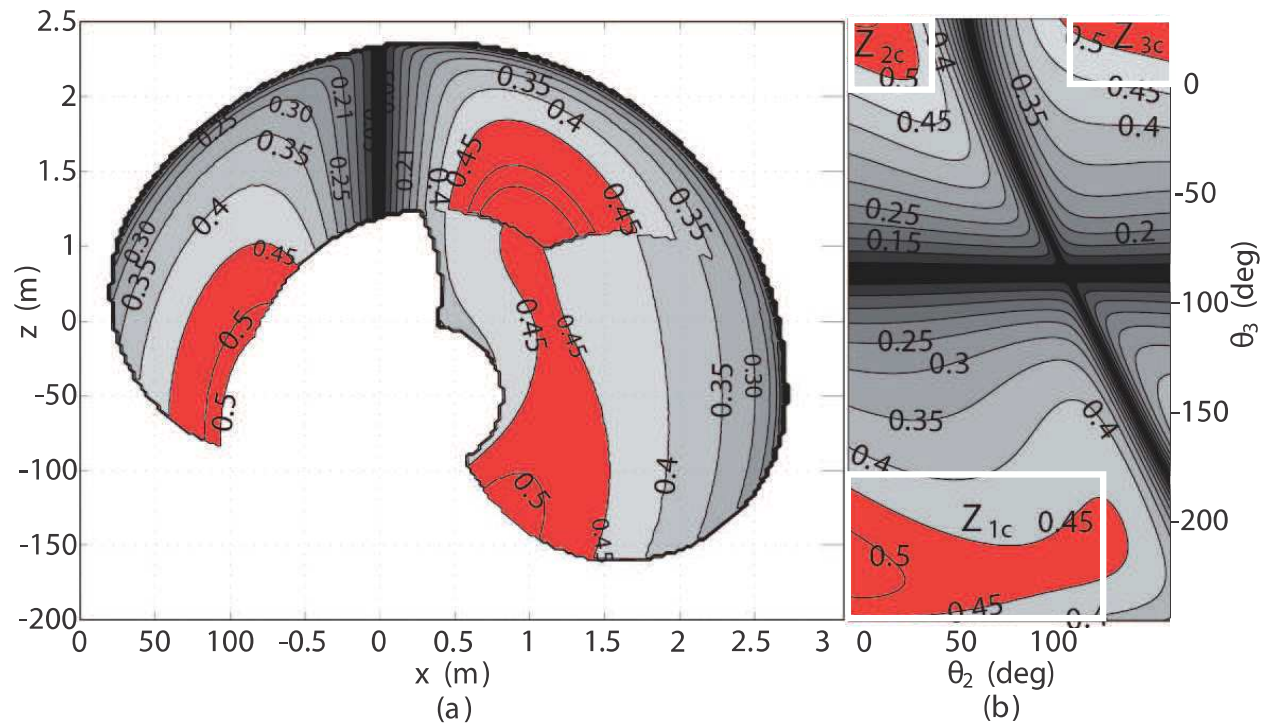


figure 3.1: Isocontours du conditionnement inverse de $\mathbf{J}_N$: (a) sur l'espace cartésien du robot et (b) sur l'espace articulaire (θ_2, θ_3)

robot, figure 3.1, trois zones intéressantes pour la réalisation des essais ont été identifiées, Z_{1c} , Z_{2c} et Z_{3c} .

tableau 3.1: Zones de configurations optimales du robot

Zone	θ_2	θ_3
Z_{1c}	0° à 110°	-245° à -170°
Z_{2c}	0° à 25°	0° à 29°
Z_{3c}	100° à 146°	0° à 29°

Pour l'étude de l'influence de $\mathbf{K}_C$ sur $\mathbf{K}_X$, il est nécessaire de fixer la valeur des raideurs articulaires ainsi que celles du torseur des actions mécaniques appliquées en bout du robot. A cet effet, nous avons utilisé les raideurs articulaires présentées dans le tableau 2.6. En ce qui concerne les essais nous avons souhaité, pour des questions pratiques de mise en oeuvre, appliquer un effort selon la gravité, associé à un bras de levier. Le torseur $\boldsymbol{\omega}$ s'exprime donc ainsi :

$$\boldsymbol{\omega} = \begin{bmatrix} 0 \text{ } N \\ 0 \text{ } N \\ -2400 \text{ } N \\ -200 \text{ } Nm \\ -200 \text{ } Nm \\ 0 \text{ } Nm \end{bmatrix} \quad (3.1)$$

Dans les zones précédemment identifiées, nous avons sélectionné des configurations qui, associées au vecteur $\boldsymbol{\omega}$ choisi, permettent de minimiser les critères ν_p et ν_r (figure 3.2). Puis, compte-tenu des contraintes imposées par le système mécanique permettant d'imposer les efforts en bout du robot, certaines configurations ont été éliminées. Enfin, afin de couvrir l'espace de travail le plus large possible, les bonnes configurations ont été discrétisées. Finalement, seuls les points rouges de la figure 3.2 sont retenus pour être utilisés pour l'identification des raideurs articulaires.

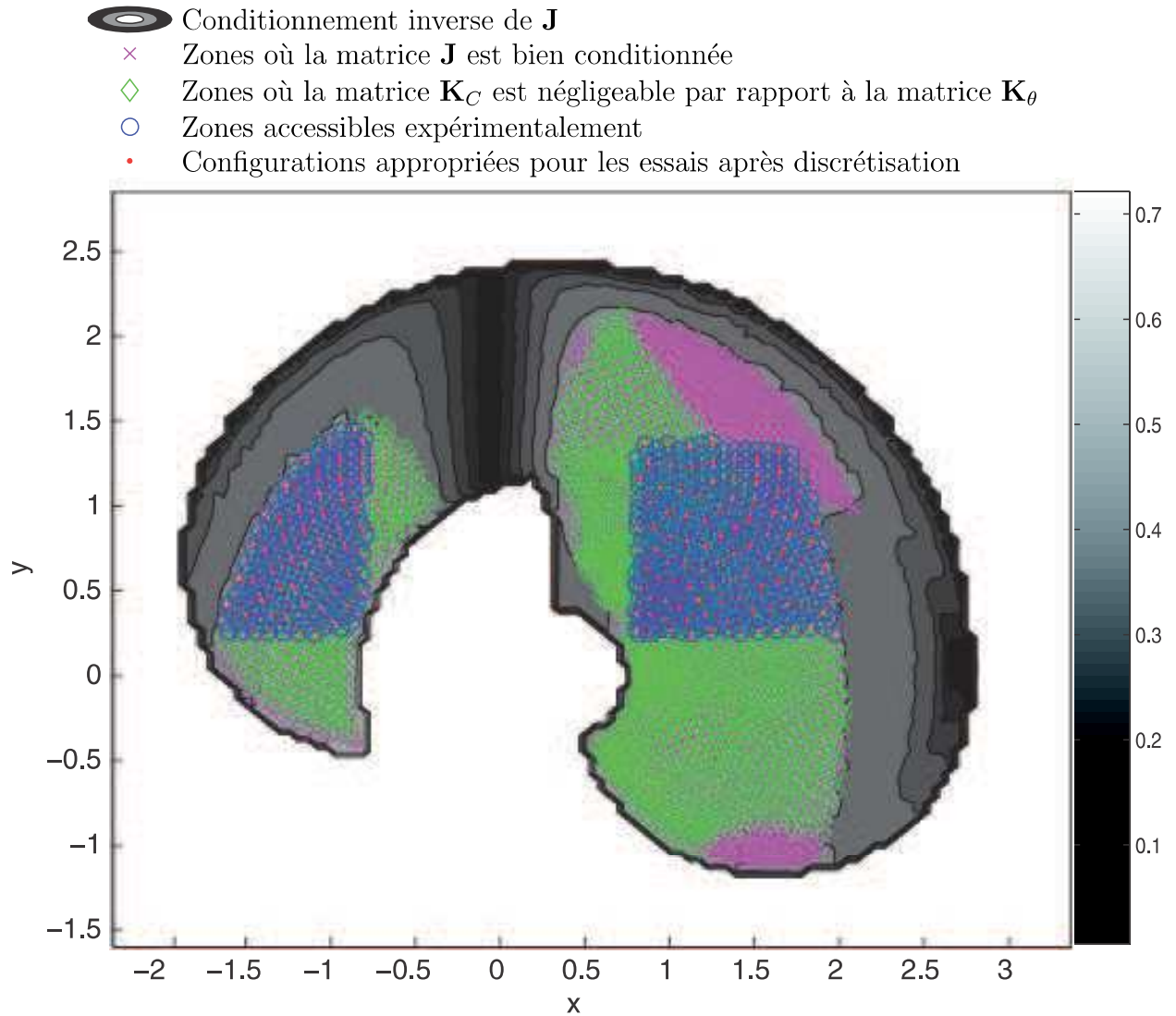


figure 3.2: Zones appropriées pour les essais sur le KR270

Sur les 4383 points correspondant au bon conditionnement de la matrice $\mathbf{J}$, seuls 3507 permettent de rendre la matrice $\mathbf{K}_C$ négligeable devant la matrice $\mathbf{K}_\theta$, et parmi eux seuls 1282 sont accessibles expérimentalement (voir au paragraphe suivant). Une fois la discrétisation réalisée (écart entre deux configurations d'au moins 5° sur θ_2 ou θ_3), seuls 147 configurations du robot sont possibles.

3.1.2 Dispositif expérimental

Comme le montre la figure 3.3, le dispositif expérimental est composé du robot, d'un Laser Tracker, de rétroreflecteurs et d'une masse reliée à l'extrémité de l'effecteur par un bras de levier et d'un dynamomètre. Ce dernier permet à l'utilisateur d'évaluer les efforts exercés sur le robot. Les contraintes expérimentales limitant le nombre de configurations du robot

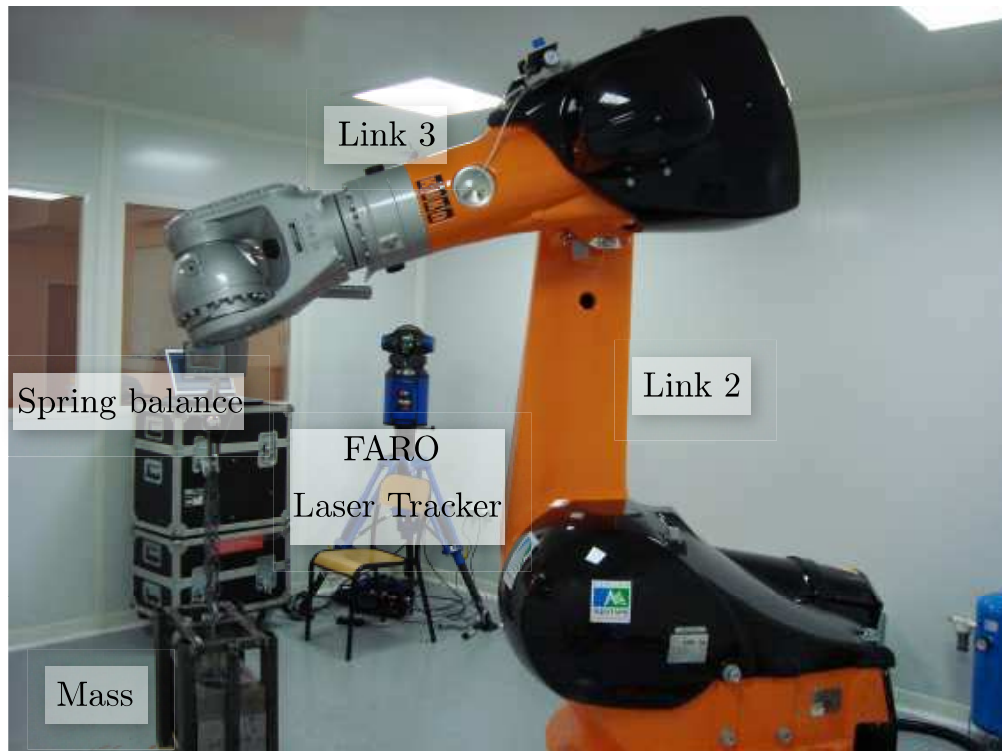


figure 3.3: *Dispositif expérimental*

utilisables pour ces essais sont :

- la visibilité de l'ensemble des points de mesure par le Laser Tracker,
- la possibilité de suspendre la charge voulue (donc prise en compte des hauteurs de la cage (50 cm), du dynamomètre, des différents maillons, ...), sans collision avec le corps du robot.

3.1.3 Résultats

3.1.3.1 Robustesse de la méthode

Comme l'identification des raideurs articulaires nécessite la mesure des déplacements de l'effecteur, la répétabilité de cette déformation a été vérifiée. L'incertitude (soit 3 fois l'écart type) représente environ 1,3 % de la déformation mesurée, ce qui est acceptable.

L'équation (2.27) est résolue au moyen de la relation (2.30). La figure 3.4 illustre les valeurs des raideurs articulaires k_{θ_2} , k_{θ_3} , k_{θ_4} , k_{θ_5} et k_{θ_6} obtenues avec cette méthode en fonction du nombre de tests n , $n = 1, \dots, 23$, pris en compte simultanément dans la construction de la matrice $\mathbf{B}$. Notons que les n tests sont choisis au hasard parmi les 23 disponibles et qu'un test ne peut pas apparaître deux fois dans une même sélection.

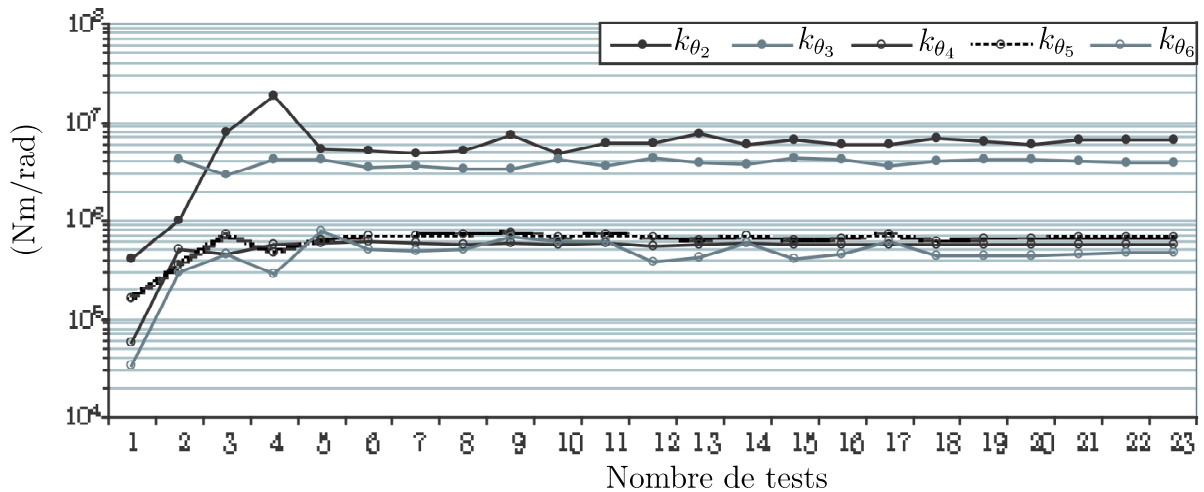


figure 3.4: Valeurs des raideurs articulaires en fonction du nombre d'essais pris en compte simultanément pour l'identification

La figure 3.5 présente les écart-types obtenus en fonction du nombre d'essais pris en compte pour sur-contraindre le système d'équations et donc déterminer les raideurs articulaires. Chaque écart-type est en réalité la moyenne des écart-types obtenus en déterminant 10 fois les raideurs articulaires.

Nous pouvons remarquer que plus le nombre d'essais pris en compte simultanément est important, meilleure est la convergence et la précision des raideurs articulaires. Plusieurs figures différentes peuvent être obtenues, car les résultats sont, pour un nombre d'essais pris en compte faible, très dépendants du choix de ces essais. Néanmoins, à partir de 10 essais pris en compte simultanément, il y a convergence des résultats. L'écart-type semble se stabiliser. Nous pouvons ainsi considérer que la méthode est robuste à partir de 10 essais réalisés.



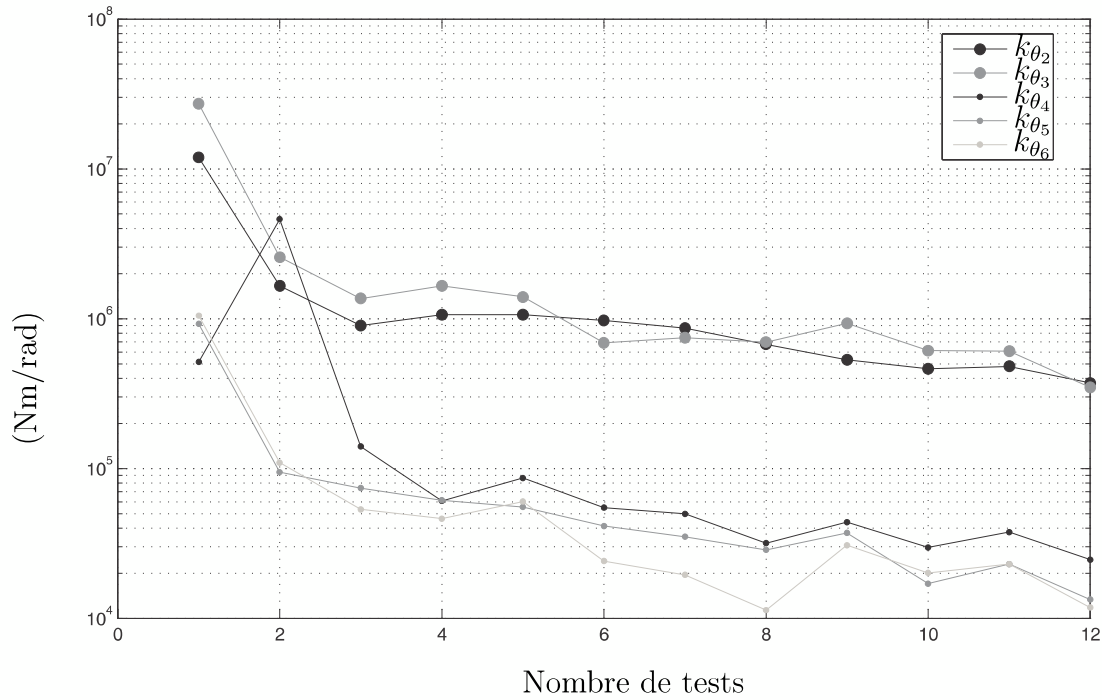


figure 3.5: Evolution de l'écart-type des valeurs articulaires en fonction du nombre d'essais pris en compte

3.1.3.2 Sensibilité des résultats aux erreurs de mesure

Néanmoins les raideurs articulaires seront toujours calculées avec une incertitude puisqu'il y a différentes sources d'erreur :

- Les incertitudes du Laser Tracker, d'environ ± 0.03 mm
- L'erreur du dynamomètre, d'environ ± 0.1 kg
- L'erreur dans les codeurs, d'environ ± 0.01 deg

L'erreur de chacun des paramètres est supposée suivre une loi normale. Le tableau 3.2 donne la valeur des raideurs articulaires ainsi que l'erreur qui leur est associée. Par exemple, la deuxième raideur articulaire est égale à $6.6 \cdot 10^6$ Nm/rad avec une erreur de $\pm 1 \cdot 10^5$ Nm/rad, soit 8 % de la valeur moyenne déterminée. Pour ce calcul, nous avons considéré 10 essais simultanément (voir analyse de la robustesse), chacun avec des erreurs aléatoires.

tableau 3.2: Raideurs articulaires avec l'erreur associée

Liaison	Raideur articulaire 10^6 [Nm/rad]	Erreur en 10^6 [Nm/rad] et en pourcentage de la valeur moyenne
1	3.8	non déterminée
2	6.6	± 0.1 (8%)
3	3.9	± 0.37 (9%)
4	0.56	± 0.01 (2%)
5	0.66	± 0.01 (2%)
6	0.47	± 0.02 (5%)

3.1.3.3 Vérification du modèle sur des cas de chargements statiques du robot

La vérification du modèle a été effectuée sur les déplacements de l'effecteur, entre les états chargés et déchargés du robot. Sur les figures 3.6 et 3.7, les essais sont organisés en fonction des zones Z_{1c} , Z_{2c} et Z_{3c} définies dans le tableau 3.1. Sur chacune deux groupes de mesures ont été faits : celles qui ont servi à l'identification des raideurs articulaires, et celles utilisées uniquement pour la validation. Les lignes verticales autour des cercles représentent l'erreur du déplacement calculé de l'effecteur en raison des différentes erreurs prises en compte. Plus la longueur du segment est faible, meilleure est la détermination du déplacement de l'effecteur. La croix représente la valeur du déplacement mesuré, et le rond celle du déplacement simulé par le modèle.

La figure 3.6 illustre les translations calculées et mesurées de l'effecteur selon les axes $\mathbf{x}$, $\mathbf{y}$ et $\mathbf{z}$, exprimées dans $\mathcal{R}_0$. Elle montre que, bien que le déplacement s'effectue principalement sur l'axe $\mathbf{z}$, les composantes sur les axes $\mathbf{x}$ et $\mathbf{y}$ ne sont pas nulles. Ainsi, en fonction de la configuration articulaire du robot, le déplacement de l'outil ne se fait pas exactement selon la direction de l'effort qui lui est appliqué. Parmi les 24 essais, la différence entre les déplacements simulés et mesurés sur l'axe $\mathbf{z}$ est d'environ 0,1 mm pour des déplacements de l'ordre de 2 mm. L'écart maximum vaut 0,2 mm.

La figure 3.7 illustre les rotations calculées et mesurées de l'effecteur autour des axes $\mathbf{x}$, $\mathbf{y}$ et $\mathbf{z}$, exprimées dans $\mathcal{R}_0$. Le cercle représente la valeur calculée de la rotation alors que la croix désigne sa valeur mesurée. Sur les 24 essais utilisés pour vérifier le modèle, la différence entre les rotations théorique et mesurée est d'environ 0.005 degrés autour de $\mathbf{x}$ et $\mathbf{y}$, et environ 0.01 degré autour de $\mathbf{z}$ (axes très peu sollicités, donc pour lequel les résultats sont très sensibles aux erreurs de mesure).

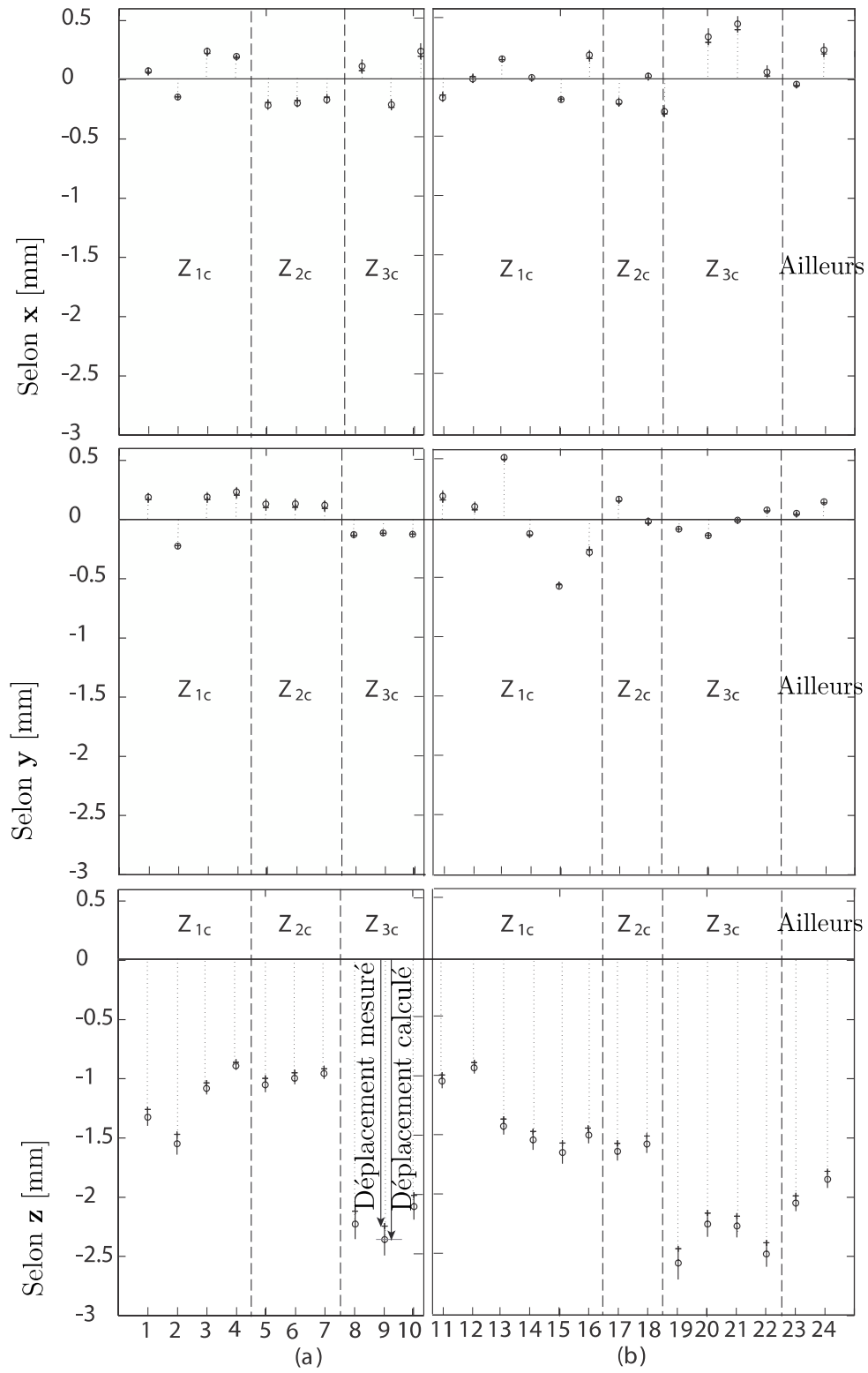


figure 3.6: Déplacements linéaires de l'effecteur, mesurés et calculés, pour tous les essais (mm):
 (a) Validation sur les essais dont les résultats ont été utilisés pour la détermination des raideurs articulaires; (b) Validation sur les autres essais

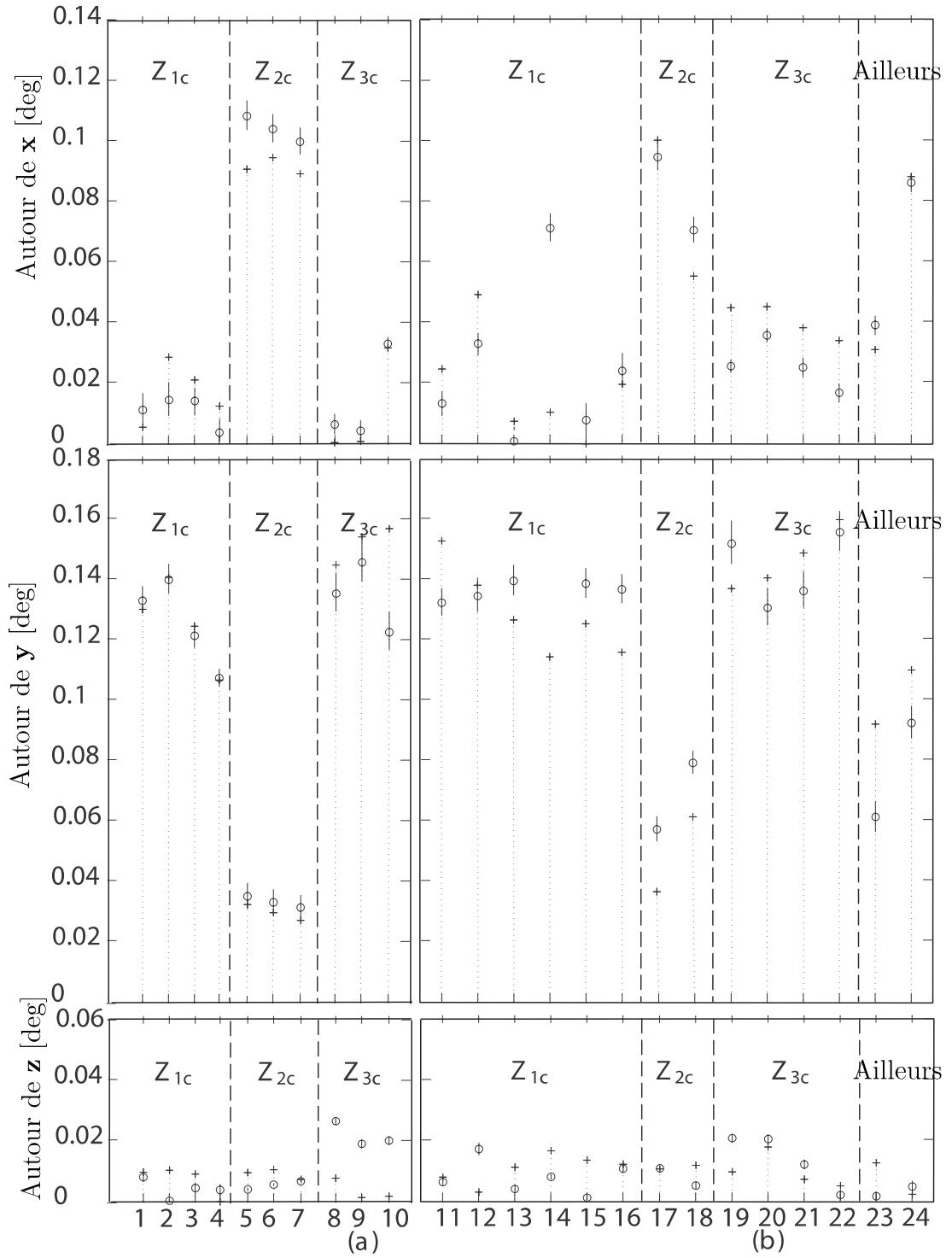


figure 3.7: Rotations mesurées et calculées de l'effecteur, exprimées autour des axes x , y et z de $\mathcal{F}_0$ (deg) : (a) Validation sur les essais dont les résultats ont été utilisés pour la détermination des raideurs articulaires; (b) Validation sur les autres essais

Ainsi, le modèle élasto-statique permet de prédire une partie des déplacements de l'effecteur lorsque le robot est soumis à un effort. Néanmoins cette correction n'est pas parfaite. Les hypothèses faites pour l'écriture du modèle élasto-statique limitent de fait l'efficacité du modèle. En effet les corps et les liaisons ont des déformations en rotation et en translation autour et selon tous les axes. Nous avons limité la prise en compte de ces déformations aux rotations autour des axes $\mathbf{z}$ du robot. En effet les limitations imposées de par les caractéristiques des systèmes de mesure ne nous ont pas permis de quantifier avec fiabilité l'ensemble des mouvements localisés dans les liaisons et dans les corps, malgré un effort maximal imposé en bout du robot.

La validation permet de juger de l'efficacité du modèle et de la méthode d'identification des raideurs articulaires sur des cas statiques de déformation. Or, la plupart des procédés de parachèvement n'étant pas réalisés avec des vitesses d'avance importantes, il paraît intéressant de juger de l'efficacité de notre approche sur un process pour lequel les phénomènes dynamiques de types vibratoires ne semblent pas prépondérants par rapport aux phénomènes de déformations statiques. Alors l'hypothèse d'une accélération nulle, et donc de l'état d'équilibre, nécessaire pour l'utilisation du modèle élasto-statiques peut être faite.

3.2 Validation du modèle élasto-statique sur une opération d'usinage

Afin de pouvoir déterminer les déplacements de l'effecteur pendant une opération d'usinage, il est nécessaire d'avoir à la fois le modèle élasto-statique du robot et un modèle d'efforts de coupe. Avec ces deux modèles, il est possible de simuler la trajectoire effectuée par l'outil.

3.2.1 Simulation de la trajectoire usinée

3.2.1.1 Modèle d'efforts de coupe

Le modèle d'efforts de coupe choisi est adapté à une opération de détournage : on considère le problème plan, c'est-à-dire qu'on fait l'hypothèse d'une coupe orthogonale. Compte-tenu des outils utilisés pour l'usinage robotisé (l'hélice de l'outil est généralement inférieure à 15 degrés) et du fait que la hauteur de la pièce soit usinée en une seule passe (le bout de l'outil n'est pas en matière), cette hypothèse semble réaliste. L'effort F_z est donc considéré comme nul. Néanmoins dans le cas d'un outil avec une hélice de 15 degrés, l'effort selon l'axe de l'outil atteint 26 % de l'effort total, ce qui peut représenter plusieurs centaines de newtons. Cet effort peut engendrer des déplacements du robot dans toutes les directions, y compris dans le



plan orthogonal à l'axe outil. La figure 3.6 montre que ces déplacements sont néanmoins très faibles : le robot se déplace majoritairement selon la direction de l'effort. Donc à un effort selon l'axe outil correspond un déplacement essentiellement selon cet axe. Nous verrons que le critère que nous avons choisi pour améliorer les opérations de détournage robotisées est l'écart géométrique par rapport à la trajectoire de consigne. Un déplacement de l'outil selon son axe a donc pas une influence minime sur ce déplacement. C'est pourquoi nous avons considéré le problème plan. De plus, dans la mesure où l'avance par dent et par tour f_z [mm/dent/tour] est inférieure au dixième du diamètre outil $\emptyset_{outil}$, le modèle d'effort de coupe développé par Thusty et Macneil peut être utilisé (Thusty & Macneil, 1975). Ce dernier fait trois hypothèses :

1. L'effort de coupe tangentiel δF_t dû au passage d'une dent de l'outil est proportionnel à la surface de coupe :

$$\delta F_t = K_t h a_p \quad (3.2)$$

avec h l'épaisseur du copeau en mm, a_p la profondeur de passe en mm et K_t le coefficient de proportionnalité exprimé en N/mm². La surface de coupe est égale à $h a_p$.

2. L'effort de coupe radial δF_r dû au passage d'une dent de l'outil est proportionnel à l'effort de coupe tangentiel.

$$\delta F_r = K_r \|\delta F_t\| \quad (3.3)$$

K_r étant un coefficient de proportionnalité adimensionnel.

3. L'épaisseur de copeau peut être exprimée selon l'expression :

$$h(\varphi) = f_z \sin(\varphi) \quad (3.4)$$

avec φ l'angle entre la normale à l'avance et la dent.

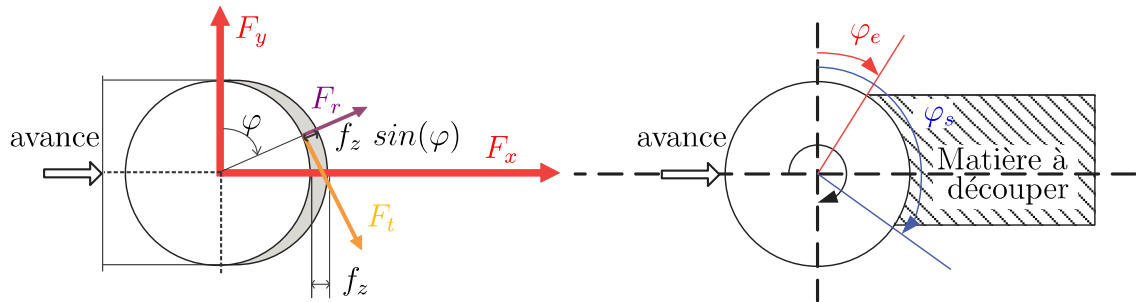


figure 3.8: Géométrie du copeau et définition des angles φ_e et φ_s

Alors, pour une dent considérée,

$$\begin{cases} \delta F_t &= K_t a_p f_z \sin(\varphi) d\varphi \\ \delta F_r &= K_r \|\delta F_t\| \end{cases} \quad (3.5)$$

Compte-tenu des vitesses de rotation importantes de l'outil, les efforts moyens F_x , F_y et F_z associés à une dent, peuvent être évalués en faisant la somme des efforts calculés pour chaque orientation φ de la dent, depuis son entrée à sa sortie matière.

$$\begin{cases} F_x &= \int_{\varphi_s}^{\varphi_e} (\|F_t\| \cos(\varphi) + \|F_r\| \sin(\varphi)) d\varphi \\ F_y &= \int_{\varphi_s}^{\varphi_e} (-\|F_t\| \sin(\varphi) + \|F_r\| \cos(\varphi)) d\varphi \end{cases} \quad (3.6)$$

soit

$$\begin{cases} F_x &= K_t a_p f_z \left[\frac{-\cos(2\varphi)}{4} + K_r \frac{\varphi}{2} - K_r \frac{\sin(2\varphi)}{4} \right]_{\varphi_s}^{\varphi_e} \\ F_y &= K_t a_p f_z \left[\frac{\sin(2\varphi)}{4} - \frac{\varphi}{2} - K_r \frac{\cos(2\varphi)}{4} \right]_{\varphi_s}^{\varphi_e} \end{cases} \quad (3.7)$$

puis, pour $\varphi \in [\varphi_e \varphi_s]$,

$$\begin{cases} F_x &= K_t a_p f_z \left(-\frac{\cos(2\varphi_s)}{4} + K_r \frac{\varphi_s}{2} - K_r \frac{\sin(2\varphi_s)}{4} + \frac{\cos(2\varphi_e)}{4} - K_r \frac{\varphi_e}{2} + K_r \frac{\sin(2\varphi_e)}{4} \right) \\ F_y &= K_t a_p f_z \left(\frac{\sin(2\varphi_s)}{4} - \frac{\varphi_s}{2} - K_r \frac{\cos(2\varphi_s)}{4} - \frac{\sin(2\varphi_e)}{4} + \frac{\varphi_e}{2} + K_r \frac{\cos(2\varphi_e)}{4} \right) \end{cases} \quad (3.8)$$

avec, si $\varphi \notin [\varphi_e \varphi_s]$,

$$\begin{cases} F_x &= 0 \\ F_y &= 0 \end{cases} \quad (3.9)$$

La figure 3.9 représente les efforts F_x et F_y associés à une dent, en fonction de l'angle de rotation de l'outil. F_x et F_y sont également présentés pour un outil à 4 dents, de diamètre 20 mm. Enfin, les valeurs moyennes $F_{x,moy}$ et $F_{y,moy}$ sont également représentées. K_t a été fixé à 1900 N/mm² et K_r à 0,5. f_z vaut 0,05 mm/dent/tour.

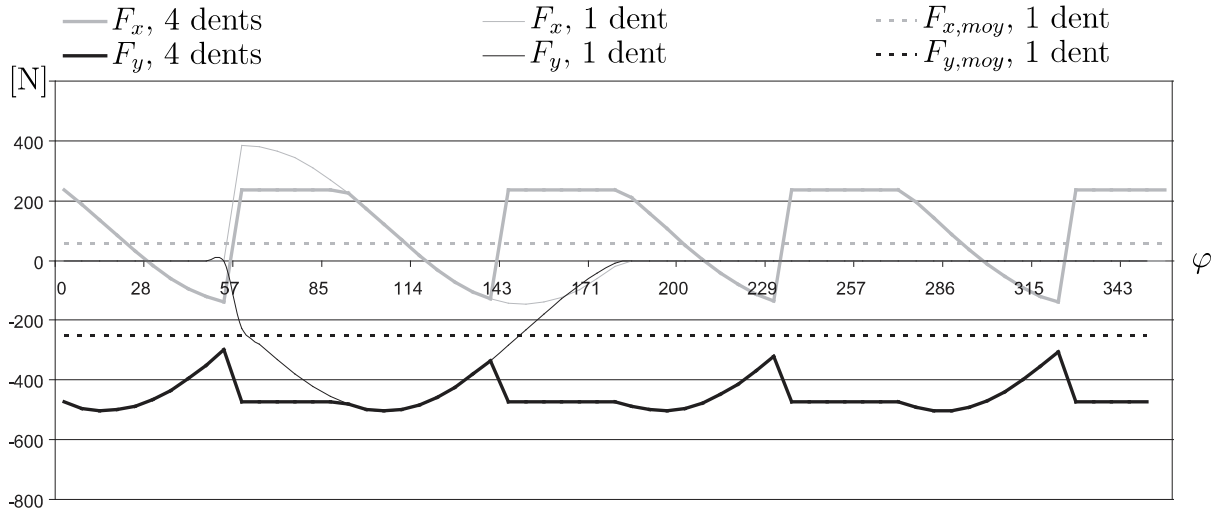


figure 3.9: Evolution des efforts de coupe en fonction de l'angle de rotation de l'outil ($A_e = 16$ mm, Outil 4 dents et de diamètre 20 mm)

Ce modèle d'effort permet de simuler les changements d'efforts lors d'une sortie matière ou d'un virage par exemple. Notons que les paramètres K_r et K_t nécessitent d'être identifiés à partir de la mesure des efforts moyens obtenus lors d'une opération d'usinage. De plus il convient de préciser que les efforts calculés avec le modèle présenté correspondent aux efforts exercés par l'outil sur la pièce. Pour le calcul des déplacements de l'outil pendant une opération d'usinage, il faut prendre en compte l'effort exercé par la pièce sur l'outil.

3.2.1.2 Simulation de la trajectoire usinée

Un algorithme permettant de simuler la trajectoire usinée est décrit par la figure 3.10. Cet algorithme tient compte du modèle d'efforts de coupe ainsi que du modèle élasto-statique du robot.

Connaissant l'outil, la pièce à usiner, la trajectoire d'usinage à parcourir ${}^n P_{i,i=1..N}$ et les conditions d'usinage, la position réelle de l'outil ${}^d P_{i,i=1..N}$ est évaluée pour chaque point de la trajectoire discrétisée. A cet effet plusieurs itérations sont nécessaires. L'outil étant positionné à sa position théorique ${}^n P_i$, son engagement et donc les efforts de coupe sont calculés. Du fait de cet effort et de la souplesse du robot, l'outil va se déplacer à une position ${}^d P_i$. Tant que cette nouvelle position est décalée de la précédente de plus de la valeur seuil définie par l'utilisateur, alors un bouclage s'effectue : à cette nouvelle position ${}^d P_i$ correspond un nouvel engagement, donc un nouvel effort de coupe, et donc une nouvelle position de l'outil ${}^d P_i$. La condition d'arrêt du bouclage est un déplacement relatif de l'outil entre deux itérations successives inférieur à 0,01 mm dans la direction de l'avance et dans la direction normale à

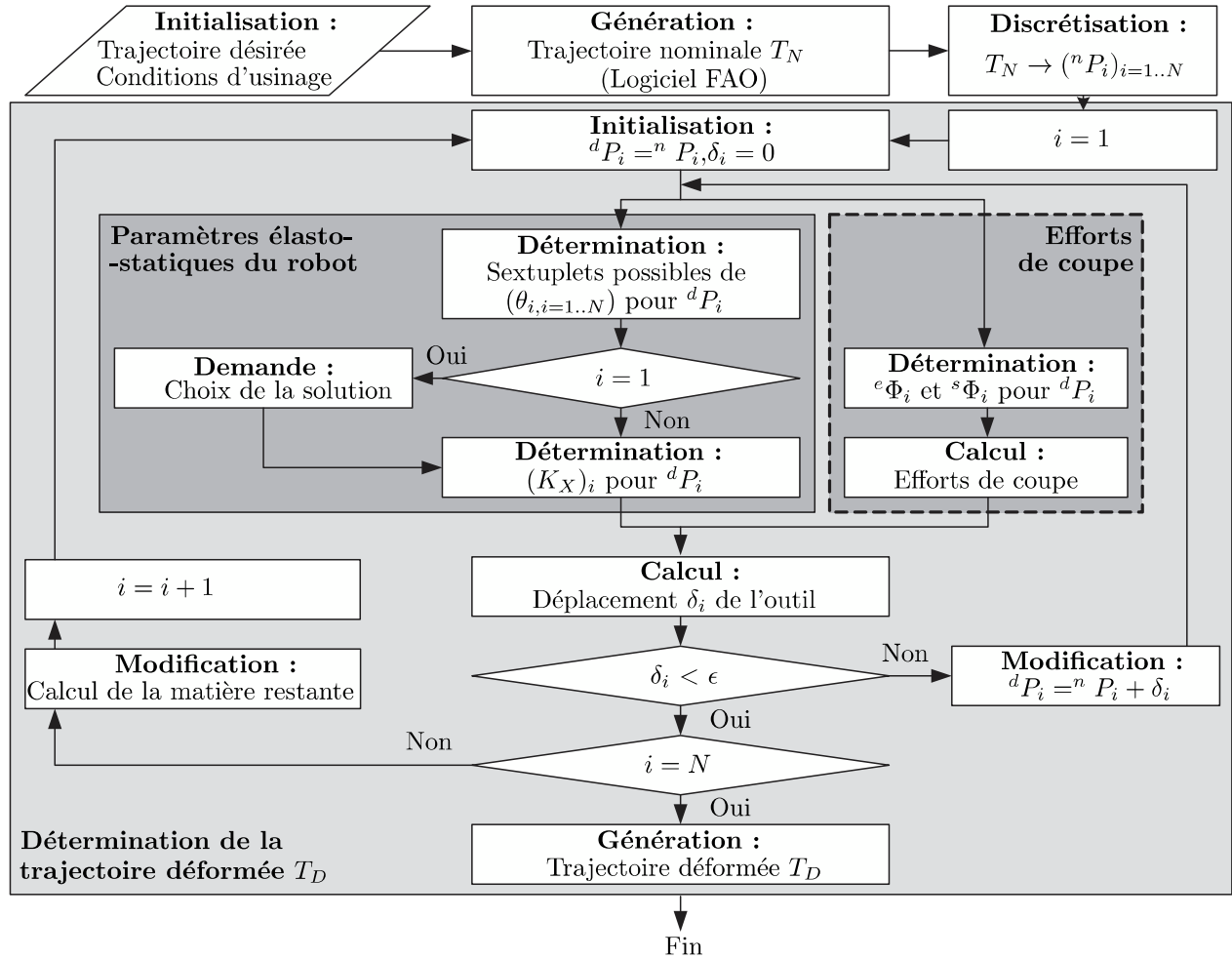


figure 3.10: Algorithme de calcul de la trajectoire usinée

l'avance. Ce programme peut être utilisé pour simuler diverses opérations d'usinage. Nous présentons ci-après les plus courantes : le rainurage avec l'entrée et la sortie de la matière, le virage et l'arrêt en matière.

3.2.1.2.1 Opération de rainurage

Pour réaliser une opération de rainurage, la configuration initiale du robot est représentée par la figure 3.11.

Les paramètres utilisés dans le modèle sont les suivants :

- $\emptyset_{outil} = 20$ mm
- $a_p = 5$ mm
- $a_e = \{20, 16, 6\}$ mm
- $K_t = 1900$ N/mm²
- $K_r = 0,5$

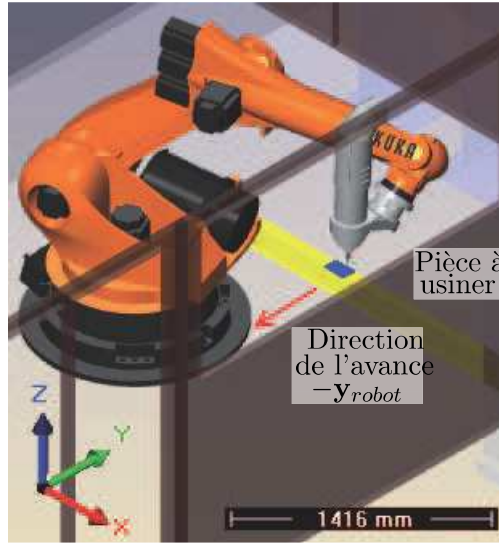


figure 3.11: Configuration initiale du robot pour l'opération de rainurage

- Usinage en opposition
- $k_{\theta_i, i=1..6}$ sont donnés dans le tableau 3.2

Les résultats obtenus pour différentes opérations de rainurage sont représentés par la figure 3.12.

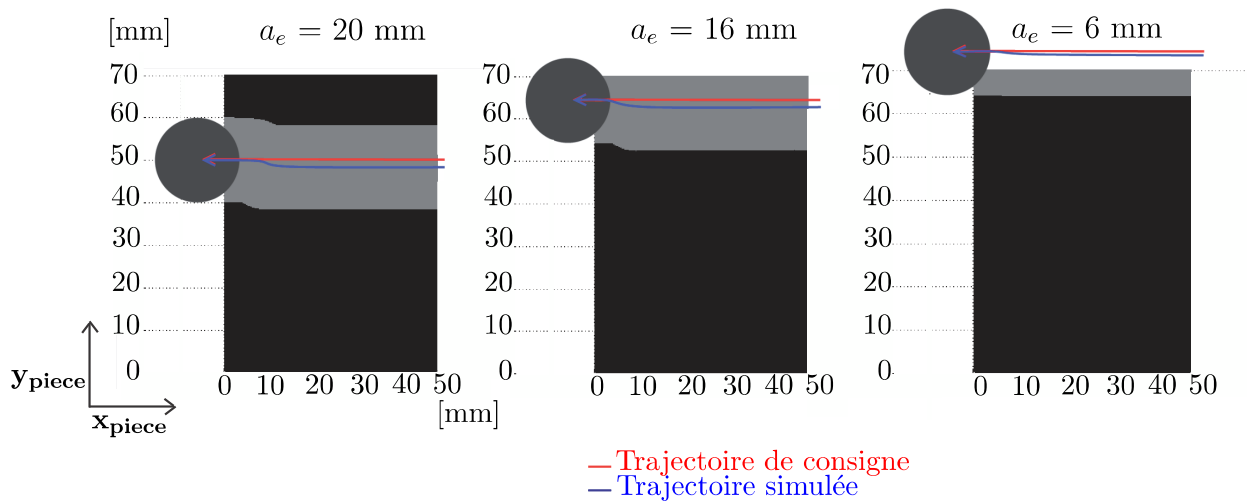


figure 3.12: Résultats obtenus pour une opération de rainurage

Il est facile de constater que plus la largeur de passe a_e est importante, plus l'écart entre la trajectoire de consigne et la trajectoire simulée est important. Cela est essentiellement dû aux variations de l'effort perpendiculaire à la direction de l'avance.

Cette déviation de l'outil se traduit par une marque sur la pièce présente uniquement en sortie matière. Pourtant le même phénomène se produit (voir figure 3.13) :

- En entrée matière, le déplacement radial de l'outil augmente au fur et à mesure de l'augmentation de son engagement. Lorsqu'il est engagé de moitié dans la pièce, alors son engagement ne varie plus, et la déformation atteinte est maximale. Or c'est à partir de ce niveau d'engagement que l'on retrouve la trace du passage de l'outil sur la pièce. Autrement dit, toute la phase de déformation du robot et donc de déplacement de l'outil est masquée du fait que, dès qu'il atteint un engagement de la moitié de son diamètre dans la pièce donc avec son engagement radial maximal, la déformation a atteint sa valeur maximale.
- En sortie matière, la marque sur la pièce est due au « relâchement » du robot : en milieu de trajectoire, lorsque son engagement est constant, l'outil est soumis à une force qui tend, entre autre, à le déplacer perpendiculairement à la direction d'avance; il effectue donc la rainure avec un décalage par rapport à sa consigne. Dès que l'engagement commence à diminuer en sortie matière, cet effort diminue, et le robot se déforme donc moins. Par conséquent, au fur et à mesure que l'engagement diminue, l'outil se rapproche de sa position de consigne. Ce « relâchement » se traduit par le défaut visible en sortie matière.

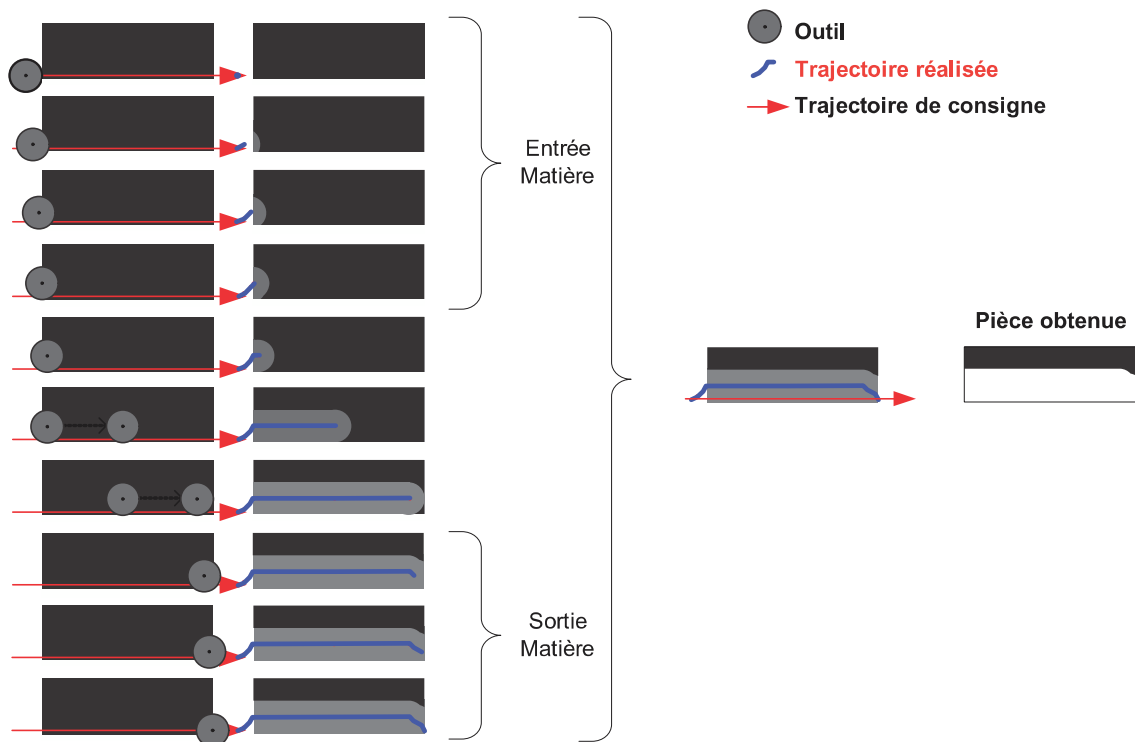


figure 3.13: Déviation de l'outil en entrée et en sortie matière

3.2.1.2.2 Virage pleine matière

Le résultat obtenu pour une opération d'usinage en virage pleine matière est représenté par la figure 3.14. Les modifications importantes des engagements de l'outil lors du franchissement d'un virage (voir figure 3.15), étudiées notamment à l'IRCCyN par Benjamin Havette (Havette, 2010), expliquent les fortes discontinuités constatées de la déformation du robot. La direction d'avance changeant brusquement de direction, l'engagement de l'outil ainsi que l'intensité et l'orientation de l'effort de coupe varient fortement.

Il est néanmoins probable que la simulation présentée soit légèrement différente des résultats

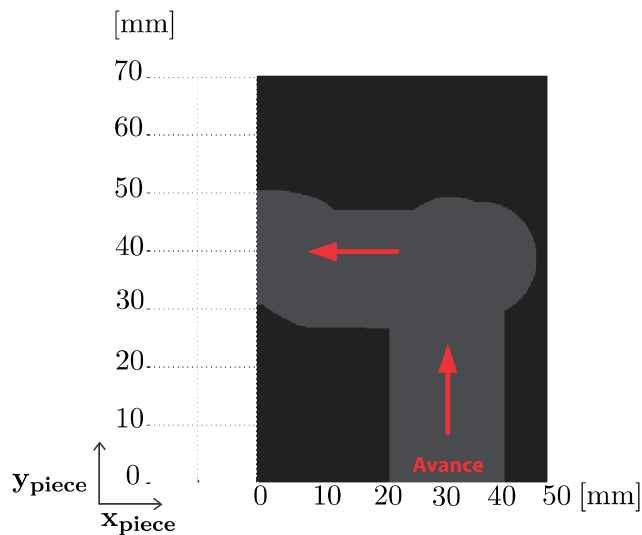
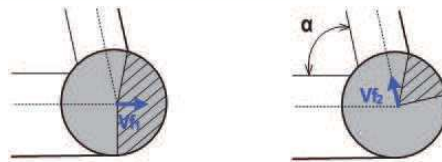


figure 3.14: Trajectoire d'usinage obtenue lors d'un virage pleine matière



Les zones hachurées représentent les zones actives de l'outil, juste avant puis juste après le passage du virage.

figure 3.15: Variation de l'engagement de l'outil et de la direction de la vitesse d'avance lors du franchissement d'un virage

expérimentaux dans la mesure où la simulation est réalisée avec une avance constante, ce qui n'est pas le cas dans la réalité. En pratique, à l'approche du virage, le robot ralentit son avance pour accélérer une fois ce dernier passé. La vitesse d'avance diminuant, la section de copeau diminue indépendamment de l'engagement radial. Ainsi, les efforts de coupe dans le

virage sont réduits, et la déviation de l'outil est donc plus faible. Les défauts simulés sur la pièce seront donc sûrement plus importants que ceux réellement constatés à l'issue des essais expérimentaux. De plus des erreurs pourront être dues au fait que la dynamique du robot ne soit pas prise en compte par le modèle élasto-statique.

3.2.1.2.3 Arrêt en pleine matière

Le résultat obtenu pour une opération d'usinage avec un arrêt en pleine matière avec une sortie par un dégagement perpendiculaire à la surface est représenté figure 3.16. Le robot se déforme en entrant dans la matière, puis se décharge lorsque, l'outil toujours en rotation, la consigne du robot reste constante : les efforts de coupe deviennent nuls, et par conséquent l'outil revient à sa position de consigne, d'où ce « relâchement » en fin de trajectoire. Comme expliqué dans

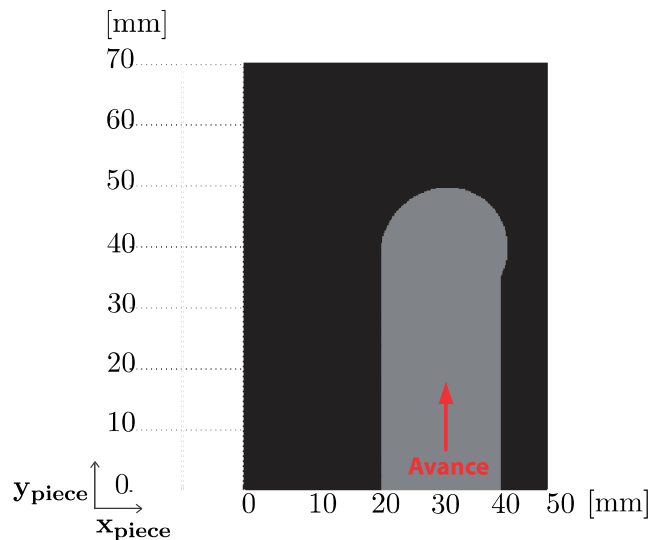


figure 3.16: Opération d'usinage avec un arrêt en pleine matière

le cas d'un virage, la simulation est réalisée avec une avance constante. Cela pourra se traduire par des défauts sur la pièce légèrement différents de ceux réellement constatés à l'issue des essais expérimentaux.

3.2.2 Dispositif expérimental

L'usinage d'une pièce spécifique a permis de tester chacun des cas présentés précédemment, à savoir:

- rainurage à a_e partiel,
- opération d'usinage avec un virage,
- arrêt en pleine matière.

La pièce développée est présentée figure 3.17. C'est une pièce en alliage d'aluminium, d'épaisseur 5 mm. L'outil utilisé pour ces essais est une fraise 4 dents, diamètre 21 mm. La vitesse d'avance est de 3,600 m/min. La configuration du robot est celle présentée figure 3.18.

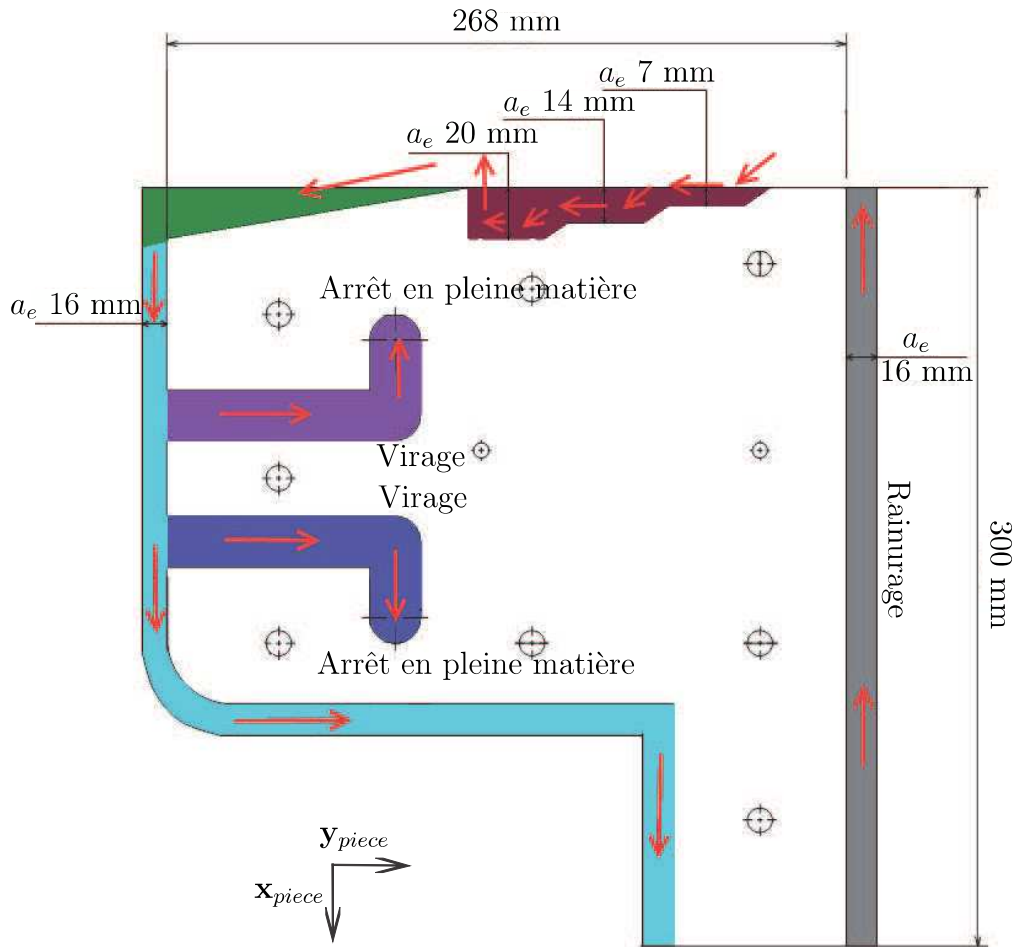


figure 3.17: Pièce test usinée

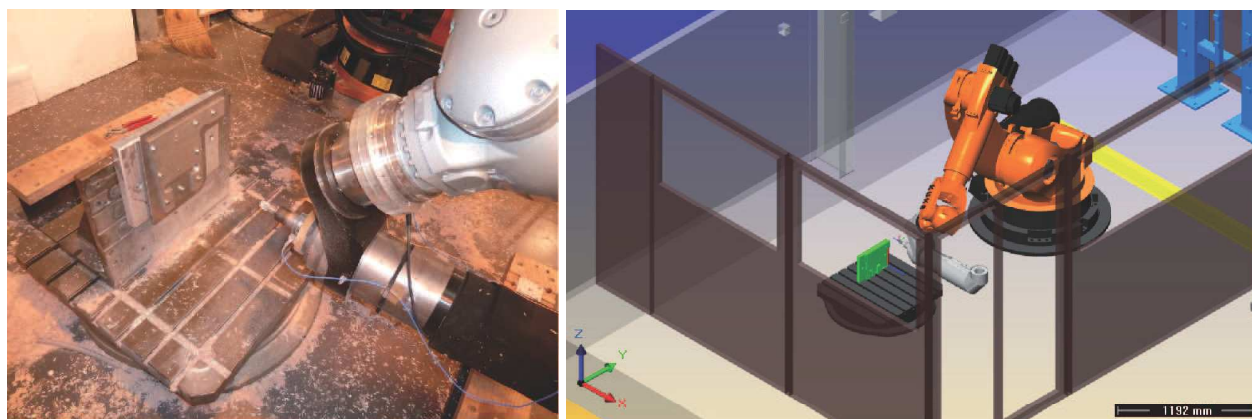


figure 3.18: Configuration du robot et positionnement de la pièce

Afin d'étudier la réponse du modèle à différentes sollicitations du robot, plusieurs pièces ont été réalisées avec des vitesses de rotation de l'outil différentes. En effet, pour modifier les efforts de coupe tout en conservant la même trajectoire de consigne il est possible d'augmenter la profondeur de passe a_p ou d'augmenter l'avance à la dent f_z . La première solution n'a pas été retenue pour des questions purement logistiques, tout comme le fait de changer de matériau. La seconde possibilité peut être réalisée soit en augmentant la vitesse d'avance du robot, soit en diminuant la vitesse de rotation de l'outil. Nous avons cependant constaté que lorsque la vitesse d'avance de consigne du robot augmente, ce dernier atteint, dépendamment de la distance entre deux points consécutifs de la trajectoire, rapidement une saturation. Ceci peut être « contourné » en autorisant un lissage de la trajectoire. En augmentant cette vitesse, les phénomènes dynamiques, aussi faibles soient-ils, sont néanmoins susceptibles d'altérer la pièce usinée, ce que nous souhaitons éviter dans la mesure où nous cherchons à valider le modèle élasto-statique du robot. La solution retenue a ainsi été de modifier la vitesse de rotation de l'outil.

Les pièces usinées ont été mesurées et comparées à une pièce en résine (LAB) usinée avec le même programme. La pièce en résine usinée est ici une pièce référence puisque son usinage engendre des efforts de coupe très faibles, d'autant plus avec une vitesse d'avance de 3,6 m/min et une vitesse de rotation de l'outil de 20 000 tr/min. L'usinage de cette pièce a donc permis de mettre en avant uniquement les défauts du robot : problèmes de précision, problèmes liés à la commande, etc... Ainsi, en comparant les pièces en alliage d'aluminium à cette pièce en LAB et non à la trajectoire de consigne, l'efficacité du modèle est analysé en faisant abstraction des autres problèmes tels que l'erreur de positionnement du robot, l'erreur de suivi de trajectoire etc... Il reste néanmoins la répétabilité du robot ($\pm 0,06$ mm).

3.2.3 Résultats

Une fois les pièces palpées sur machine de mesure 3D, nous obtenons un écart entre les pièces en LAB et les pièces en alliage d'aluminium. Les pièces mesurées sont numérotées P3 à P5 (voir tableau 3.3). N est la vitesse de rotation de l'outil, et V_f la vitesse d'avance.

tableau 3.3: Pièces usinées pour la validation du modèle élasto-statique

Pièce	N [tr/min]	a_p [mm]	V_f [mm/min]
P3	20 000	5	3 600
P4	10 000	5	3 600
P5	6 670	5	3 600

3.2.3.1 Opération de rainurage

L'analyse de l'opération de rainurage a été faite sur la rainure droite avec une largeur de passe égale à 16 mm. Les résultats issus du palpé sont donnés figure 3.19, et les résultats issus de la simulation sont donnés figure 3.20.

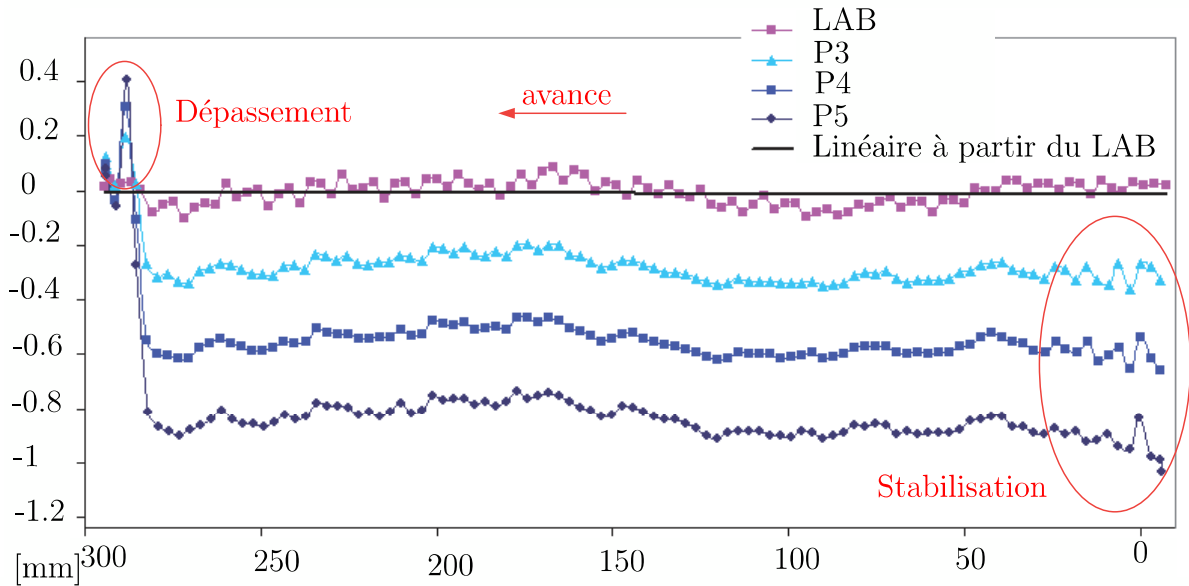


figure 3.19: Palpage des pièces P3 à P5, opération de rainurage

La figure 3.19 permet d'évaluer la rectitude du robot sur la trajectoire demandée : elle est d'environ ± 0.01 mm, ce qui correspond à la valeur évaluée lors de la calibration géométrique du robot. Par ailleurs, la vitesse d'avance réelle du robot a été relevée par sa baie de commande : elle correspond bien à celle demandée.

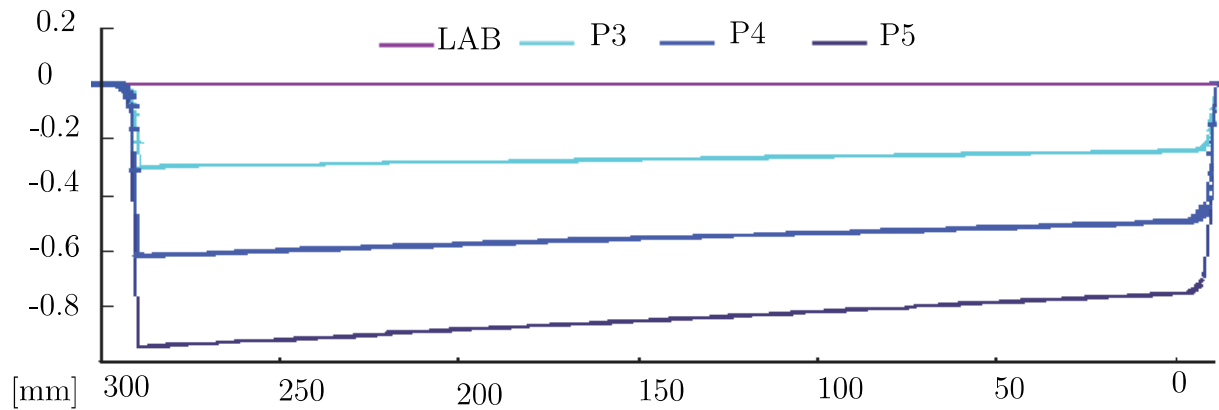


figure 3.20: Simulation des pièces P3 à P5, opération de rainurage

L'analyse des écarts entre la trajectoire réalisée en LAB et celles réalisées avec les différentes conditions de coupe montre une bonne corrélation entre les mesures et les résultats de la simulation. Les écarts au milieu de la trajectoire sont présentés dans le tableau 3.4. Ces écarts sont faibles, notamment devant l'erreur de mesure due à la dispersion autour de chacune des courbes mesurées. L'erreur due au modèle est donc très faible.

tableau 3.4: *Écarts au milieu de la trajectoire de rainurage à a_e partiel*

Pièce	Ecart simulé	Ecart mesuré
P3	0.26	0.3
P4	0.56	0.55
P5	0.83	0.85

En entrée matière des oscillations témoignent de la vibration du robot avant stabilisation (figure 3.19). Ce phénomène n'apparaît pas par la simulation dans la mesure où elle est basée sur un modèle élasto-statique uniquement; les aspects liés à la dynamique de la commande ne sont pas pris en compte. De même le « dépassement » en fin de trajectoire ne peut pas être simulé par le programme réalisé. Néanmoins, les phénomènes dynamiques sont faibles une fois l'outil engagé dans la matière, comme le montre la figure 3.21.

Un accéléromètre tri-axial a été placé au niveau de l'extrémité de la broche pendant l'opération de rainurage, et les signaux ont été relevés et traités à l'aide de l'outil DATAbox¹. Les niveaux vibratoires VRMS (en mm/s) sont les plus importants hors de la matière. Pendant l'usinage des pics d'amplitude sont observables en entrée et en sortie matière. Entre ces deux pics, l'amplitude des phénomènes dynamiques est négligeable, ce qui justifie la validité

1. Outil logiciel développé par l'IRCCyN



figure 3.21: Signaux issus de l'accéléromètre

et l'utilisation du modèle élasto-statique du robot développé dans la section 2.2. L'ordre de grandeur des niveaux VRMS pendant la phase d'usinage ont des valeurs similaires à ce que l'on rencontre sur une CN classique avec des conditions de coupe identiques.

3.2.3.2 Virage en pleine matière

Afin de simuler la trajectoire réelle de l'outil lors d'un virage en pleine matière, la consigne donnée au robot a été choisie comme consigne pour l'algorithme du calcul de la trajectoire déformée. Ainsi, le lissage qu'effectue le robot lors du passage dans un virage est pris en compte dans le calcul de la trajectoire de l'outil.

A l'issue de l'usinage de la pièce présentée dans la figure 3.17, nous avons comparé les points palpés aux points calculés au niveau du virage, dans les conditions présentées dans le tableau 3.3. Ces comparaisons sont illustrées par la figure 3.22 et le tableau 3.5. Les résultats simulés et mesurés ont été recalés en superposant les résultats obtenus dans le LAB (à efforts quasi nuls).

tableau 3.5: Ecart pour le virage en pleine matière

Pièce	Selon y_{robot}	Selon z_{robot}	Selon v (fig. 3.22)
	Simulé/Mesuré	Simulé/Mesuré	Simulé/Mesuré
LAB	0/0	0/0	-1,9/0
P3	-0,2/-0,4	0,4/0,5	-1,2/0,1
P4	-0,5/-0,8	0,9/1	-0,7/1
P5	-0,7/-1,2	1,3/1,5	-0,1/1

La figure 3.22 montre que :

- Le déplacement simulé de l'outil s'effectue dans le même sens qu'expérimentalement,



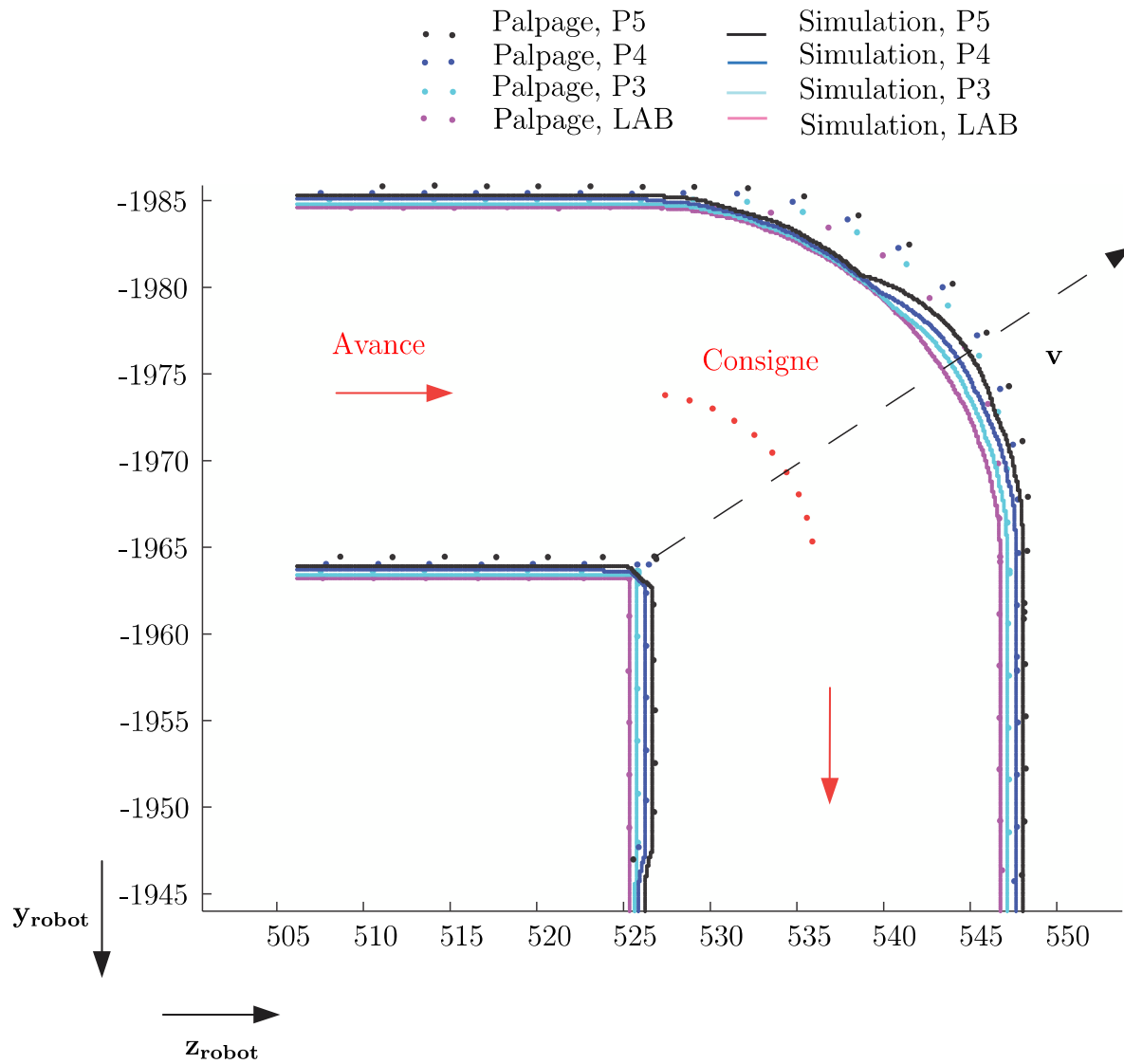


figure 3.22: Résultats du palpation et de la simulation dans un virage en matière

- Le phénomène de « relâchement » du robot lors de l'arrêt en pleine matière, expliqué au paragraphe 3.2.1.2.3, est bien mis en évidence.

Néanmoins les trajectoires simulées ne sont pas identiques à celles palpées (tableau 3.5). Plusieurs explications peuvent être avancées :

- Le modèle d’effort de coupe utilisé pour simuler la trajectoire est relativement simple. Entre autre, la variation de la vitesse d’avance du robot n’est pas prise en compte. Cela a un impact important sur les efforts auxquels le robot est soumis (Havette, 2010).
- Le programme recalcule, à partir des coordonnées des points de la trajectoire, les coordonnées articulaires du robot. Ces valeurs sont légèrement différentes des valeurs réelles, d’où une raideur différente du robot.
- Le modèle utilisé ne permet de calculer que la déviation de l’outil due aux efforts de coupe. Il faut donc « recalcr » les trajectoires mesurées et simulées pour la pièce en LAB afin de mesurer l’écart entre les trajectoires mesurées et simulées.
- La déformation calculée semble être très faible par rapport à la déformation réelle, notamment horizontalement, ce qui correspond à l’axe Z du robot. La raideur dans cette direction est donc sur-estimée. Une des explications possibles est la gestion de la charge par le robot. Comme expliqué au chapitre 1, la commande du robot est modifiée en fonction de la charge indiquée par l’utilisateur afin de prendre en compte les déformations engendrées par cette dernière. Cette fonction n’est pas prise en compte dans la simulation de la trajectoire.

Dans le virage l’écart maximal entre la trajectoire simulée et la trajectoire mesurée vaut 1,24 mm (pour les trajectoires autres que celles réalisées dans le LAB). Néanmoins il faut tenir compte de l’écart entre les trajectoires simulées et mesurées pour le LAB, de 1,9 mm. En effet comme expliqué précédemment le modèle ne peut calculer que la déviation due aux efforts appliqués sur le robot. C’est pourquoi il convient de retirer aux écarts maximums obtenus entre les trajectoires simulées et mesurées dans les conditions P3, P4 et P5, les 1,9 mm obtenus sur le LAB et qui ne peuvent pas être prédits par le modèle. D’où des écarts maximum dans le virage entre les trajectoires simulées et mesurées de 0,6 mm pour les conditions P3 (pour un déplacement d’environ 0,4 mm), 0,2 mm pour les conditions P4 (pour un déplacement d’environ 1 mm) et 0,8 mm (pour un déplacement d’environ 1,5 mm) pour les conditions P5.

3.2.3.3 Arrêt en pleine matière

En ce qui concerne l’opération d’usinage avec arrêt en pleine matière, la trajectoire déformée a été calculée avec une consigne comprenant à la fin plusieurs points identiques.

A l’issue de l’usinage de la pièce présentée dans la figure 3.17, nous avons comparé les points palpés aux points calculés au niveau de l’arrêt en pleine matière, dans les conditions présen-



tées dans le tableau 3.3. Ces comparaisons sont illustrées par la figure 3.23.

Les résultats simulés et mesurés ont été recalés en superposant les résultats obtenus dans le LAB (sans efforts). En fin de trajectoire, alors que les mesures convergent toutes vers la position du robot « non chargé » (LAB), les résultats issus de la simulation montrent un déplacement résiduel de 0,35 mm pour les conditions P3, de 0,55 mm pour les conditions P4, de 1,05 mm pour les conditions P5.

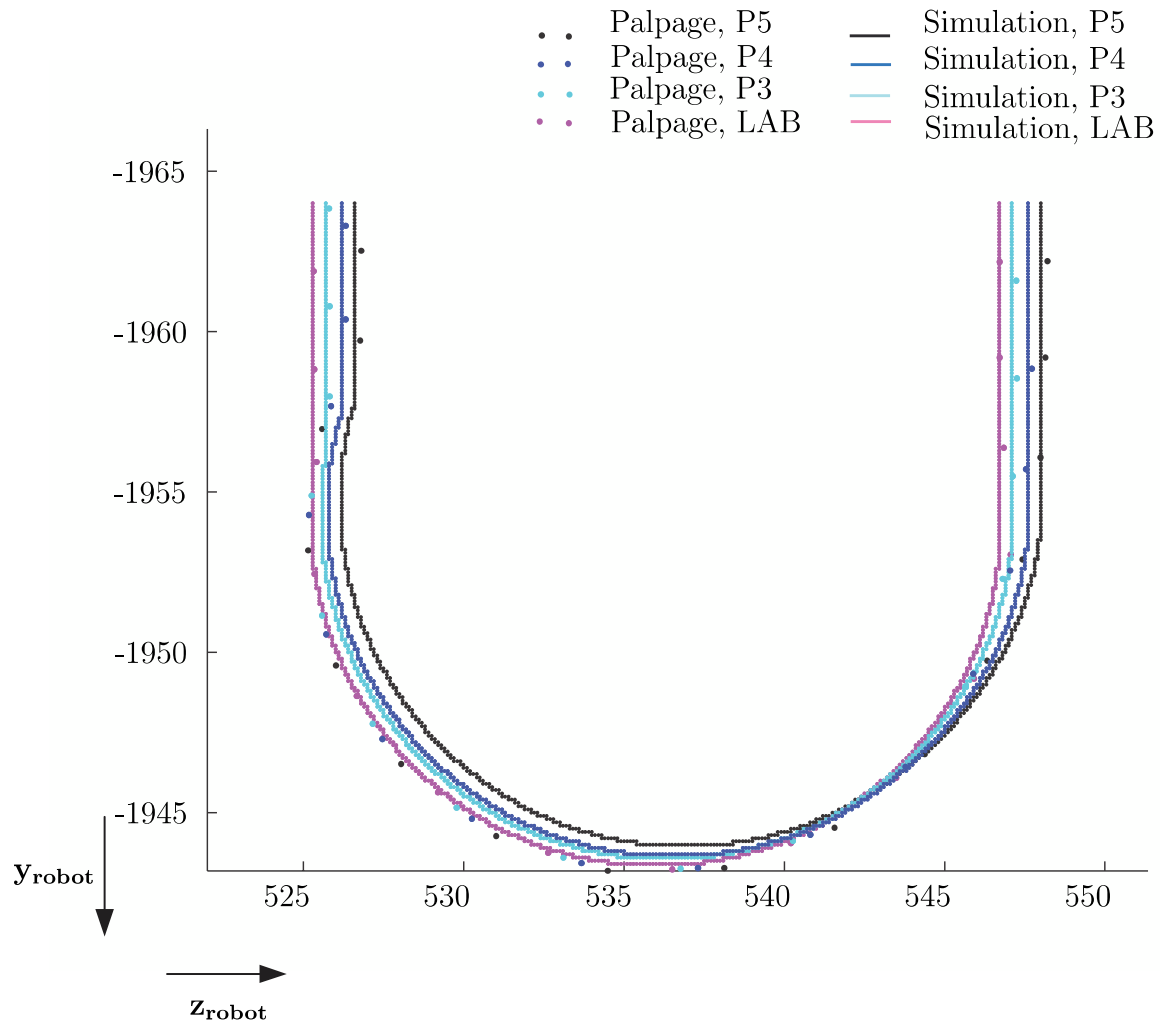


figure 3.23: Résultats du palpé et de la simulation dans un arrêt en matière

3.3 Conclusions et perspectives

L'algorithme proposé dans ce chapitre permet, avec la connaissance des raideurs articulaires du robot, de simuler la trajectoire réalisée par l'outil en contact avec la matière. Des opérations de rainurage, des virages ainsi que des arrêts en pleine matière ont été simulées. Les résultats ont montré que l'allure des déformations évaluées correspondent aux déformations constatées sur la pièce à l'issue du palpement par la Machine à Mesurer Tridimensionnelle (MMT). Néanmoins, il est difficile de conclure sur les valeurs des déformations simulées. Les résultats théoriques et expérimentaux concordent très bien pour l'opération de rainurage mais pour les opérations d'usinage dans les virages, il faudrait intégrer les variations de vitesse d'avance pour affiner les résultats.

La méthode développée dans le cadre de ce travail est facilement applicable à tout robot sériel 6R dans la mesure où aucune information n'est requise au préalable : le modèle CAO du robot n'est pas nécessaire et les paramètres géométriques du robot requis sont facilement mesurables à l'aide, par exemple, du Laser Tracker. Par ailleurs, la prise en compte partielle de la flexibilité des corps dans le modèle élasto-statique du robot est responsable des écarts entre les résultats théoriques et expérimentaux. D'après le chapitre 2, la déformation du robot est due à 25% à la déformation des corps du robot. Il apparaît donc intéressant de pouvoir prendre en compte cette déformation au delà de l'identification des raideurs « apparentes ». Il existe des travaux permettant de prendre en compte les paramètres de raideur des corps, mais ils nécessitent tous la connaissance des modèles volumiques de chacun des corps du robot, ce qui est très rare dans le milieu industriel.

Néanmoins, dans le cas où la CAO volumique des corps est connue, il est possible d'améliorer la méthode présentée :

1. Identification des matrices de raideur des corps

Les matrices de raideur de chacun des corps sont identifiables soit en modélisant chacun des corps par une poutre, ce qui limite le nombre de paramètres à identifier, soit en identifiant les 36 termes de chacune des 6 matrices un par un.



- Dans le premier cas ces matrices prennent la forme :

$$\mathbf{K}_{Li} = \begin{bmatrix} \frac{L_i}{E_i A_i} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{L_i^3}{3E_i I_{z_i}} & 0 & 0 & 0 & \frac{L_i^2}{E_i I_{z_i}} \\ 0 & 0 & \frac{L_i^3}{3E_i I_{y_i}} & 0 & -\frac{L_i^2}{E_i I_{y_i}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{L_i}{G_i I_{x_i}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{L_i^2}{E_i I_{y_i}} & 0 & \frac{L_i}{E_i I_{y_i}} & 0 \\ 0 & \frac{L_i^2}{3E_i I_{z_i}} & 0 & 0 & 0 & \frac{L_i}{E_i I_{z_i}} \end{bmatrix} \quad (3.10)$$

avec L_i la longueur de la poutre, A_i la section transversale de la poutre, $I_z = I_y$ le moment quadratique autour de y et z , I_x le moment quadratique autour de l'axe de la poutre, E_i le module d'Young et G_i le module de raideur du matériau.

- Dans le cas du robot KR270, la géométrie des corps semble ne pas permettre une approximation par une poutre. Nous avons donc utilisé la méthode développée par (Benchobba, 2010) et consistant à utiliser le modèle CAO volumique de chaque corps du robot pour en déduire sa matrice de raideur. A partir de l'analyse par éléments finis de chaque corps sous le logiciel CATIA, toutes les composantes de la matrice de raideur ont été identifiées : le corps, fixé au niveau de la liaison la plus proche de la base, est soumis à des efforts et moments unitaires en son autre liaison, et ce successivement dans chaque direction. Les déplacements au niveau du point d'applications des efforts/moments ont été déterminés, et ainsi la matrice de raideur a été évaluée, colonne par colonne :

$$\mathbf{K}_{Li} = \begin{bmatrix} \delta x/F_x & \dots & \delta x/M_z \\ \delta \phi_x/F_x & \dots & \delta \phi_x/M_z \end{bmatrix} \quad (3.11)$$

2. Prise en compte des raideurs des corps dans le modèle

Le modèle doit prendre en compte à la fois les raideurs articulaires et les raideurs des corps du robot. Clément Gosselin (Gosselin, 1990; Majou et al., 2007) a développé une méthode, basée sur celle des flexibilités localisées afin de prendre en compte les déformations des liaisons et des corps : chaque corps est modélisé par un élément rigide auquel est associé un ressort dit « virtuel » permettant de tenir compte de ses flexibilités. Les liaisons sont également modélisées au moyen de ressorts. Ainsi le comportement élasto-statique d'un robot sériel se résume à celui d'un assemblage en série de corps



rigides et de ressorts. Il est possible, en utilisant la méthode montrée précédemment, de déterminer les paramètres de ces différents ressorts en utilisant les modèles CAO volumiques des corps.

3. Identification des raideurs purement articulaires

L'utilisation du modèle « amélioré » prenant en compte la raideur des corps nécessite la connaissance des raideurs des corps et des liaisons. Dans la méthode d'identification des raideurs articulaires présentées dans le chapitre 2, l'évaluation est basée sur la mesure du déplacement de l'effecteur soumis à une charge. Or tous les éléments du robot étant susceptibles de se déformer, le déplacement ainsi mesuré est dû à la fois aux corps et aux liaisons. L'analyse présentée au chapitre 2 montre d'ailleurs qu'environ 25 % de cette déformation est due aux corps du robot. De ce fait les raideurs articulaires ainsi identifiées ne sont pas due qu'aux seules déformations localisées dans les liaisons. Il s'agit plutôt de raideurs « apparentes », prenant en compte à la fois les raideurs purement articulaires et une partie des autres flexibilités, à savoir celles des corps et celles localisées dans les liaisons et n'agissant pas autour de l'axe de rotation de ces dernières. Pour l'utilisation du modèle intégrant la raideur des corps, les raideurs articulaires ne doivent pas prendre en compte en partie la raideur des corps.

Pour ce faire une méthode possible consiste à utiliser le modèle CAO volumique du robot. Il est possible de compléter le protocole présenté au chapitre 2 en évaluant pour chaque essai, à l'aide d'un logiciel utilisant la méthode des éléments finis, la déformation du robot en modélisant ses liaisons comme des éléments rigides (le robot étant placé dans la même configuration que celle utilisée expérimentalement, voir figure 3.24).

De ce fait deux déplacements sont obtenus pour chaque essai : le déplacement de l'effecteur mesuré expérimentalement, et dû à tous les éléments flexibles du robot, et un déplacement évalué numériquement sur l'hypothèse de corps flexibles et de liaisons rigides. En appliquant la méthode de calcul des raideurs articulaires « apparentes » non plus sur le déplacement mesuré, mais sur le déplacement mesuré auquel est retiré le déplacement évalué numériquement, les raideurs articulaires peuvent être évaluées plus justement.

Cette méthode devrait permettre d'obtenir de meilleurs résultats. Néanmoins elle nécessite l'utilisation d'un modèle élasto-statique prenant en compte la raideur des corps. Les modèles existants sont généralement compliqués à mettre en oeuvre dans la mesure où les paramètres



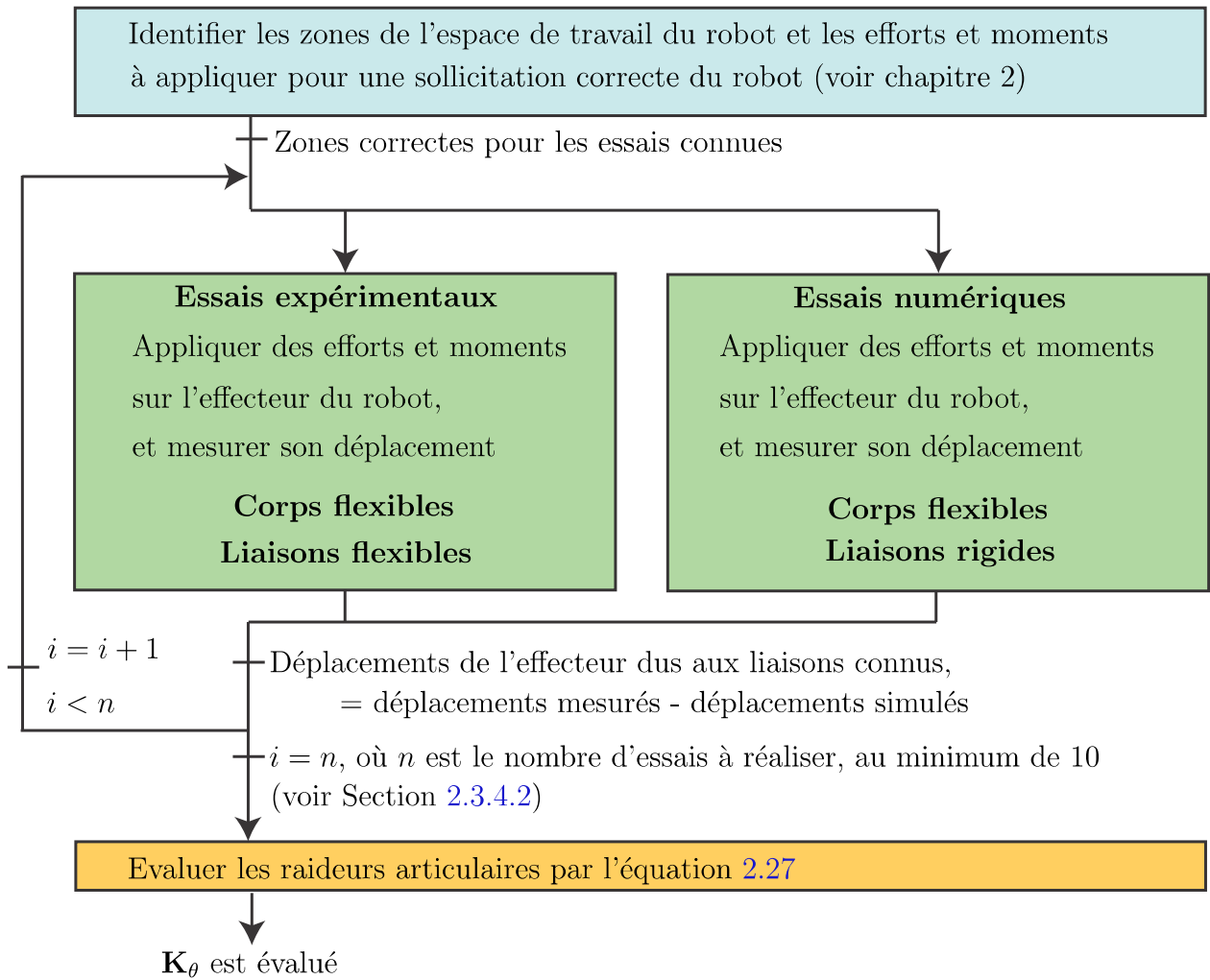


figure 3.24: Proposition d'une méthode améliorée pour l'identification des raideurs articulaires

élasto-statiques sont difficilement identifiables industriellement. C'est pourquoi dans ce travail de thèse nous avons conservé un modèle élasto-statique simple, considérant les corps rigides, que nous avons amélioré en intégrant des valeurs de raideurs articulaires qui tiennent compte, en partie, des flexibilités des corps.

En modélisant le comportement élasto-statique d'un robot 6R et en identifiant les raideurs articulaires selon le protocole présenté dans ce chapitre, il est possible de prévoir à l'avance les déplacements de l'outil du fait des efforts de coupe. Néanmoins, le comportement élasto-dynamique de ces robots peut expliquer l'apparition de mouvements vibratoires de l'outil pouvant marquer la pièce. C'est pourquoi nous étudions dans le chapitre 4 le comportement élasto-dynamique des robots 6R.

4

Comportement élasto-dynamique du robot utilisé pour de l'usinage

4.1	Analyse du modèle élasto-dynamique du robot	101
4.1.1	Analyse numérique du comportement vibratoire des différents éléments du robot	102
4.1.2	Modèle élasto-dynamique du robot KR270	102
4.2	Analyse expérimentale	106
4.2.1	Sonnage par marteau d'impact	106
4.2.2	Les essais avec mise en rotation d'un balourd sur la broche	111
4.2.3	Sollicitation lors d'une opération d'usinage	114
4.3	Conclusions	118

Le modèle élasto-dynamique d'un robot permet entre autres d'identifier ses fréquences propres. Lors d'une opération d'usinage robotisée, l'opération ne doit pas solliciter le robot aux fréquences d'oscillations de ce dernier. L'évaluation de ses fréquences propres est donc importante afin de savoir si elles peuvent être atteintes ou non lors d'une opération d'usinage. L'objectif de ce chapitre n'est pas d'obtenir un modèle élasto-dynamique du robot. Il s'agit d'étudier le comportement élasto-dynamique des robots sériels pour une utilisation spécifique, le parachèvement. Au travers des différentes études, des hypothèses de travail seront proposées pour le développement d'un modèle élasto-dynamique.

4.1 Analyse du modèle élasto-dynamique du robot

Comme indiqué dans la section 1.4, il existe différentes modélisations du comportement élasto-dynamique des mécanismes poly-articulés. Leurs complexités dépendent avant tout des hypothèses faites concernant les éléments à prendre en compte dans ce modèle. C'est pourquoi nous allons analyser dans un premier temps le comportement vibratoire du robot afin d'identifier parmi ses éléments ceux à prendre en compte dans sa modélisation élasto-dynamique.

4.1.1 Analyse numérique du comportement vibratoire des différents éléments du robot

Le modèle CAO volumique du robot KUKA KR270 a été utilisé afin de simuler, sous CATIA, le comportement vibratoire de la structure sans la broche d'usinage. Quatre analyses fréquentielles ont été effectuées. Les liaisons, modélisées par des pièces virtuelles, ont été considérées comme rigides puis flexibles (de raideurs celles identifiées dans le chapitre 3). Les corps, en alliage d'aluminium, ont été considérés également comme rigides (module d'Young celui de l'acier, masse volumique de l'alliage d'aluminium), puis flexibles (module d'Young celui de l'alliage d'aluminium, masse volumique de l'alliage d'aluminium). Les six premières fréquences propres ont à chaque fois été calculées. Les résultats sont présentés dans le tableau 4.1.

tableau 4.1: *Fréquences calculées sous CATIA, avec différentes hypothèses*

Liaisons \ Corps	Flexibles	Rigides
Flexibles	16,6 Hz	18,6 Hz
	23,7 Hz	27,4 Hz
	33,2 Hz	37,4 Hz
	46,1 Hz	75,5 Hz
	108,6 Hz	117,9 Hz
	136,7 Hz	145,8 Hz
Rigides	28,4 Hz	48,1 Hz
	37,5 Hz	63,5 Hz
	50,1 Hz	84,64 Hz
	60,4 Hz	102,1 Hz
	170,7 Hz	266,8 Hz
	222,1 Hz	304,96

Les fréquences calculées diffèrent beaucoup selon que les articulations sont considérées flexibles ou rigides. Par conséquent il est préférable d'utiliser un modèle élasto-dynamique qui prenne en compte la souplesse des liaisons. Une fois les liaisons considérées comme flexibles, alors l'hypothèse faite sur la rigidité des corps a une influence moindre sur les fréquences calculées. Par souci de simplicité, une modélisation avec corps rigides et liaisons flexibles a été choisie.

4.1.2 Modèle élasto-dynamique du robot KR270

Le modèle simplifié, présenté dans le premier chapitre, section 1.4.1 (De Luca & Wayne, 2008; Angeles & Park, 2008), permet d'avoir une première estimation des fréquences propres du

système. Nous considérons ici le robot sans la broche d'usinage. En considérant l'équation 1.1, les pulsations naturelles du mécanisme sont les solutions de l'équation :

$$\det(\mathbf{K}_\theta - \omega_i^2 \mathbf{M}_\theta) = 0 \quad (4.1)$$

avec $\mathbf{K}_\theta$ la matrice de raideurs articulaires du robot et $\mathbf{M}_\theta$ la matrice masse du robot, exprimées dans l'espace articulaire.

Les fréquences naturelles f_i sont ensuite définies par la relation $f_i = \omega_i/(2\pi)$.

La matrice $\mathbf{M}_\theta$ est obtenue à l'aide du logiciel SYMORO¹.

Afin de prendre en compte les liaisons flexibles du robot, ce dernier a été modélisé comme un mécanisme comprenant douze éléments mis en série : six corps, entre lesquels s'intercalent les liaisons. Chaque corps j est défini par sa matrice d'inertie exprimée dans le repère R_j (voir Annexe A), et notée :

$${}^j\mathbf{J}_j = \begin{bmatrix} XX_j & XY_j & XZ_j \\ XY_j & YY_j & YZ_j \\ XE_j & YZ_j & ZZ_j \end{bmatrix} \quad (4.2)$$

Il est également défini par sa masse M_j , ainsi que par la position $[SX_j \ SY_j \ SZ_j]$ du centre de masse du corps j exprimé dans le repère R_j . Les liaisons n'ont pas de paramètres d'inertie. Elles comprennent simplement les paramètres géométriques du robot. La mise en série de ces 12 éléments est décrite dans les tableaux 4.2 et 4.3.

La matrice $\mathbf{M}_\theta$ est directement obtenue via SYMORO à partir de ces deux tableaux. La matrice $\mathbf{K}_\theta$ est évaluée à partir de la méthode d'identification présentée au chapitre 2 :

$$\mathbf{K}_\theta = 10^6 \begin{bmatrix} 3.8 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 6.6 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 3.9 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0.56 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0.66 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0.47 \end{bmatrix} [Nm/rad] \quad (4.3)$$

Ce modèle permet d'obtenir six fréquences propres du robot en considérant ses bras rigides et ses liaisons comme des ressorts de torsion au comportement linéaire. Ces fréquences dépendent de la posture du robot.

1. SYMORO, « SYmbolic Modeling of RObots », est un logiciel développé à l'IRCCyN qui génère les modèles géométrique, cinématique et dynamique de robots sous forme symbolique (Khalil & Creusot, 1997)

tableau 4.2: Paramètres géométriques du robot KR 270, selon la convention de Denavit Hartenberg modifiée par Wisama Khalil

j	Antécédent	μ	σ	γ	b	α	d	θ	r
1	0	1	0	0	0	0	0	θ_1	0
2	1	1	0	0	0	0	0	0	0
3	2	1	0	0	0	$\pi/2$	d_2	θ_2	0
4	3	1	0	0	0	0	0	0	0
5	4	1	0	0	0	0	d_3	θ_3	0
6	5	1	0	0	0	0	0	0	0
7	6	1	0	0	0	$-\pi/2$	d_4	θ_4	r_{l4}
8	7	1	0	0	0	0	0	0	0
9	8	1	0	0	0	$\pi/2$	0	θ_5	0
10	9	1	0	0	0	0	0	0	0
11	10	1	0	0	0	$-\pi/2$	0	θ_6	r_{l6}
12	11	1	0	0	0	0	0	0	0

tableau 4.3: Paramètres d'inertie du robot KR 270, selon la convention de Denavit Hartenberg modifiée par Wisama Khalil

j	XX	XY	XZ	YY	YZ	ZZ	SX	SY	SZ	M	Ia
1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
2	XX1	XY1	XZ1	YY1	YZ1	ZZ1	MX1	MY1	MZ1	M1	0
3	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
4	XX2	XY2	XZ2	YY2	YZ2	ZZ2	MX2	MY2	MZ2	M2	0
5	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
6	XX3	XY3	XZ3	YY3	YZ3	ZZ3	MX3	MY3	MZ3	M3	0
7	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
8	XX4	XY4	XZ4	YY4	YZ4	ZZ4	MX4	MY4	MZ4	M4	0
9	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
10	XX5	XY5	XZ5	YY5	YZ5	ZZ5	MX5	MY5	MZ5	M5	0
11	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
12	XX6	XY6	XZ6	YY6	YZ6	ZZ6	MX6	MY6	MZ6	M6	0

Par exemple, pour la configuration articulaire du robot suivante :

$$\theta_1 = 0^\circ, \theta_2 = -90^\circ, \theta_3 = 90^\circ, \theta_4 = 45^\circ, \theta_5 = 45^\circ, \theta_6 = 45^\circ \quad (4.4)$$

Les six fréquences propres évaluées sont les suivantes :

$$f_1 = 15.1\text{Hz}, f_2 = 16.2\text{Hz}, f_3 = 31.5\text{Hz}, f_4 = 86.1\text{Hz}, f_5 = 106.2\text{Hz}, f_6 = 1093.4\text{Hz} \quad (4.5)$$

Ces valeurs, relativement faibles, sont cohérentes avec celles annoncées dans la littérature pour



des robots de dimensions équivalentes (Pan et al., 2006; Matsuoka et al., 1999; Zhang et al., 2005; Olabi et al., 2010; Chang & Park, 2005).

Les premières fréquences propres sont faibles, et donc ne seront à priori pas excitées par la coupe, à condition de choisir des vitesses de rotation de l'outil au dessus 3 000 tr/min, ce qui est généralement le cas. Néanmoins, il est important de vérifier que la commande du système n'excite pas ces modes. Les constructeurs ont pour cela développé des filtres au niveau de la commande du robot, mais nous avons constaté qu'il est possible de s'approcher de ces premiers modes en utilisant des trajectoires particulières. Ces modes engendrent de grands déplacements de la structure. Il est donc nécessaire d'étudier ces fréquences propres, même faibles. Enfin, compte-tenu des hypothèses simplificatrices réalisées, il est probable que seules les premières fréquences soient évaluées correctement. Elles sont également responsables des plus grands déplacements vibratoires du robot. C'est pourquoi nous étudierons plus particulièrement les trois premières fréquences propres du robot.

La figure 4.1 représente l'évolution des trois premières fréquences propres en fonction des variables angulaires θ_2 et θ_3 , les valeurs de θ_4 et θ_5 ayant sur elles une influence négligeable. Nous constatons que ces trois fréquences peuvent, selon la configuration du robot, varier du simple au double. Les zones de basses fréquences sont préférables pour l'usinage robotisée. De plus, il convient de vérifier lors d'un programme que le robot ne passe pas par une des zones fréquentielles excitées par la commande.

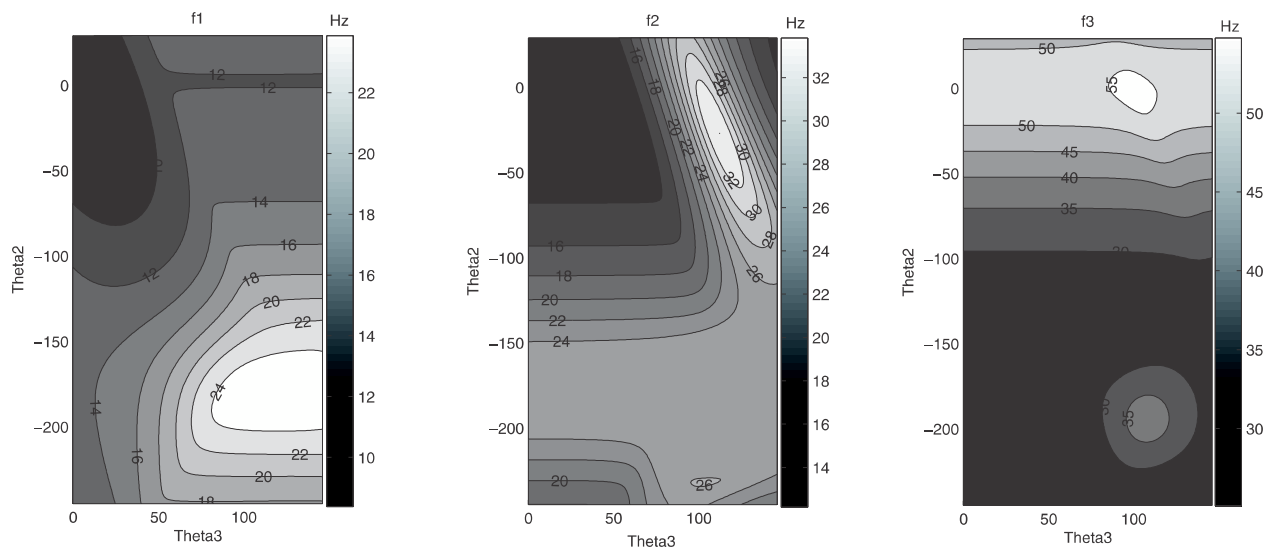


figure 4.1: Isocontours des trois premières fréquences propres dans l'ensemble articulaire (θ_2 , θ_3)

4.2 Analyse expérimentale

Afin de vérifier les fréquences propres trouvées analytiquement, plusieurs méthodes expérimentales ont été adoptées : le sonnage par marteau d'impact, l'excitation des modes par la mise en rotation d'un balourd dans la broche, et l'excitation par une opération d'usinage.

4.2.1 Sontage par marteau d'impact

4.2.1.1 Matériel utilisé

Accéléromètres :

tableau 4.4: Accéléromètres utilisés pour le sonnage

Type	Marque	Sensibilité	Placement
Tri-axial	PCB Piezotronics	x : 950 mV/g y : 925 mV/g z : 926 mV/g	Bout de l'effecteur
Mono-axial	PCB Piezotronics	9,8 mV/g	Bout de l'effecteur
Mono-axial	PCB Piezotronics	102,8 mV/g	Corps 3 (voir figure 4.2)
Mono-axial	PCB Piezotronics	10,2 mV/g	Corps 2 (voir figure 4.2)

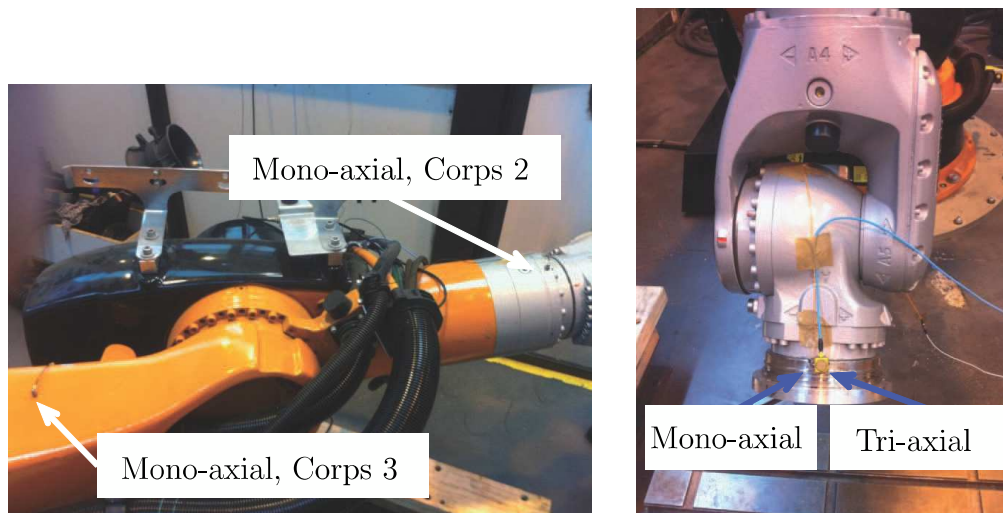


figure 4.2: Placement des accéléromètres

Marteaux :

tableau 4.5: *Marteaux utilisés pour le sonnage*

Marque	Sensibilité	Type d'embout
Dytran	10,05 mV/N	Acier, Nylon
B&K	0,23 mV/N	Plastique

4.2.1.2 Méthode

La méthode d'expérimentation a consisté à sonner le robot sans la broche d'usinage à différents endroits de sa structure et ce pour trois configurations articulaires différentes, puis à évaluer les fonctions de réponse en fréquence (FRF) obtenues. Pour chaque sonnage, quatre tests ont été réalisés afin de vérifier la répétabilité de la mesure. La figure 4.3 représente une des réponses obtenues.

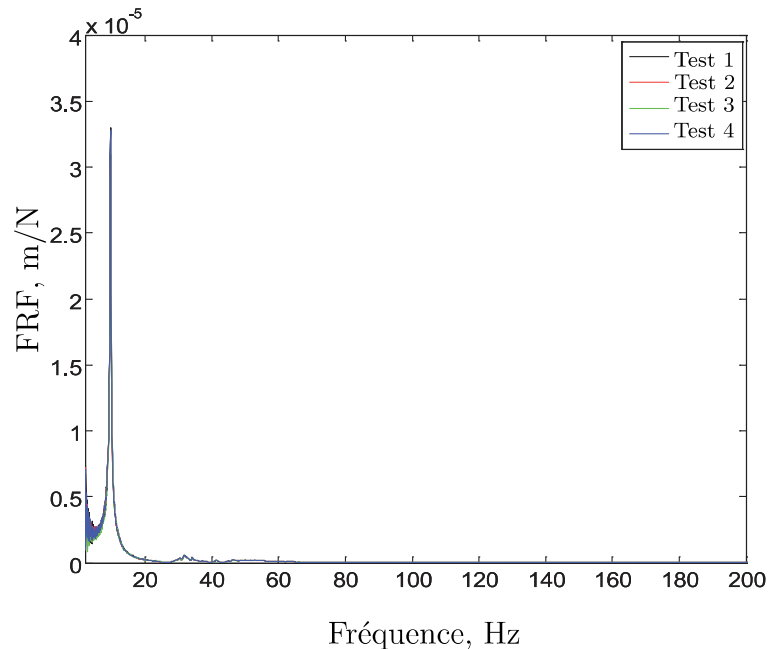


figure 4.3: *Evolution de l'amplitude des pics correspondant à la vitesse de broche*

Une première étude préliminaire a été réalisée afin d'étudier l'influence de l'état des freins sur les fréquences propres identifiées. En effet il est plus simple de réaliser les essais de sonnage en activant les freins du robot (pour des questions de sécurité notamment), mais l'exploitation

de ces fréquences se fera en vue d'une opération de parachèvement, c'est-à-dire en asservissement. Il est donc important de vérifier qu'en réalisant les essais de sonnage avec les freins actifs les fréquences identifiées correspondent à celles du robot sous asservissement. Pour cela trois accéléromètres ont été positionnés sur le robot : un accéléromètre tri-axial sur la bride du robot, 1 accéléromètre mono-axial sur le corps 3, et un accéléromètre mono-axial sur le corps 2. Des impacts ont été réalisés en chacun de ces lieux. Les résultats montrent que si l'impact est donné dans la direction $\mathbf{x}_{acc}$ alors aucun accéléromètre ne voit de différence en fonction de l'état des freins, et ce quel que soit le lieu de l'impact. Par contre si l'impact est donné dans la direction $\mathbf{y}_{acc}$, alors le signal mesuré par l'un des accéléromètres (le mono-axial situé sur le corps 2) est modifié, et ce quel que soit le lieu de l'impact. La figure 4.4, représente, pour un impact sur le corps 2 selon $\mathbf{y}_{acc}$, les réponses mesurées par les accéléromètres. Ces résultats mériteraient de faire l'objet d'une étude plus poussée. Néanmoins dans le cadre de ce travail nous avons considéré qu'il est possible de travailler freins actifs.

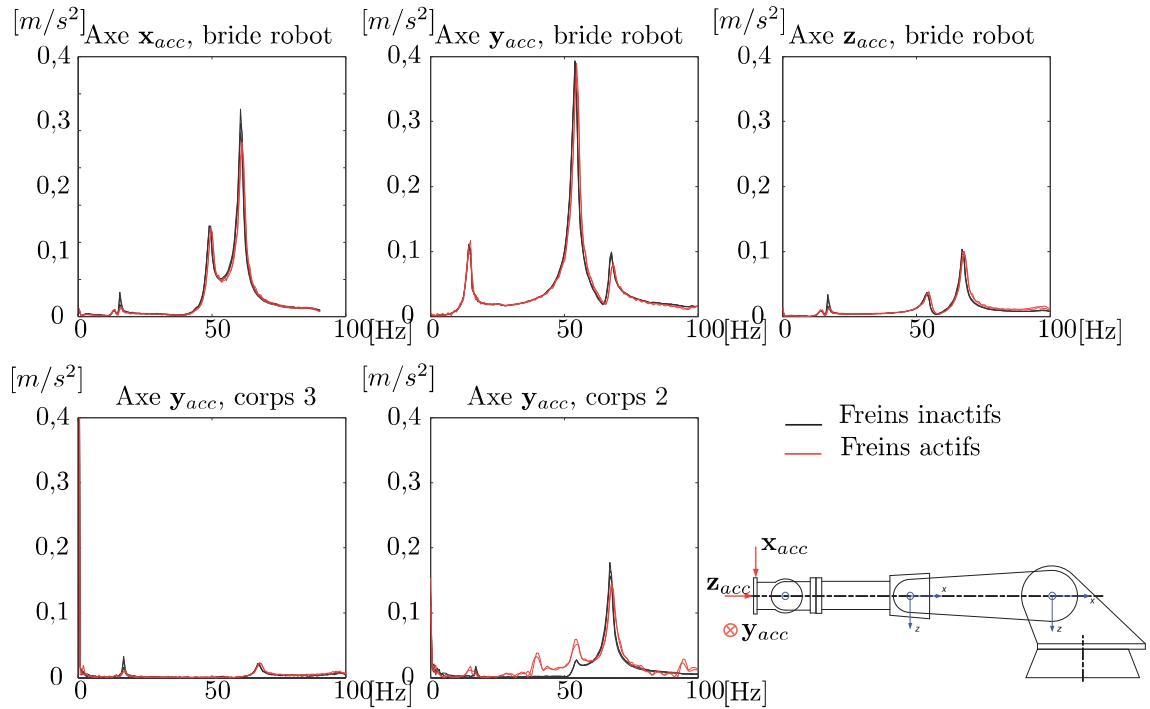


figure 4.4: Réponses à un impact selon $\mathbf{y}_{acc}$

Une seconde étude préliminaire a été réalisée afin de vérifier l'influence des configurations articulaires du robot sur les fréquences identifiées. La figure 4.5 montre les résultats relevés

par les accéléromètres, identiques à ceux utilisés dans la première étude préliminaire. Les fréquences significatives peuvent varier du simple au double selon la configuration du robot, ce qui corrobore avec les résultats obtenus par le modèle élasto-dynamique (section 4.1.2.).

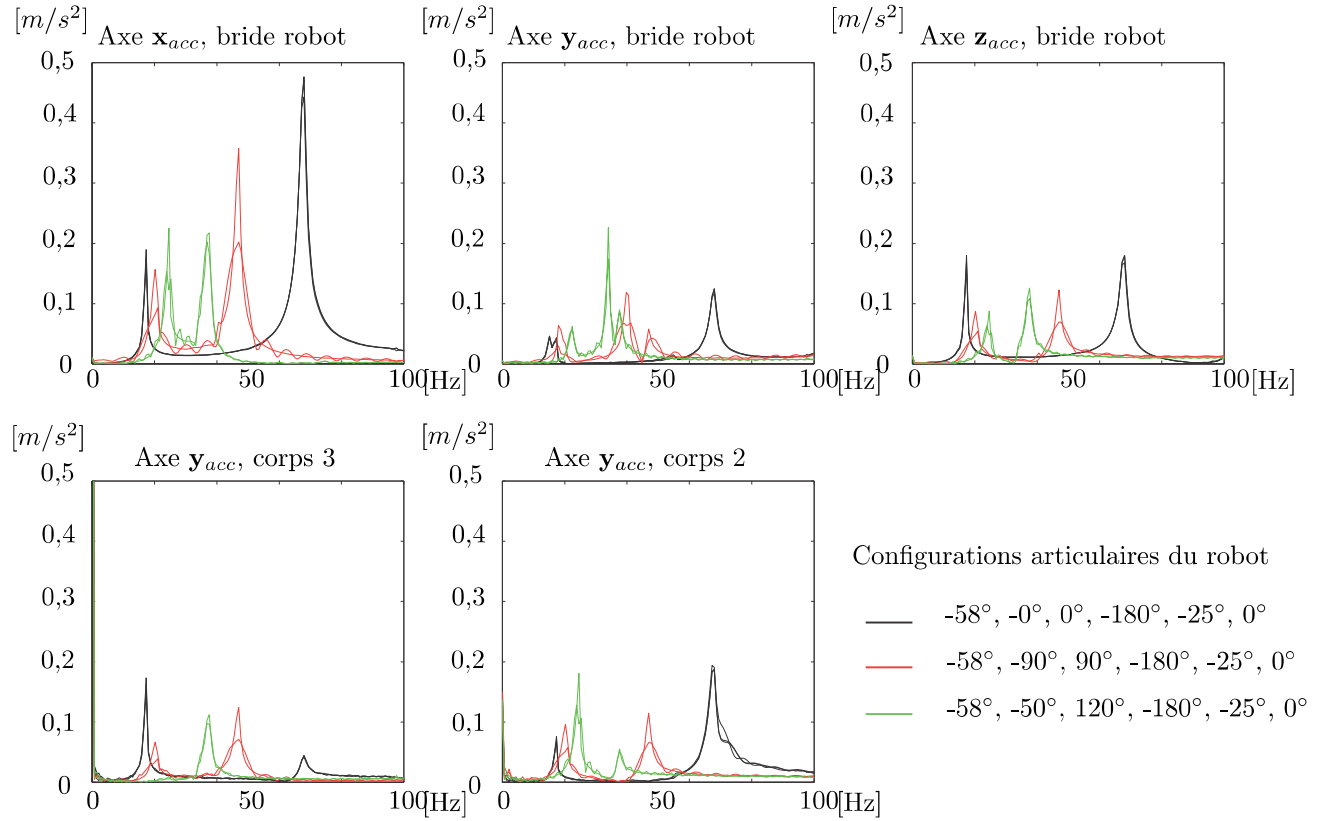


figure 4.5: Réponses à un impact selon x_{acc} , en fonction de la configuration articulaire du robot

Ainsi, la méthode du sonnage telle qu'appliquée dans ce mémoire est incomplète. Il faudrait réaliser des études plus poussées quant à la position des accéléromètres, à la configuration articulaire du robot à choisir pour une identification, aux lieux d'impact, ... Néanmoins nous présentons les résultats obtenus par le sonnage tel que réalisé dans notre étude.

4.2.1.3 Résultats

Le tableau 4.6 donne les fréquences des pics dont les souplesses sont les plus importantes en bout de l'effecteur.

Les résultats montrent que les fréquences propres du robot dépendent de sa posture. Les premières fréquences propres sont faibles, ce qui est cohérent avec les résultats trouvés dans la littérature (Pan et al., 2006; Matsuoka et al., 1999).

Nous avons utilisé le modèle élasto-dynamique présenté plus haut pour évaluer les fréquences propres du robot placé dans les configurations utilisées pour les essais expérimentaux. Les

tableau 4.6: *Fréquences importantes relevées par la méthode du sonnage*

Configurations		Fréquences
Configuration 1 90°, -50°, 120°, 180°, 25°, 180°		11,5 Hz 19,3 Hz 22,4 Hz
Configuration 2 90°, 0°, 0°, 0°, 45°, 0°		8 Hz 9,6 Hz 27,4 Hz 31,9 Hz
Configuration 3 90°, 0°, 0°, 0°, 0°, 0°		7,7 Hz 9,6 Hz 27,3 Hz 32,2 Hz

résultats sont présentés dans le Tab. 4.7. Pour les deux méthodes le robot est considéré seul, sans broche d'usinage.

tableau 4.7: *Comparaison entre les fréquences identifiées expérimentalement et celles calculées*

Configurations	Fréquences calculées par le modèle	Fréquences identifiées expérimentalement
Configuration 1 90°, -50°, 120°, 180°, 25°, 180°	12,4 Hz	11,5 Hz
	18 Hz	19,3 Hz
	27,5 Hz	22,4 Hz
	90,9 Hz	118 Hz
	149 Hz	131 Hz
Configuration 2 90°, 0°, 0°, 0°, 45°, 0°	1098,2 Hz	
	9,3 Hz	8 Hz
	11,9 Hz	9,6 Hz
	53,1 Hz	31,9 Hz
	86,4 Hz	
Configuration 3 90°, 0°, 0°, 0°, 45°, 0°	100,9 Hz	
	1093,1 Hz	
	8,3 Hz	7,7 Hz
	11,9 Hz	9,6 Hz
	52,3 Hz	27,3 Hz
	94,5 Hz	
	259,5 Hz	
	1119,6 Hz	

Plus les fréquences calculées sont faibles, plus l'erreur entre les deux fréquences correspon-

dantes, calculée en pourcentage de la valeur identifiée, est faible. De plus, lorsque la configuration articulaire du robot change, l'évolution des fréquences calculées est identique à celle des fréquences identifiées expérimentalement.

Le sonnage par marteau d'impact tel que réalisé lors des essais présentés a permis d'identifier certaines fréquences propres du système. Faute d'énergie suffisante transmise au robot par rapport à sa masse (1200 Kg), les accéléromètres placés sur les corps 2 et 3 n'ont pas relevé de signaux significatifs (mauvais rapport signal sur bruit). Ceci a limité le nombre des fréquences identifiées. De plus, du fait de la faible amplitude des pics de fréquence relevés, il est difficile de repérer les fréquences significatives au-delà des trois à cinq premières fréquences. Enfin, des essais complémentaires ont permis de montrer que selon les lieux et directions de fixation des accéléromètres ainsi que les lieux et directions de sonnage ont une influence sur les fréquences significatives relevées. Il faut donc réaliser une étude plus poussée permettant de déterminer l'emplacement des accéléromètres ainsi que les lieux de sonnage qui permettent d'identifier toutes les fréquences propres du système.

Afin de transmettre une énergie plus importante au robot, nous avons utilisé un balourd mis en rotation sur la broche d'usinage (effecteur du robot). L'étude sur le placement des accéléromètres et sur les lieux d'impact fera l'objet d'une étude ultérieure, hors du cadre de cette thèse.

4.2.2 Les essais avec mise en rotation d'un balourd sur la broche

Les essais avec mise en rotation d'un balourd sur la broche d'usinage ont permis de solliciter davantage le robot. Néanmoins, afin de préserver l'intégrité de la broche, la force appliquée sur le roulement a été limitée à 100 N. Compte-tenu du poids de l'outil, environ 2 kg, la force tournante due au balourd a été conditionnée afin d'atteindre, à la plus grande vitesse de rotation utilisée (2500 tr/min), 80 N.

Un accéléromètre (BK10, uniaxial) a été placé successivement selon les axes $\mathbf{x}_{capt}$, $\mathbf{y}_{capt}$ et $\mathbf{z}_{capt}$ du capteur d'effort, près de la bride du robot. L'outil avec un balourd $U \approx 1204,8$ g.mm (60,24 g sur un rayon de 20 mm) a été placé dans la broche mise en rotation de 0 à 2500 tr/min par pas de 100 tr/min, via un programme robot (figure 4.6). Le signal obtenu par l'accéléromètre a ensuite été traité par FFT pour chaque palier de vitesse (figure 4.7), et l'amplitude



du pic correspondant à la vitesse de rotation de la broche a été relevé (tableau 4.8).

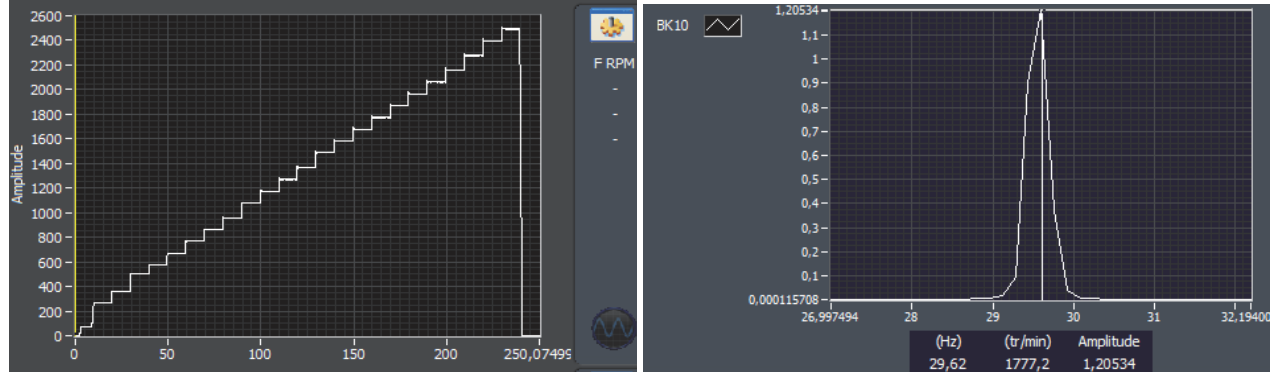


figure 4.6: Paliers des vitesses de rotation de la figure 4.7: FFT à partir du signal de l'accéléromètre pour un palier de vitesse donné

tableau 4.8: Amplitude des pics à la vitesse de broche

f [Hz]	f [tr/min]	Amplitude [m/s ²]
14	840	0.11
16	960	0.16
17.8	1068	0.07
19.5	1170	0.07
21.1	1266	0.05
22	1320	0.03
24.8	1488	0.04
26.3	1578	0.14
28	1680	0.4
29	1740	1.2
31	1860	1.3
32.8	1968	1.2
34	2040	1.15
35.9	2154	1.14
37.8	2268	1.26
39.9	2394	
41.6	2496	1.45

Ce traitement a été effectué sur les signaux issus du même capteur, mais placé selon les axes $\mathbf{x}_{capt}$, $\mathbf{y}_{capt}$ et $\mathbf{z}_{capt}$ du capteur d'effort. La figure 4.8 représente les résultats obtenus. Les amplitudes des accélérations mesurées ont été divisées par le carré de la vitesse de rotation de la broche, afin de faire abstraction de l'augmentation de l'intensité de la sollicitation.

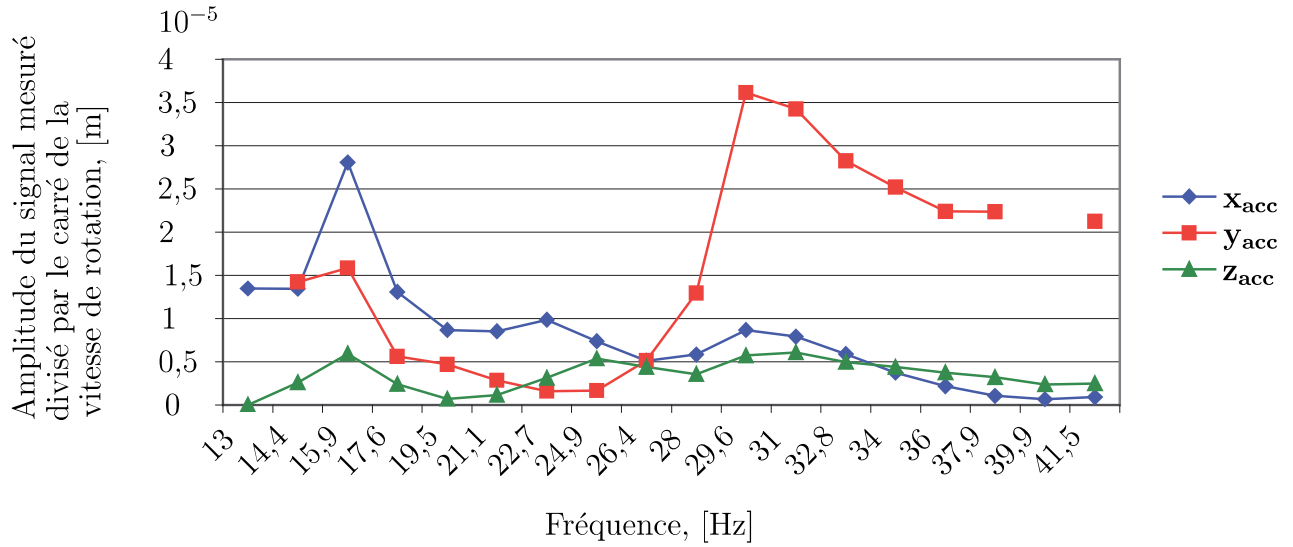


figure 4.8: Evolution de l'amplitude des pics à la vitesse de rotation de la broche en fonction de cette vitesse de rotation

Deux pics indiquent des augmentations des accélérations relevées significatives par rapport à l'augmentation de l'intensité de la sollicitation, à 16 puis à 30 Hz. En utilisant le modèle élasto-dynamique précédent, les trois premières fréquences propres sont évaluées à 11,3 Hz, 15,8 Hz et 29,8 Hz. La première fréquence n'a pas été identifiée car il est difficile de faire tourner la broche d'usinage à une vitesse aussi faible. Les deux fréquences identifiées expérimentalement correspondent bien aux deuxième et troisième fréquences calculées par le modèle élasto-dynamique. Notons que la configuration articulaire du robot,

$$\theta_1 = 41^\circ, \theta_2 = -52^\circ, \theta_3 = 100^\circ, \theta_4 = 0^\circ, \theta_5 = 0^\circ, \theta_6 = 0^\circ \quad (4.6)$$

correspond à une zone de fortes variations de la deuxième fréquence propre du robot (voir figure 4.1). De plus, pour l'analyse la sollicitation devrait se faire dans une direction précise, et l'accéléromètre devrait être placé dans la même direction. Dans la méthode présentée, la sollicitation est couplée dans le plan normal à l'axe de rotation de la broche. De ce fait nous avons limité notre analyse au positionnement fréquentiel des pics d'amplitude, sans travailler sur l'amplitude elle-même. Enfin, pour cette méthode le robot est équipé de la broche d'usinage (127 Kg). De ce fait les fréquences propres du système sont modifiées.

Une opération d'usinage exerce une force excitatrice sur l'effecteur du robot de par le contact des dents de l'outil avec la matière. Ainsi, nous avons analysé le comportement du robot soumis à de telles sollicitations.

4.2.3 Sollicitation lors d'une opération d'usinage

Toutes les mesures expérimentales effectuées montrent que les fréquences propres du système sont faibles. Par conséquent, le robot peut difficilement rentrer en résonance lors d'une opération d'usinage. Ainsi, les fréquences propres du robot KUKA KR270 ne seraient pas préjudiciables pour une opération d'usinage à condition que la fréquence de passage des dents dans la matière soit supérieure à 50 Hz ($N \times Z / 60 > 50$ Hz, N étant la vitesse de rotation de l'outil en tr/min et Z le nombre de dent de l'outil).

Pour le vérifier, nous avons réalisé la pièce présentée dans la section 3.2.2 avec différentes conditions de coupe, et ce en mesurant les signaux mesurés par un accéléromètre placé sur la broche (figure 4.9).



figure 4.9: Accéléromètre placé sur la broche

La vitesse de l'effecteur a été relevée depuis la baie de commande du robot. Cette information est nulle lorsque l'effecteur est à l'arrêt, ou bien lorsque sa vitesse n'est pas commandée, autrement dit hors des trajectoires d'usinage (trajectoire de transition notamment, pendant lesquelles il est demandé au robot d'aller à un certain pourcentage de sa vitesse maximale). La figure 4.10 montre le relevé des signaux pour la trajectoire réalisée avec une vitesse de consigne de 3,6 m/min lors des trajectoires « usinantes », avec une vitesse de rotation de l'outil de 10 000 tr/min. Les signaux de gauche sont donnés sur toute la durée de l'acqui-

tion, et en m/s^2 pour les signaux des accéléromètres. Les signaux de droite représentent le zoom sur une partie où l'outil est dans la matière. Les signaux issus de l'accéléromètre ont subi un traitement permettant d'afficher sur la droite la vitesse VRMS du point mesuré. Nous constatons que les pics importants, qui peuvent être préjudiciables pour la santé de la broche, semblent apparaître hors des trajectoires « usinantes », lorsque le robot n'est pas chargé en effort. Lors des trajectoires usinantes, l'amplitude des pics est moindre, et comparable à celle atteinte lors de l'usinage par une machine outil à commande numérique. Cela ne semble donc pas être préjudiciable, aussi bien pour la santé de la broche que pour l'opération d'usinage elle-même (absence de marque sur la pièce).

Pour valider l'apparition de forts pics hors des trajectoires « usinantes », les signaux issus

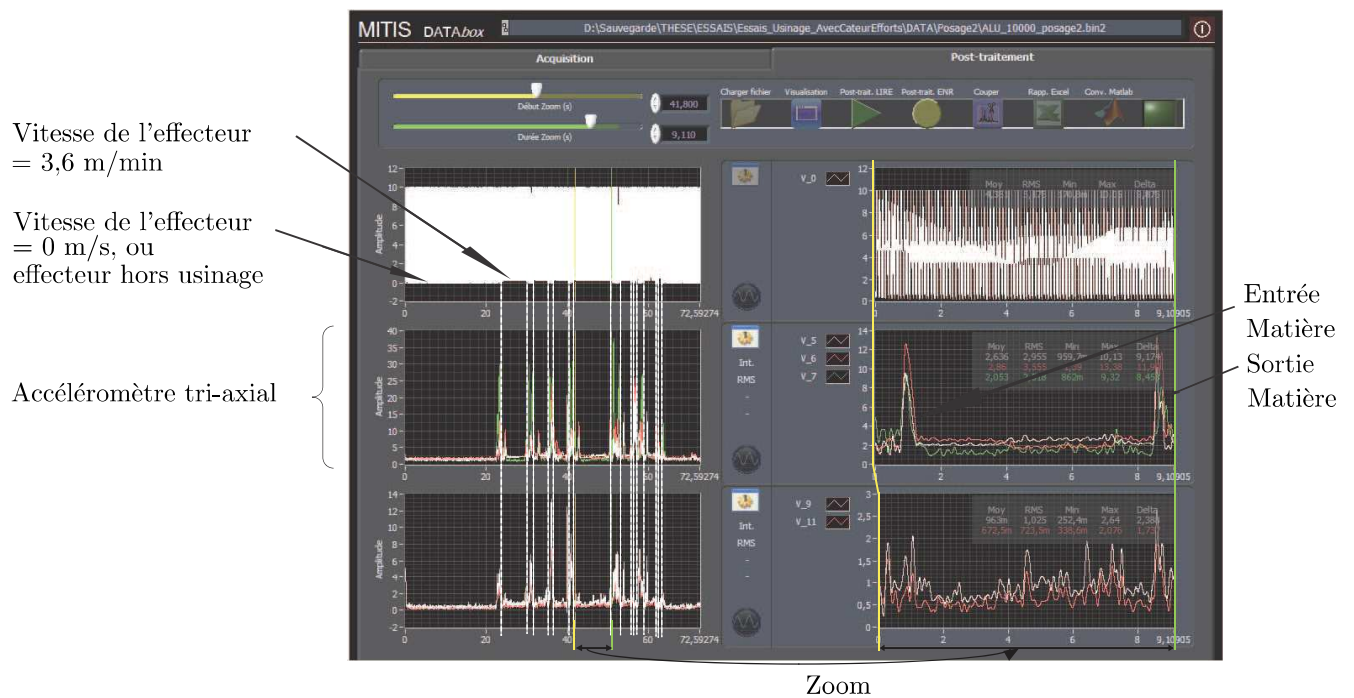


figure 4.10: Relevé des signaux des accéléromètres et du robot - Usinage à 20 000 tr/min

de la réalisation de la trajectoire à vide, c'est-à-dire avant la mise en place d'une pièce, ont été relevés (figure 4.11). Les vitesses d'avance et de rotation de l'outil sont identiques à celles utilisées pour le relevé précédent. Les signaux de gauche sont donnés sur toute la durée de l'acquisition, et en m/s^2 pour les signaux des accéléromètres. Les signaux de droite représentent le zoom sur une partie où le robot devrait, en la présence d'une pièce, usiner. Les signaux issus des accéléromètres ont subi le même traitement que sur la figure précédente. Nous constatons que les pics d'accélération les plus importants sont semblables à ceux présents sur la figure 4.10. Ils apparaissent donc toujours hors des trajectoires « usinantes ».

L'analyse par transformée de Fourier des signaux relevés par l'accéléromètre tri-axes lors de

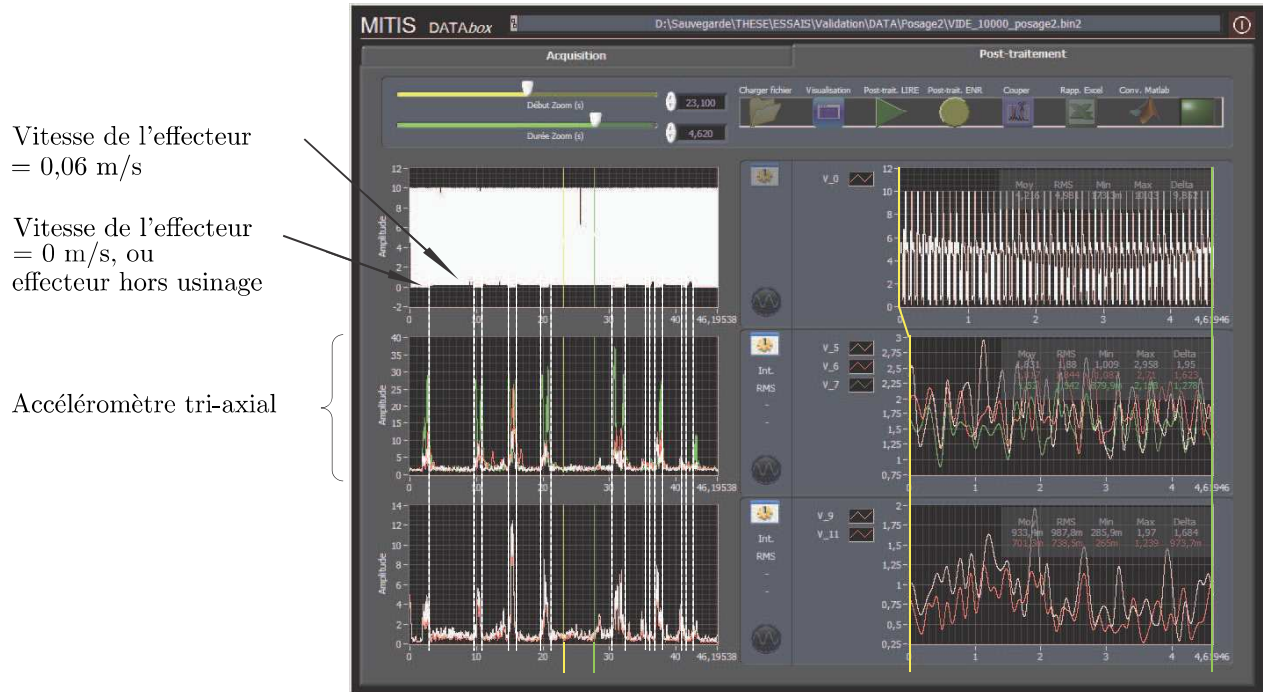


figure 4.11: Relevé des signaux des accéléromètres et du robot - Trajectoire à vide

la trajectoire à vide (figure 4.12) montre la présence de trois pics à basse fréquence : environ 15,5, 34 et 49,5 Hz (les valeurs exactes de ces fréquences changent pendant la trajectoire). Ces fréquences sont du même ordre de grandeur que celles identifiées par les autres méthodes. Le pic à 167 Hz correspond à la vitesse de rotation de l'outil, et à 334 Hz on retrouve une harmonique de cette fréquence.

La figure représentant les amplitudes en déplacement montre que les autres pics (dont certains correspondent à la vitesse de rotation de l'outil soit 10 000 tr/min ou 166,7 Hz, et à deux fois la vitesse de rotation de l'outil) ne correspondent pas à des déplacements de fortes amplitudes. Nous n'avons donc travaillé que sur les premières fréquences propres du robot.

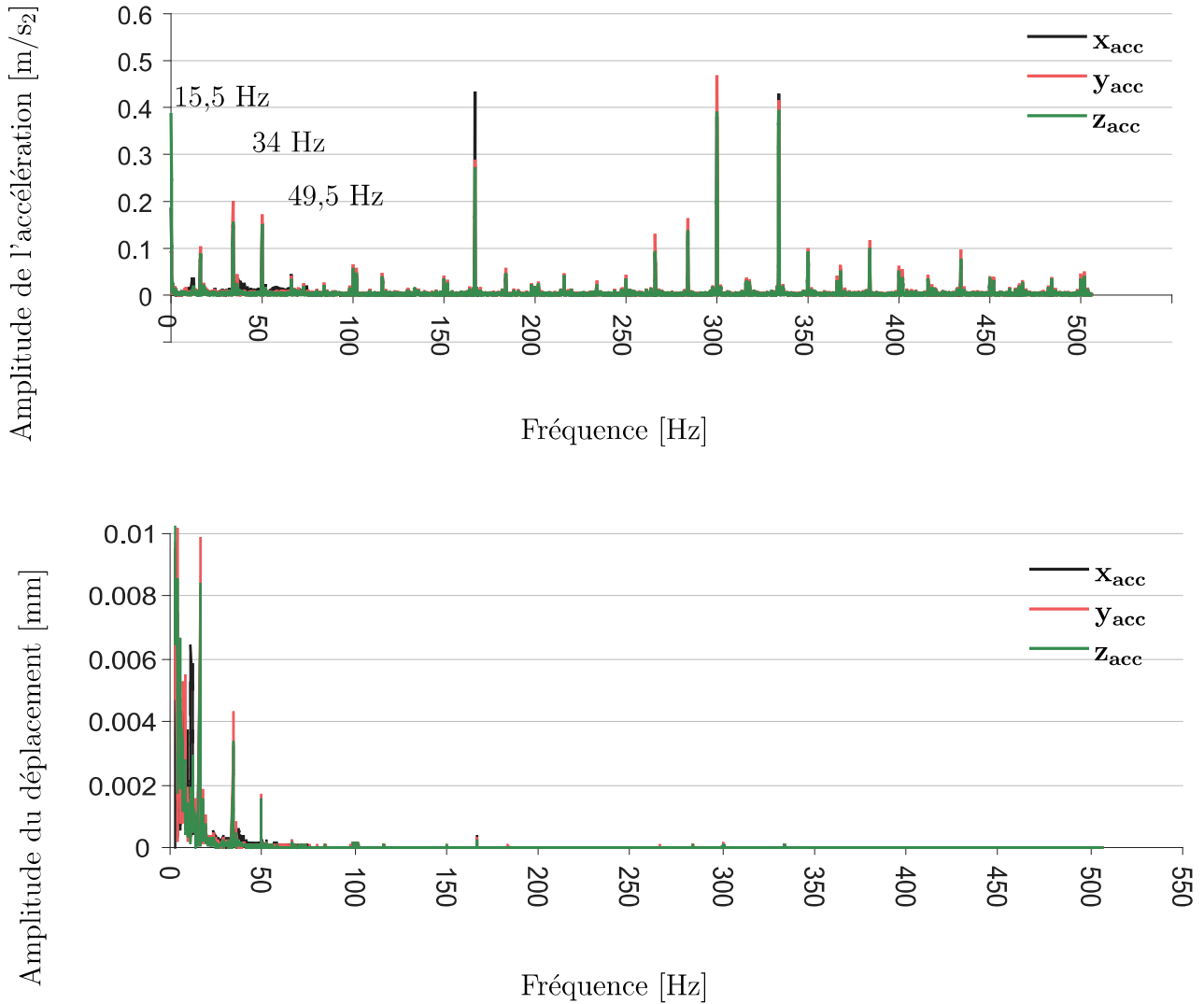


figure 4.12: Déplacements et Accélérations relevés par l'accéléromètre placé sur la broche

Influence de la commande

La commande du robot a une influence sur le comportement vibratoire du système, que le robot soit ou non soumis aux efforts d'usinage. En effet, d'une part les zones d'accélérations les plus fortes se situent hors des zones d'usinage (figure 3.21), et d'autre part les palpées d'une partie de la pièce présentée dans la section 3.2.2 révèlent des marques, notamment en entrée matière (figure 3.19).

Les fortes accélérations situées hors usinage se situent aux changements de consigne entre les commandes « PTP » et « LIN ». Les commandes « PTP » sont utilisées hors usinage, pour repositionner rapidement le robot pour commencer la trajectoire usinante suivante. Le robot change donc brutalement sa vitesse, ce qui explique les fortes accélérations aux passages

entre ces deux commandes (Béarée et al., 2005). Ce phénomène n'est pas préjudiciable pour la pièce. Néanmoins, pour maintenir la broche d'usinage en bon état de fonctionnement, il paraît utile de limiter ces fortes accélérations.

Les marques sur la pièce en entrée matière sont dues au fait que brutalement l'effecteur du robot est soumis à un effort important. Le temps de réaction et le dépassement sont propres à la commande. Il paraît donc judicieux de limiter la variation brutale de l'effort, par exemple en augmentant progressivement la vitesse d'avance en début de trajectoire.

4.3 Conclusions

Les différentes méthodes d'identification des premières fréquences propres du robot ont toutes mis en évidence des fréquences propres relativement faibles. L'usinage sollicite des hautes fréquences, au-dessus des 100 Hz. Alors les fréquences propres excitées engendreront de petits déplacements, moins préjudiciables pour la coupe. Par ailleurs les fréquences préjudiciables pour la santé de la broche sont au-delà de la centaine de Hz (De Castelbajac et al., 2010).

Les mesures réalisées au cours de différentes opérations de détournage de pièces aéronautiques n'ont pas mis en évidence la présence de vibrations importantes par rapport à celles apparaissant lors d'un détournage au moyen d'une MOCN. L'usinage robotisé ne pose donc a priori pas de problème au niveau vibratoire. Nous n'avons donc pas retenu ce critère pour l'optimisation de ces opérations présentée dans le chapitre 5.

Néanmoins, les faibles fréquences peuvent être sollicitées par la commande du robot. Des filtres sont mis en place par les constructeurs de robots afin d'éviter de tels incidents, mais nous avons tout-de-même réussi à montrer qu'il est possible, par la génération d'une trajectoire particulière (avec un pas et une vitesse d'avance bien déterminés), de solliciter ces premiers modes. Par conséquent, il semble opportun de vérifier que la commande du robot n'engendre pas ce phénomène.

De plus, il est nécessaire d'augmenter lentement la vitesse d'avance lors des entrées et des sorties matière afin de ne pas marquer la pièce.

Enfin, il faut être vigilant quant aux passages d'une commande « LIN » à une commande « PTP », qui génèrent de fortes accélérations et donc de fortes vibrations de la structure (peut-être préjudiciable pour la broche, mais pas pour la pièce car ces transitions sont faites en dehors des trajectoires usinantes). Plus la dynamique de la machine est importante plus les variations brusques de la vitesse d'avance auront un impacte important sur les efforts exercés (Havette, 2010). Il serait donc intéressant d'étudier plus en détails le couplage entre le comportement du robot et le comportement de la coupe au niveau dynamique.



Nous retenons donc que les déplacements de l'outil lors d'une opération d'usinage s'expliquent avant tout par le comportement élasto-statique du robot. Aussi, nous présentons dans le chapitre 5 des méthodes, basées sur l'exploitation de ce modèle, permettant de réduire les défauts engendrés sur la pièce du fait des déplacements de l'outil.

5

Méthodes de travail adaptées aux caractéristiques du process et du robot

5.1	Optimisation du placement de tâche	122
5.1.1	Le problème d'optimisation	122
5.1.2	Application de la méthode	133
5.1.3	Conclusions de la méthode	137
5.2	Modification de la consigne du robot	137
5.2.1	Trajectoire miroir	138
5.2.2	Mise en place de l'algorithme trajectoire miroir	139
5.2.3	Validation expérimentale	141
5.2.4	Conclusions de la méthode	143
5.3	Conclusions	143

L'un des objectifs de ce travail est d'apporter des solutions pour pouvoir réaliser des opérations de parachèvement avec un robot 6R « standard », c'est-à-dire sans revoir ni sa conception ni sa commande, et ceci dans un souci de rapidité de mise en place des solutions développées. Deux méthodes de correction sont proposées dans ce chapitre :

1. La première est basée sur la recherche d'un placement adapté de la pièce dans l'espace de travail du robot, couplée à la gestion de la redondance cinématique du robot vis-à-vis de la tâche à réaliser.
2. La seconde méthode correspond à une adaptation de la méthode dite « du miroir » ([Seo, 1998](#)) permettant de générer une trajectoire prenant en compte à la fois l'évolution des efforts de coupe et le comportement élasto-statique du robot.

Ces deux méthodes sont basées sur le modèle élasto-statique du robot. Le comportement élasto-dynamique du robot n'a pas été pris en compte puisque les fréquences propres du robot sont faibles d'après les résultats présentés dans le chapitre 4. Il est néanmoins nécessaire de vérifier que les programmes issus des méthodes proposées ne vont pas exciter le robot sur ces fréquences. Abele ([Abele et al., 2010](#)) a montré que les déplacements de l'outil lors d'une opération d'usinage sont essentiellement des déplacements « élasto-statiques ».

5.1 Optimisation du placement de tâche

L'optimisation du placement de tâche a fait l'objet de nombreux travaux de recherche ces dernières années en robotique (Ur-Rehman et al., 2010, 2009). Plusieurs critères peuvent être pris en compte à cet effet, tels que la consommation énergétique, les couples articulaires, le temps de cycle, la manipulabilité, la dextérité, les vitesses articulaires, les accélérations articulaires, la première fréquence propre, l'accessibilité, l'éloignement des collisions, la parcourabilité (Ur-Rehman et al., 2010, 2009).

Les indices généralement utilisés sont propres au moyen c'est-à-dire au robot ici. Dans le cadre de ce travail de thèse, nous nous intéressons avant tout à la qualité de la pièce usinée par le robot, c'est à dire au respect de l'état de surface et des tolérances dimensionnelles et géométriques de la pièce.

Nous proposons donc ici de travailler sur la définition d'un placement correct de la pièce à usiner dans l'espace de travail du robot afin d'optimiser la fonction critère définie ci-après et de satisfaire des contraintes liées à la qualité de la pièce. Le problème d'optimisation du placement de la tâche est formulé en deux étapes. Dans le cadre de cette étude nous avons traité la seconde étape du problème d'optimisation, c'est-à-dire la gestion de la redondance cinématique du robot.

5.1.1 Le problème d'optimisation

5.1.1.1 Définition du critère d'optimisation

Selon l'opération envisagée (un perçage, un détournage, un ponçage, ...), le critère qualité recherché sur la pièce peut-être différent. Par exemple, pour une opération de perçage, les tolérances les plus communes sont : la perpendicularité et le positionnement (tolérances géométriques), le diamètre (tolérance dimensionnelle), et l'état de surface. Pour une opération de détournage, les tolérances peuvent être beaucoup plus variées : des perpendicularités ou parallélismes, des tolérances dimensionnelles, des états de surface, ...

Les efforts de coupe engendrent nécessairement un déplacement de l'outil vis-à-vis de sa position et orientation désirées à cause de la déformation du robot. Nous avons souhaité travailler dans un premier temps sur les défauts « macroscopiques ». De ce fait les critères « microscopiques » tels que l'état de surface n'ont pas été retenus. Seul le choix des conditions de coupe nominales (sans déformation de l'outil) tiendra compte de l'état de surface souhaité. Afin d'illustrer notre démarche nous avons choisi de travailler sur la pièce présentée au chapitre 2 (figure 3.17).

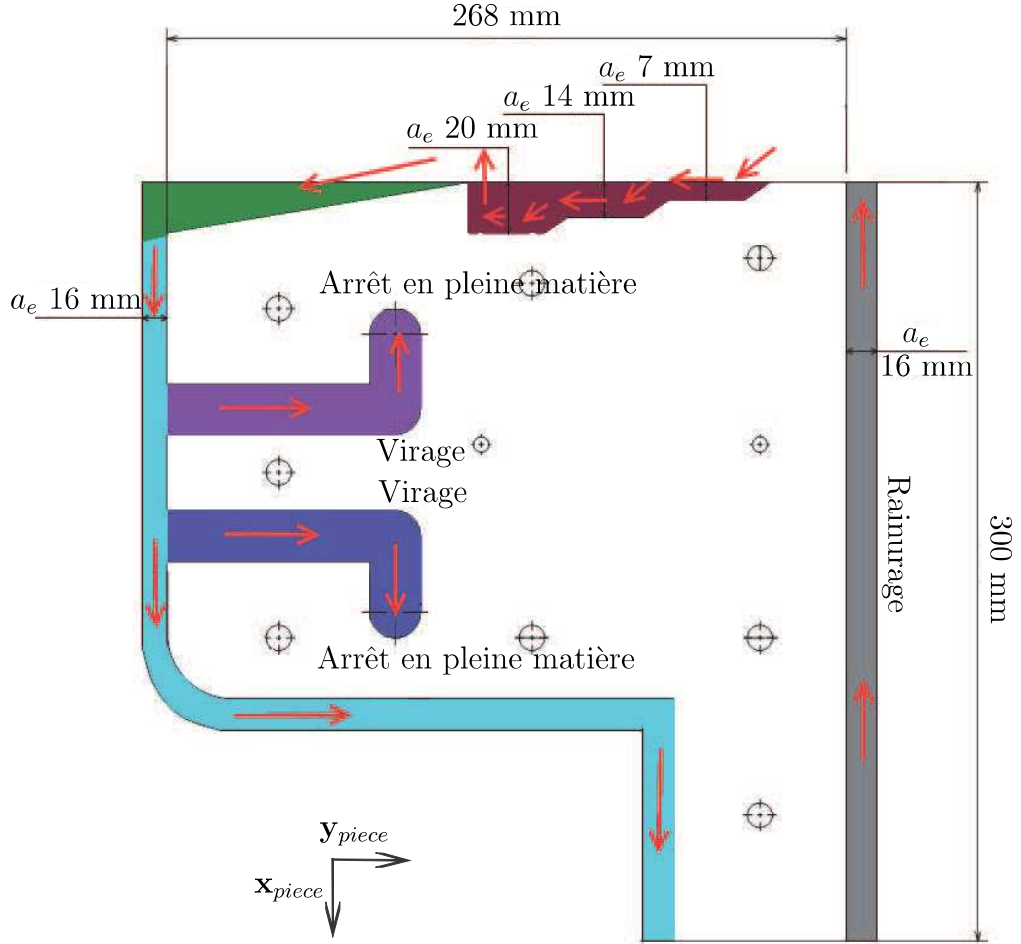


figure 5.1: Pièce test usinée

Comme premier critère d'optimisation nous avons défini l'écart géométrique maximal entre la pièce réalisée et la pièce désirée (figure 5.2), i.e :

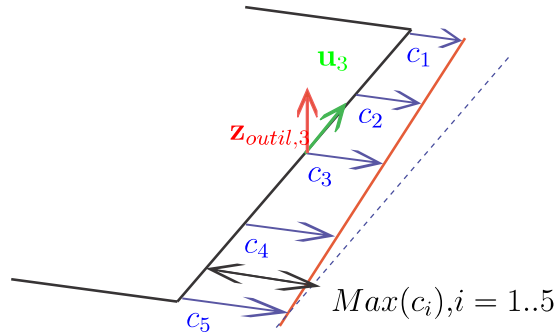
$$f(\mathbf{x}) = \max [c_i] \rightarrow \min \quad (5.1)$$

$$c_i = \|\delta \mathbf{d}_i^T (\mathbf{u}_i \wedge \mathbf{z}_{outil,i})\| \quad (5.2)$$

La quantité c_i est calculée pour chaque point i , $i = 1, \dots, n$, du chemin de la trajectoire discrétisé. $\mathbf{u}_i$ est le vecteur directeur unitaire de l'avance de l'outil, $\mathbf{z}_{outil,i}$ est l'axe de rotation de l'outil et $\delta \mathbf{d}_i$ est le vecteur de petits déplacements de l'outil dus à la déformation du robot exprimé dans le repère de base. $\wedge$ est l'opérateur produit vectoriel.

Ce critère ne permettant pas de garantir le respect ou non d'un intervalle de tolérance, nous le compléterons par une contrainte sur le problème.



figure 5.2: *Fonction critère pour une opération de détournage*

5.1.1.2 Variables d'optimisation

Au regard du modèle élasto-statique du robot défini par l'équation. 2.21, deux types de variables affectent la matrice de raideur cartésienne du robot : la configuration articulaire du robot, définie par les variables angulaires $\theta_i, i = 1..6$, et l'effort appliqué sur l'effecteur, défini par ω .

1. Configuration articulaire du robot

La configuration du robot dépend d'une part de la position de la tâche dans l'espace de travail du robot, et d'autre part de la gestion de la redondance cinématique du robot. Les analyses suivantes montrent que la position et l'orientation de la pièce à usiner ainsi que la redondance cinématique ont une influence sur la fonction critère définie.

(a) Placement de la tâche dans l'environnement de travail du robot

i. Influence du placement de la pièce à usiner sur la fonction critère

Afin de mettre en évidence l'effet du placement de la tâche sur la déformation du robot, nous avons réalisé une même pièce, avec les mêmes conditions de coupe, mais en deux endroits différents de l'espace de travail du robot (présentés figure 5.3).

La pièce réalisée est présentée au chapitre 2, figure 3.17. Pour chaque placement, une pièce test en LAB et une autre en alliage d'aluminium ont été usinées. Le LAB est une résine tendre qui engendre des efforts de coupe très faibles par rapport à ceux engendrés par la coupe d'une pièce en alliage d'aluminium. Ainsi, l'usinage de cette pièce en LAB nous permet de mettre en évidence tous les défauts du robot, à savoir, problèmes de précision, problèmes de souplesse, problèmes d'ordre vibratoire et problèmes liés à la commande.

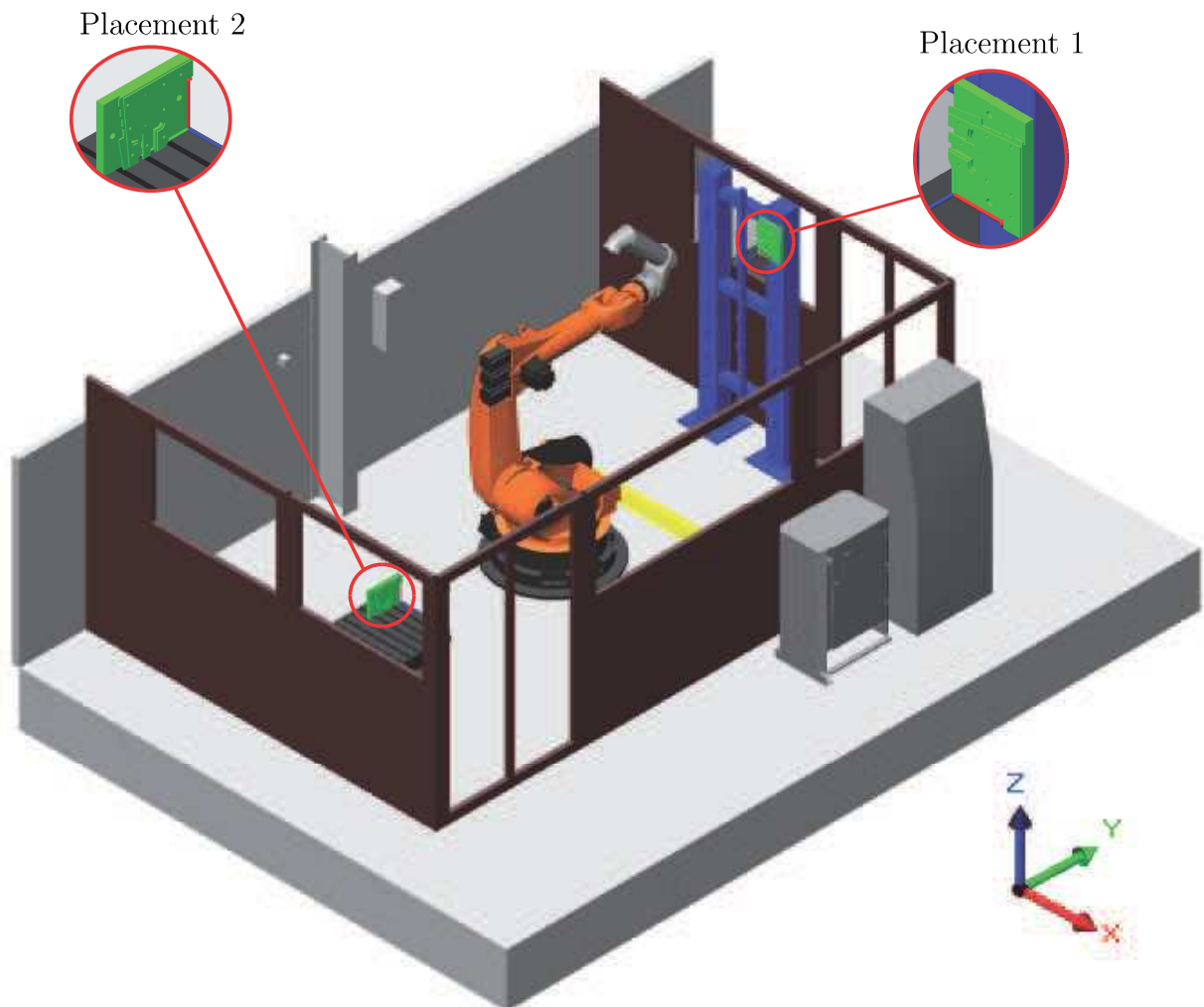


figure 5.3: Deux placements de la pièce test dans l'espace de travail du robot

En comparant les pièces usinées en alliage d'aluminium aux pièces en LAB, et non à la trajectoire de consigne, il est possible de juger de l'efficacité du modèle à prédire les déplacements de l'outil suite à l'application d'une charge en bout du robot, tout en faisant abstraction des autres problèmes telles que l'erreur de positionnement du robot et l'erreur de suivi de trajectoire.

Les écarts obtenus en chaque placement entre l'usinage de la pièce en LAB et celle en alliage d'aluminium ont été mesurés. Les résultats sont présentés dans la figure 5.4 pour l'opération de rainurage linéaire à a_e partiel (première trajectoire réalisée sur la pièce test). Ils montrent que l'écart géométrique est double pour le placement 1 par rapport à celui mesuré sur la pièce au placement 2, soit une différence de trois dixièmes de millimètre. Les coordonnées cartésiennes et angulaires de la pièce peuvent donc être considérées comme

une variable d'optimisation pour réduire les écarts géométriques mesurés sur la pièce.

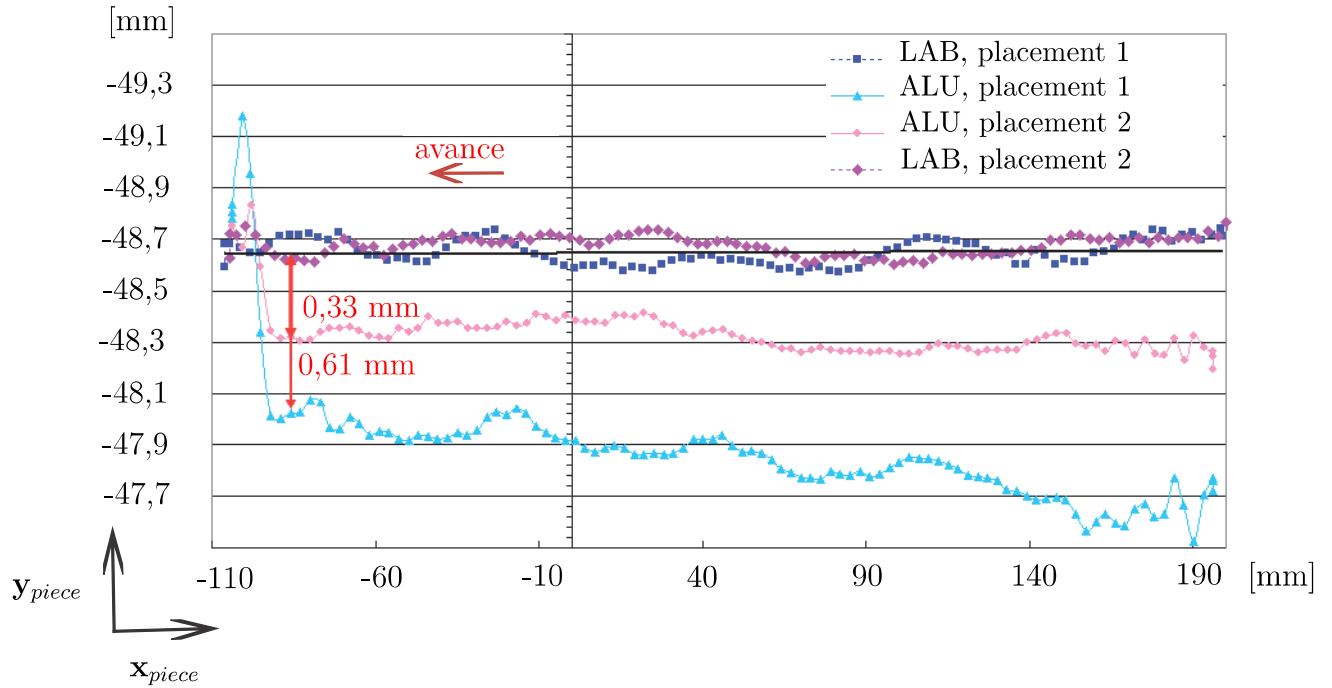


figure 5.4: Mesures des pièces en LAB et en alliage d'aluminium usinées en deux placements

ii. Expression mathématique

La définition du placement de la tâche dans l'espace de travail du robot nécessite six variables : trois variables de position x_p , y_p , z_p , et trois variables d'orientation ϕ , θ , ψ . Ces paramètres permettent d'exprimer la matrice de passage du repère de base du robot $\mathcal{R}_0$ au repère pièce $\mathcal{R}_{piece}$ dans lequel le chemin de la trajectoire est défini par un ensemble de point i , $i = 1, \dots, n$, n étant le nombre de points du chemin de trajectoire discrétisée, de coordonnées x_i , y_i , z_i :

$$\begin{bmatrix} x_p \\ y_p \\ z_p \\ 1 \end{bmatrix}_{R_0} = {}^{R_0} \mathbf{T}_{R_p} \begin{bmatrix} x_p \\ y_p \\ z_p \\ 1 \end{bmatrix}_{R_p} \quad (5.3)$$

x_p , y_p , z_p représentent les coordonnées de centre du repère pièce exprimées dans le repère de base, et ϕ , θ , ψ sont les angles d'Euler caractérisant l'orientation

de $\mathcal{R}_p$ dans $\mathcal{R}_0$. Ainsi, ${}^{R_0}\mathbf{T}_{R_p}$ s'exprime par la relation :

$${}^{R_0}\mathbf{T}_{R_p} = \begin{bmatrix} \cos\phi \cos\theta & \cos\phi \sin\theta \sin\psi - \sin\phi \cos\psi & \cos\phi \sin\theta \cos\psi + \sin\phi \sin\psi & x_p \\ \sin\phi \cos\theta & \sin\phi \sin\theta \sin\psi + \cos\phi \cos\psi & \sin\phi \sin\theta \cos\psi - \cos\phi \sin\psi & y_p \\ -\sin\theta & \cos\theta \sin\psi & \cos\theta \cos\psi & z_p \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (5.4)$$

Finalement, le vecteur $\mathbf{x}$ comprenant les variables d'optimisation s'exprime de la manière suivante :

$$\mathbf{x} = \begin{bmatrix} x_p & y_p & z_p & \phi & \theta & \psi & \dots \end{bmatrix} \quad (5.5)$$

(b) Gestion de la redondance cinématique du robot

Le robot présente, pour la plupart des procédés utilisés, un degré de redondance cinématique supplémentaire dû à la rotation de la broche autour de l'axe outil qui n'est pas directement défini par la trajectoire dans l'espace opérationnel.

Le degré de redondance fonctionnelle r_f est défini par (Conkur & Buckingham, 1997):

$$r_f = \dim(E_A) - \dim(E_T) \quad (5.6)$$

avec E_T l'espace de la tâche et E_A l'espace articulaire.

La dimension de l'espace de la tâche est généralement de 5 (en détournage, perçage, ponçage), du fait que la trajectoire soit définie par la position d'un point (bout d'outil) et l'orientation d'un axe (axe de l'outil) dans l'espace. Par ailleurs la dimension de l'espace opérationnel est de 6. Il y a donc 1 degré de redondance cinématique. Ce degré de redondance permet au robot de prendre plusieurs configurations possibles pour orienter l'axe outil et placer le bout d'outil de la même façon.

Afin de mettre en évidence l'importance d'une bonne gestion de cette redondance cinématique, l'opération de rainurage à a_e partiel a été réalisée deux fois en ne modifiant que la configuration articulaire du robot par une gestion différente de la redondance cinématique. La pose de la pièce dans l'espace de travail du robot est inchangée, et les conditions de coupe sont identiques.



La modification, pour un même programme, du paramètre gérant la redondance cinématique est relativement simple à l'aide de l'extension logiciel ROBOTMASTER¹, fonctionnant sous MASTERCAM. En effet une fois la trajectoire programmée sous MASTERCAM et le robot choisi, cette extension permet de modifier l'angle de la broche autour de l'axe outil en manipulant une spline dans l'interface graphique représentée par la figure 5.5.

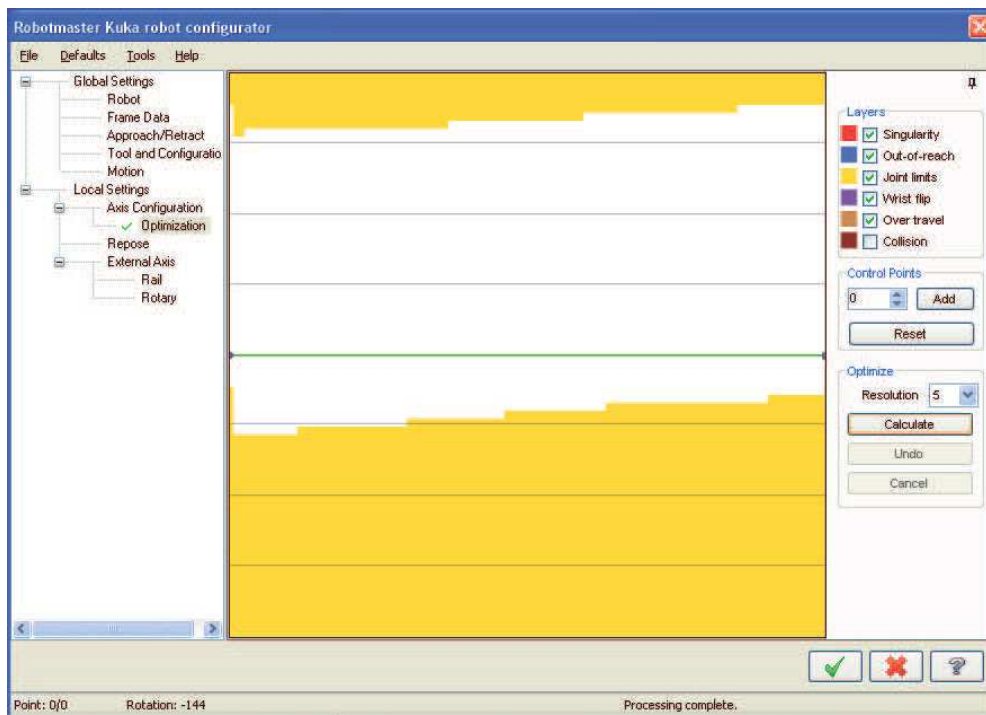


figure 5.5: Fenêtre « OptimGUI » de ROBOTMASTER pour la gestion de la redondance cinématique

Cette fenêtre présente en abscisse l'ensemble des points de la trajectoire, et en ordonnée la rotation de l'effecteur autour de l'axe outil, de -180° à $+180^\circ$. La zone jaune représente la zone non atteignable à cause des limites articulaires de chaque axe. La courbe verte peut être « déformée » et déplacée librement par l'utilisateur à l'intérieur de la zone blanche.

Il s'agit donc de réaliser une même trajectoire en ne modifiant que la courbe verte gérant la redondance cinématique du robot. Afin de pouvoir choisir deux courbes qui présentent des résultats significativement différents nous avons enrichi cette

1. www.robotmaster.com

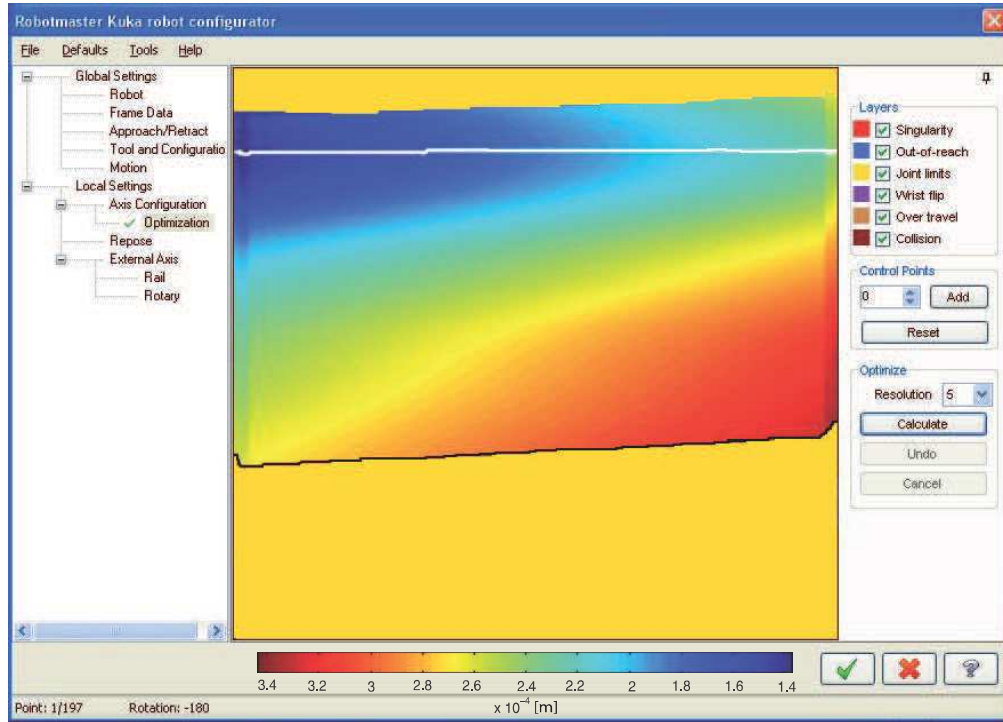


figure 5.6: Fenêtre « OptimGUI » enrichie avec les isocontours de la quantité c_i définie par l'équation 5.2

interface graphique. La quantité c_i définie par l'équation 5.2 est représentée dans la zone blanche de l'interface graphique par un dégradé de couleurs (figure 5.6). Pour cela nous avons pris en compte des efforts de coupe constants le long de la trajectoire. Les courbes noire et blanche représentent respectivement la pire et la meilleure des solutions. Cette figure permet à l'utilisateur de placer la courbe verte au plus près de la courbe blanche afin de gérer au mieux la redondance cinématique.

Les courbes blanche et noire représentées sur la figure 5.6 ont été suivies pour usiner la pièce test. La figure 5.7 représente les palpées des deux pièces ainsi obtenues. Il y a bien une différence significative au niveau des écarts géométriques entre ces deux pièces, d'où l'influence de la redondance cinématique du robot sur son comportement élasto-statique.

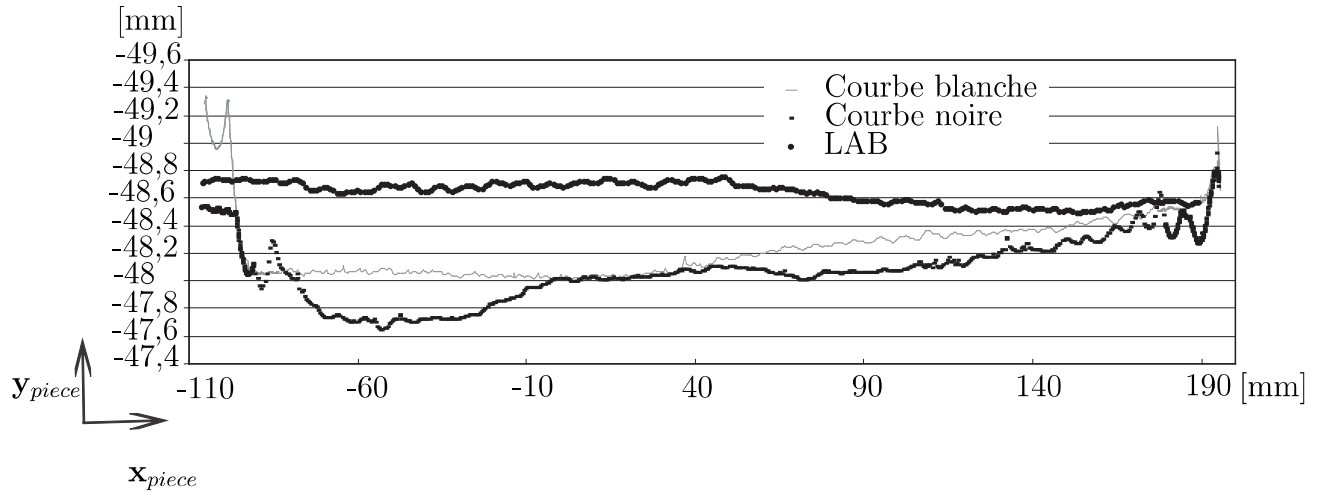


figure 5.7: Palpage de la pièce test usinée pour la trajectoire articulaire optimale (la moins bonne, resp.) vis-à-vis de la quantité c_i : courbe blanche (courbe noire, resp.)

La variable d'optimisation liée à la gestion de la redondance cinématique peut être définie par le vecteur γ , de dimension n , n étant le nombre de points du chemin de la trajectoire discrétisée. La $i^{\text{ème}}$ composante du vecteur est l'angle γ_i représenté par la figure 5.8 pour le $i^{\text{ème}}$ point du chemin trajectoire.

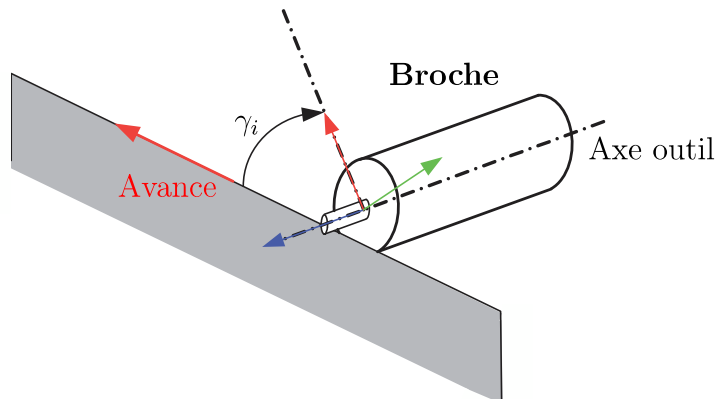


figure 5.8: Angle γ entre un axe lié au corps de la broche et la direction d'avance de la broche

2. Efforts appliqués au robot

Il est évident que plus les efforts appliqués sur l'effecteur du robot sont faibles, moins le robot se déforme. Il est donc important de les réduire au maximum, tout en assurant une productivité et une qualité de la pièce satisfaisante.

Dans un premier temps, un montage judicieux de la broche sur le robot permet de limiter les couples autour de l'axe 6, en plaçant le point d'application des efforts de coupe sur cet axe (approximativement, car celui-ci dépend de la LPJ de l'outil).

Dans un second temps, il est possible de diminuer la vitesse d'avance du robot afin de diminuer les efforts de coupe. Néanmoins, compte-tenu de l'enjeu industriel présenté en introduction, nous n'avons pas retenu cette solution.

Enfin, il reste un grand nombre de possibilités comme le choix d'un outil muni de plus de dents ou la diminution de la largeur de passe. Le choix de ces paramètres influant sur la qualité de la pièce, nous n'avons pas souhaité les optimiser dans le cadre de cette étude. Nous avons donc choisi des conditions de coupe permettant d'assurer une qualité pièce satisfaisante, sans pour autant les optimiser particulièrement en tenant compte du comportement du robot. L'optimisation a été faite avec les variables d'optimisation présentées précédemment.

Finalement, le vecteur $\mathbf{x}$ comprenant les variables d'optimisation s'exprime de la manière suivante :

$$\mathbf{x} = \begin{bmatrix} x_p & y_p & z_p & \phi & \theta & \psi & \gamma^T \end{bmatrix}^T \quad (5.7)$$

5.1.1.3 Contraintes du problème d'optimisation

Dans le cas de l'opération de détournage de la pièce présentée au chapitre 2, la variation de l'écart géométrique de la pièce par rapport à sa définition a été choisie en tant que fonction d'optimisation. Néanmoins, pour assurer le respect de l'intervalle de tolérance dimensionnelle souhaité sur la pièce, il est nécessaire de respecter la contrainte suivante :

$$\max(c_i) \leq c_{max} \quad (5.8)$$

avec c_{max} une valeur de l'intervalle de tolérance dimensionnelle fixée par l'utilisateur.

De plus, il est nécessaire de vérifier que le chemin de la trajectoire d'usinage est accessible par l'outil :

$$[\theta_i^{min} \leq \theta_i \leq \theta_i^{max}], i = 1, \dots, 6 \quad (5.9)$$

θ_i^{min} et θ_i^{max} sont les butées articulaires de la liaison i . Enfin, l'angle γ_i doit varier de façon continue le long de la trajectoire :

$$\gamma : i \mapsto \gamma(i) \in C_0 \quad (5.10)$$



5.1.1.4 Formulation du problème d'optimisation

Mathématiquement, le problème d'optimisation peut s'écrire sous la forme :

$$\begin{aligned}
 \text{minimiser} \quad & \max [c_i], i = 1, \dots, n & (5.11) \\
 & c_i = \|\delta \mathbf{d}_i^T (\mathbf{u}_i \wedge \mathbf{z}_{outil,i})\| \\
 \text{avec} \quad & \mathbf{x} = \begin{bmatrix} x_p & y_p & z_p & \phi & \theta & \psi & \boldsymbol{\gamma}^T \end{bmatrix}^T \\
 \text{tel que} \quad & \max (c_i) \leq c_{max} \\
 & [\theta_i^{min} \leq \theta_i \leq \theta_i^{max}], i = 1, \dots, 6 & (5.12)
 \end{aligned}$$

n est le nombre de points du chemin de la trajectoire. Pour une trajectoire comportant 2000 points, le problème d'optimisation comprend 2006 variables d'optimisation (le vecteur $\boldsymbol{\gamma}$ comprend alors 2000 composantes). La continuité de la trajectoire est vérifiée par simulation sur le logiciel de simulation hors-ligne associé au robot.

Ce problème d'optimisation peut être résolu sous la forme de deux problèmes d'optimisation « imbriqués » :

- Le premier est la définition de l'ensemble des sextuplets $[x_p, y_p, z_p, \phi, \theta, \psi]$ possibles en tenant compte des contraintes du problème.
- Le second consiste à optimiser pour chaque sextuplet $[x_p, y_p, z_p, \phi, \theta, \psi]$, les valeurs du vecteur $\boldsymbol{\gamma}^T$.

Pour résoudre ce problème, il convient dans un premier temps de prendre en compte les contraintes supplémentaires liées à la cellule robotisée. Cette dernière ne permet généralement pas de positionner la pièce dans toutes les positions et les orientations possibles de l'espace de travail du robot. De ce fait le problème d'optimisation permettant de déterminer les valeurs optimales de $[x_p, y_p, z_p, \phi, \theta, \psi]$ n'a pas été résolu. Nous avons réalisé l'optimisation du vecteur $\boldsymbol{\gamma}$ pour des valeurs de $[x_p, y_p, z_p, \phi, \theta, \psi]$ données. Actuellement le problème d'optimisation global ne peut pas être résolu de manière automatique car il nécessite une intervention humaine sur le logiciel MasterCam. Cependant nous proposons de valider le concept par une comparaison de deux placements.

De ce fait la méthode choisie pour résoudre ce système a été :

1. de résoudre le problème (5.11) en fixant $x_p, y_p, z_p, \phi, \theta$ et ψ , et donc en recherchant le vecteur $\boldsymbol{\gamma}$ qui permet de minimiser la fonction critère,



2. puis de comparer ces différentes solutions au regard de la fonction critère définie par l'équation (5.1), pour les différents placements envisagés.

5.1.2 Application de la méthode

Le problème d'optimisation précédent est résolu pour l'usinage de la pièce test, représentée par la figure 3.17, le long de la première trajectoire (détourage droit, avec un a_e de 16 mm). Compte-tenu de l'outillage présent dans la cellule, deux placements de la pièce dans l'espace de travail du robot ont été envisagés, comme illustrés par la figure 5.9.

La pièce en alliage d'aluminium d'épaisseur 5 mm est détournée avec une fraise de diamètre 21 mm, 4 dents. La vitesse de rotation de l'outil est de 20 000 tr/min et l'avance est de 3,6 m/min. Ces conditions sont les mêmes quel que soit le placement choisi.

Le critère utilisé est celui présenté par l'équation (5.2), avec pour contrainte c_{max} de 0,4 mm.

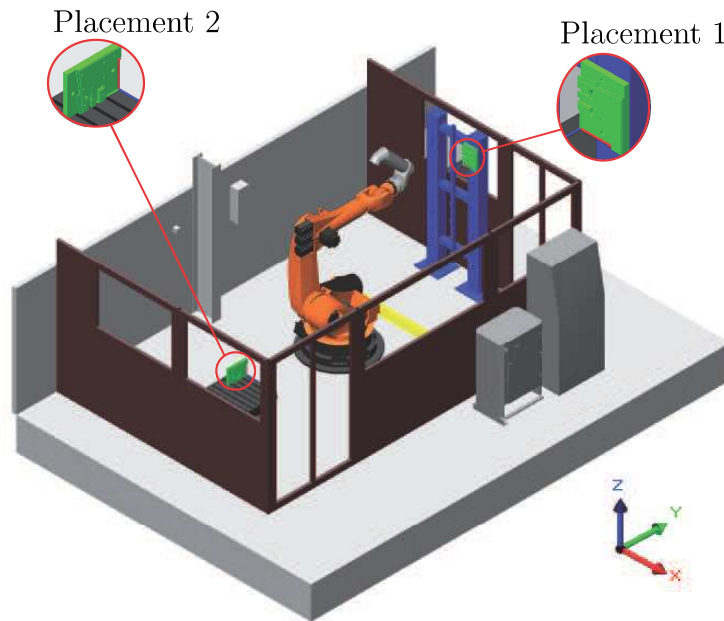


figure 5.9: Deux placements de la pièce dans l'espace de travail du robot

5.1.2.1 Optimisation de la redondance

Cette étape consiste à déterminer, en chaque point de la trajectoire, l'angle γ_i permettant de minimiser la fonction critère f définie par l'équation (5.1). Afin d'éliminer les angles qui ne permettent pas de respecter la condition $[\theta_i^{min} \leq \theta_i \leq \theta_i^{max}]$, $i = 1, \dots, 6$, l'interface gra-

phique « OptimGUI » du logiciel Robotmaster² a été utilisé.

Un sextuplet $\{\theta_{1,i} \ \theta_{2,i} \ \theta_{3,i} \ \theta_{4,i} \ \theta_{5,i} \ \theta_{6,i} \}$ est associé à chaque point de la trajectoire. A partir de la configuration du robot et des efforts appliqués au point i (voir tableau 5.1), il est possible de calculer le vecteur des petits déplacements $\delta \mathbf{d}_i$. Ensuite, les différentes valeurs de c_i sont calculées, pour toutes les valeurs de γ_i possibles. Les figures 5.10 et 5.11 représentent ces valeurs de c_i pour l'ensemble des points de la trajectoire, pour les placements 1 et 2 respectivement.

tableau 5.1: *Données pour le calcul des C_i*

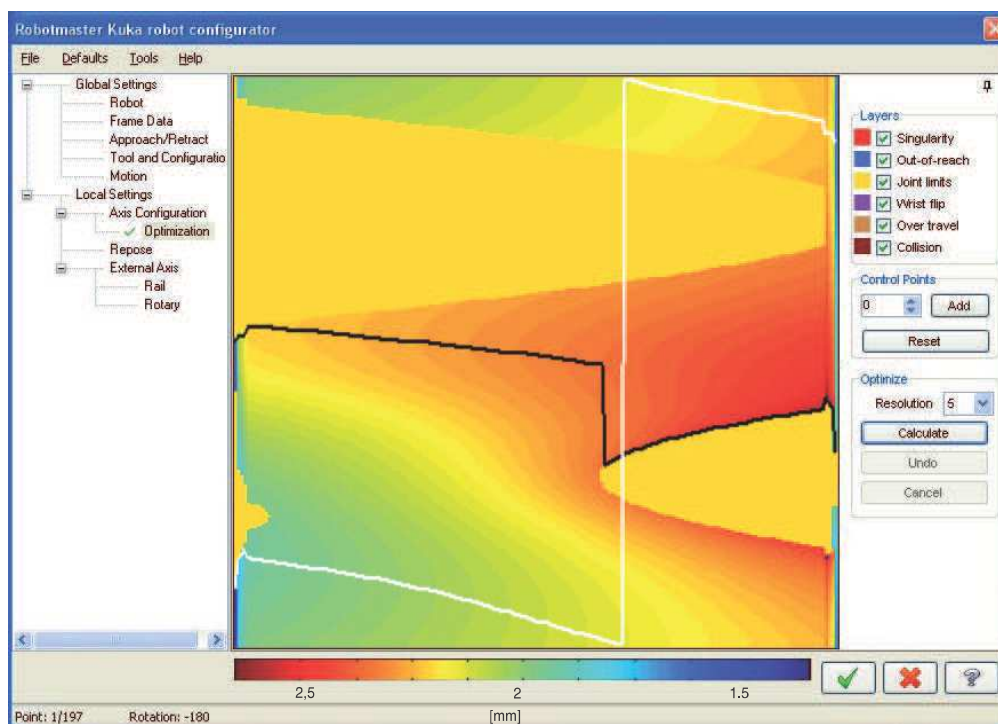
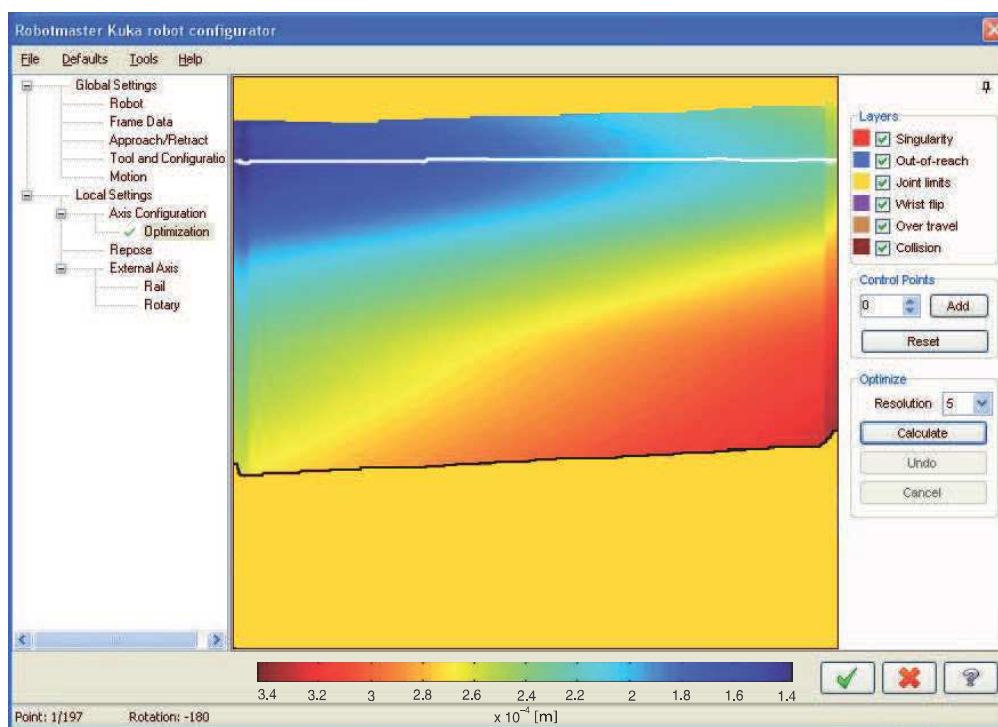
	Placement 1	Placement 2
$\vec{u}_i$	$\mathbf{z}_0^+$	$\mathbf{y}_0^-$
$\vec{z}_i$	$\mathbf{y}_0^+$	$\mathbf{x}_0^-$
$\vec{u}_i \wedge \vec{z}_i$	$\mathbf{x}_0^-$	$\mathbf{z}_0^-$
Fx [N]	-180	0
Fy [N]	0	280
Fz [N]	-280	-180

La courbe minimisant les écarts géométriques sur l'ensemble des points de la trajectoire a été tracée sur les deux figures 5.10 et 5.11, en blanc. Pour le placement 1, il s'avère que cette courbe présente une discontinuité. Si le programme envoyé au robot est construit à partir de ces valeurs de γ , alors au moment de la discontinuité la vitesse d'avance va fortement décroître pour augmenter ensuite. Les efforts de coupe vont de ce fait diminuer. Ceci se traduit par un déplacement de l'effecteur qui va marquer la pièce. Il faut donc modifier ce programme :

- Soit la trajectoire est réalisée en deux temps : Le robot parcourt la première partie de la trajectoire, jusqu'à la discontinuité, puis il change sa configuration hors de la matière pour rentrer à nouveau dans la matière pour la deuxième partie de la trajectoire,
- Soit la trajectoire est réalisée en un seul temps, à condition que la courbe de gestion de la redondance soit modifiée de façon à être continue.

L'inconvénient de la première solution est qu'elle engendre une marque sur la pièce au niveau de la discontinuité. Nous avons donc choisi la deuxième solution, et modifié la courbe de gestion de la redondance cinématique afin de prendre en compte la contrainte de continuité. La figure 5.12 représente la courbe obtenue (en blanc).

2. www.robotmaster.com

figure 5.10: Indices c_i le long de la trajectoire - placement 1figure 5.11: Indices c_i le long de la trajectoire - placement 2

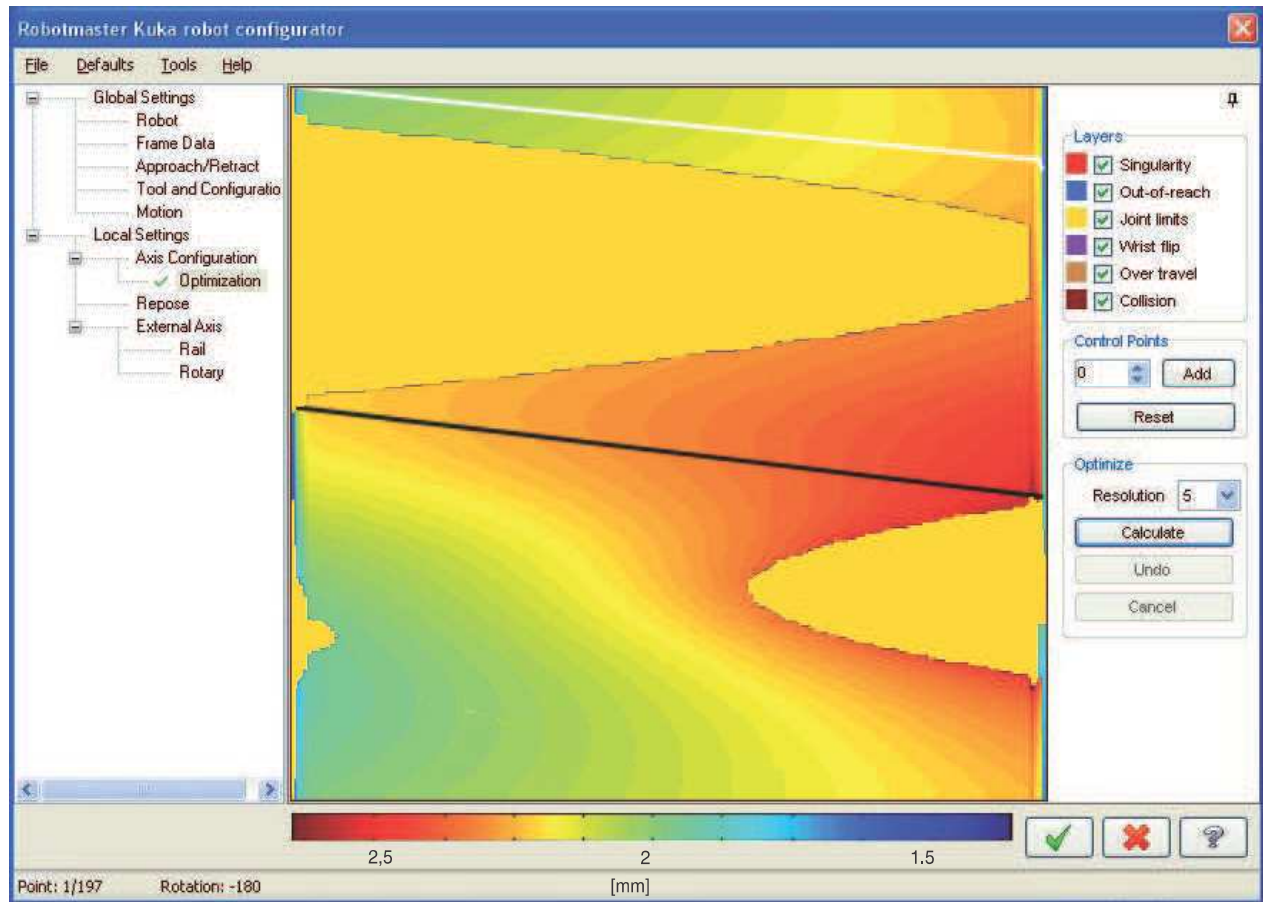


figure 5.12: Indices c_i le long de la trajectoire - placement 1 - Sans discontinuité

5.1.2.2 Détermination du meilleur placement

Sur les deux placements envisagés, la fonction f peut être calculée. Elle vaut 0,22 mm pour le placement 1, et 0,14 mm pour le placement 2. Ainsi le deuxième placement semble être le plus pertinent pour réaliser cette opération de détournage. Néanmoins les deux respectent le critère défini par l'équation 5.8.

5.1.2.3 Validation expérimentale

A l'issue de la réalisation de ces pièces, ces dernières ont été mesurées, et les résultats sont présentés par la figure 5.13. Le second placement est bien meilleur que le premier, avec une déformation normale à la surface usinée d'environ 0,26 mm, contre environ 0,39 mm pour le premier placement.

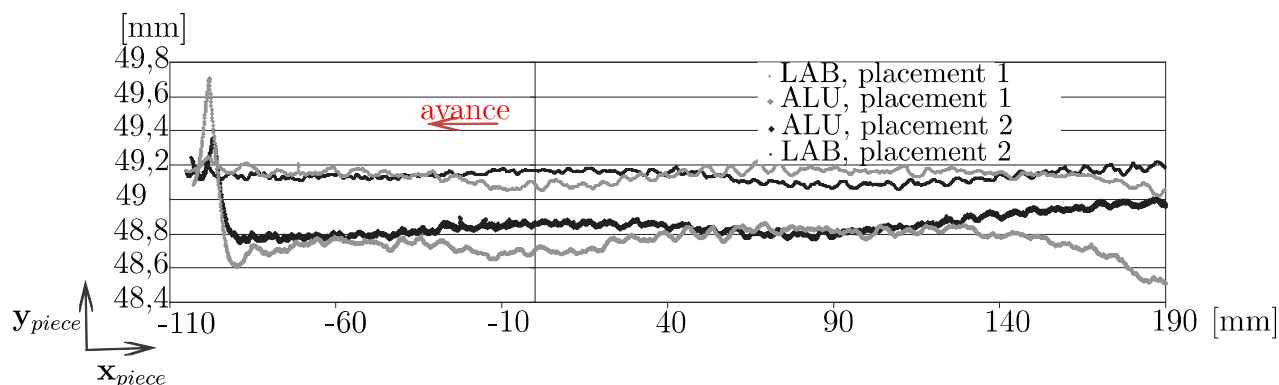


figure 5.13: *Ecart entre l'usinage dans le LAB et celui dans l'alliage d'aluminium pour les placements 1 et 2*

5.1.3 Conclusions de la méthode

La méthode présentée permet de diminuer de façon significative les défauts dimensionnels de la pièce dus aux déformations du robot. Néanmoins, il est nécessaire pour cela de connaître, ou de pouvoir mesurer, les efforts exercés sur le robot. Il est également préférable de pouvoir placer la pièce à différents endroits de l'espace de travail du robot afin de ne pas se limiter à la seule optimisation de la redondance du robot.

Lorsqu'il s'agit de mettre en place la méthode, il est nécessaire de procéder au calcul du critère choisi sur l'ensemble de la trajectoire ce qui nécessite un certain temps de calcul. Le marché potentiellement intéressé par une telle solution est donc celui des pièces de moyennes et grandes séries pour lesquelles le process sollicite fortement le robot et où les efforts sont identifiables.

Une autre méthode a été développée afin de pouvoir répondre à la même problématique, mais dans le cas où il n'est pas possible de déplacer la tâche dans l'espace de travail du robot. Dans le cas où ce déplacement est possible, cette méthode peut venir en complément de la précédente afin d'en améliorer le résultat.

5.2 Modification de la consigne du robot

Nous proposons ici d'adapter la méthodologie développée par TeaIl Seo (Seo, 1998) dans sa thèse, appelée « méthode du miroir ». Cette méthode consiste à prendre en compte la flexion des outils coupants pour modifier le programme envoyé à la machine outil à commande numérique afin que la trajectoire réalisée corresponde au mieux à la trajectoire de consigne.

5.2.1 Trajectoire miroir

La première étape de la méthode consiste à simuler la trajectoire qui sera réellement réalisée par le robot afin de connaître le défaut à corriger. Ainsi, il s'agit de calculer le chemin de la trajectoire déformée $(Profil)_D$ de la figure 5.14, à partir de la connaissance du chemin nominal de la trajectoire $(Profil)_N$, du comportement élasto-statique du robot et des efforts du process sur l'effecteur. Connaissant ainsi l'erreur commise, la méthode consiste à modifier le programme envoyé au robot afin que le profil $(Profil)_D$ corresponde au profil $(Profil)_N$.

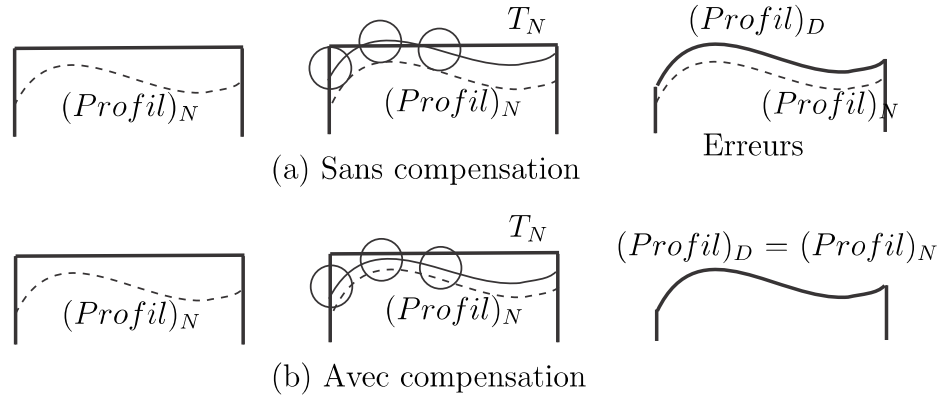


figure 5.14: « Méthode du miroir » (Seo, 1998)

L'algorithme introduit dans (Seo, 1998) est le suivant :

1. Initialiser le profil souhaité ;
2. Générer la trajectoire nominale T_N ;
3. Discrétiser T_N en N points $(P_N)_i$, $(i = 1, 2, \dots, N)$;
4. Initialiser la position compensée $(P_C)_i$, $(i = 1, 2, \dots, N)$ telle que $(P_C)_i = (P_N)_i$;
5. Déterminer les conditions de coupe a_e , a_p , et f_z par rapport à la position $(P_C)_i$;
6. Estimer l'erreur due à la déflexion de l'outil ;
 - Calculer l'effort normal avec a_e , a_p , et f_z ;
 - Calculer la déflexion normale δ_N .
7. Vérifier si $\|Erreur\| < \epsilon$, où ϵ est le seuil de convergence;
 - Si oui, continuer;
 - Sinon, en introduisant la notion de la méthode du miroir, modifier la position compensée $(P_C)_i$ telle que $(P_C)_i = (P_C)_i + \delta_N$, et retour à l'étape 5;
8. Vérifier si $i = N$;
 - Si oui, continuer;

- Sinon $i = i + 1$ et retour à l'étape 4;
- 9. Générer la trajectoire compensée T_C telle qu'elle interpole toutes les positions compensées $(P_C)_i$, ($i = 1, 2, \dots, N$);
- 10. Arrêter la procédure.

Cet algorithme est complété par une méthode de détermination de la référence de compensation, dans la mesure où l'outil, considéré flexible dans ces travaux, ne se déforme pas uniformément. Il convient donc d'étudier à quelle « hauteur » de l'outil la compensation doit être faite.

L'algorithme que nous présentons figure 5.15 est basé sur celui de la méthode du miroir, mais complété par la mise à jour, à chaque itération, des paramètres de raideur du robot, ainsi que de la recherche d'une « stabilisation » de la position de l'outil dans la direction d'avance. Nous avons fait l'hypothèse que nous pouvions analyser uniquement le déplacement de l'outil. Son orientation est considérée inchangée du fait des efforts de coupe. Cela est particulièrement adapté au détournage des pièces de faible épaisseur. Néanmoins, la méthode peut être facilement adaptée afin de considérer les déplacements angulaires de l'effecteur qui peuvent être critiques pour certains process tels que le soudage par friction malaxage (Stir Welding).

5.2.2 Mise en place de l'algorithme trajectoire miroir

1. La première étape de la méthode proposée consiste à générer la trajectoire de consigne du robot T_N . Un fichier .SRC, directement lisible par le robot, est généré (annexe D). Les défauts engendrés par les sorties matières sont visibles sur des distances relativement faibles, de l'ordre d'un demi rayon d'outil. De ce fait il paraît intéressant de discrétiser plus finement ce chemin de trajectoire afin de pouvoir mieux guider le robot lors de cette transition. Néanmoins, à partir d'un certain nombre de points, et en fonction de la vitesse d'avance programmée, le robot « sature » : il n'est plus capable d'atteindre la vitesse d'avance. Il existe, pour une vitesse d'avance donnée, un pas minimal entre deux points consécutifs. Pour une vitesse d'avance de 3,6 m/min, il n'est pas possible de mettre plus d'un point tous les 1,6 mm.
2. La deuxième étape consiste à calculer la trajectoire déformée T_D . Pour cela, sous Matlab, le chemin T_N est lu. A partir des conditions de coupe, de la position et des dimensions de la pièce brute ainsi que du chemin de la trajectoire de consigne, il est possible de calculer la trajectoire déformée T_D . Pour cela le modèle d'efforts de coupe présenté dans la section 3.2.1.1 est utilisé. L'algorithme permettant de calculer la trajectoire déformée T_D est présentée par la figure 3.10 :



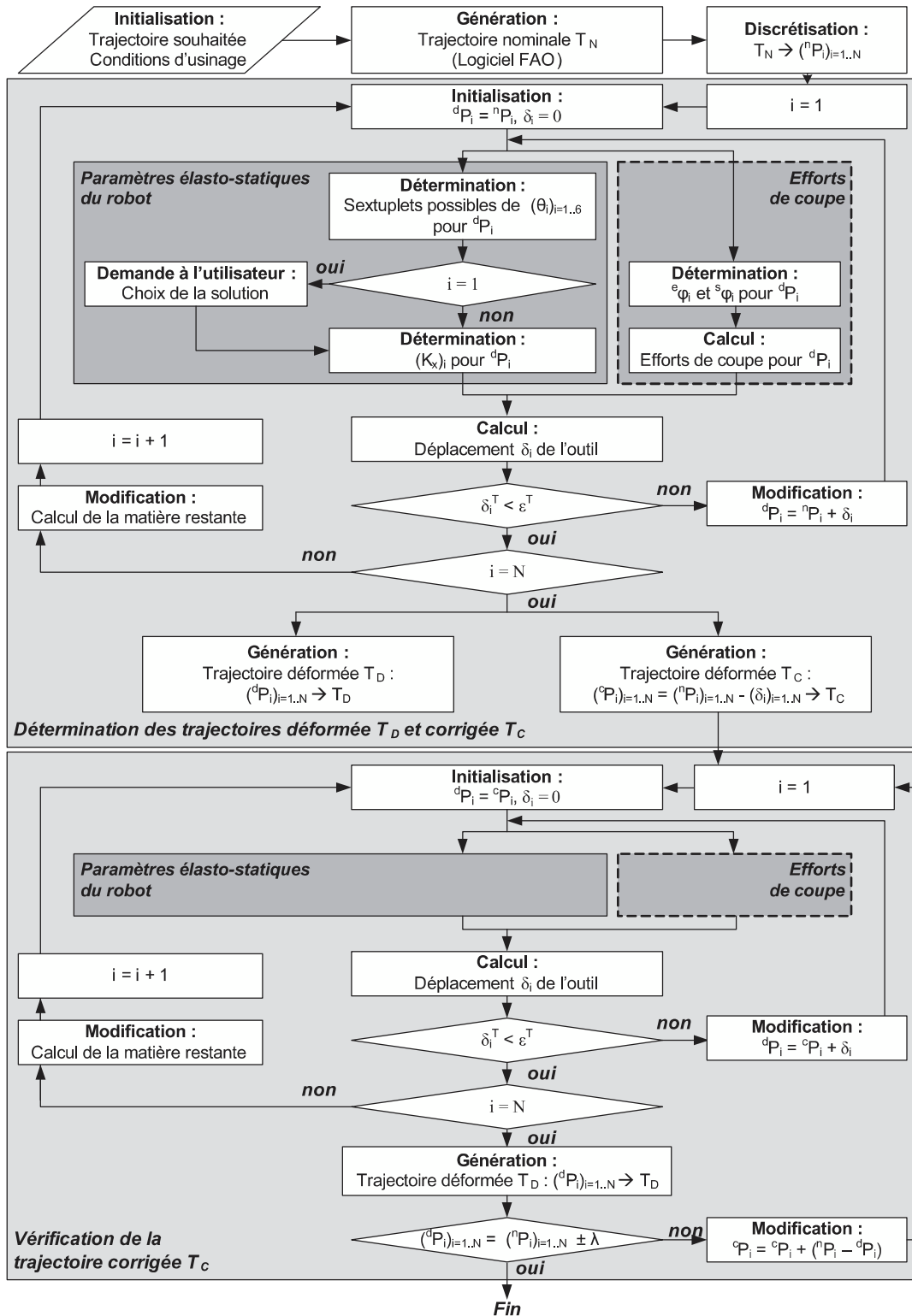


figure 5.15: Algorithme de la trajectoire miroir adapté à un usinage robotisé

Les coordonnées de consigne du TCP sont lues dans le fichier programme du robot

(.SCR). A chaque point, le programme matlab développé calcule les coordonnées articulaires possibles en tenant compte des butées articulaires. Connaissant la position de la pièce par rapport au robot, la position de l'outil par rapport à la pièce peut être calculée. Ainsi, il est possible de calculer les orientations φ_e et φ_s d'entrée et de sortie des dents dans la pièce. Cela permet l'évaluation des efforts de coupe, et le déplacement de l'outil. Ce déplacement entraîne un changement de la configuration articulaire du robot et de l'engagement de l'outil. Un nouveau déplacement peut donc être évalué. Cela est fait jusqu'à l'obtention d'une valeur de déplacement stable sur l'axe qui ne sera pas corrigé (direction de l'avance dans notre cas). En effet dans nos cas d'utilisation les efforts selon la direction d'avance sont toujours prépondérants devant les autres. De ce fait la stabilisation du déplacement du robot est la plus longue dans cette direction. Une fois le déplacement de l'outil stabilisé dans la direction d'avance, il l'est également dans les autres directions.

3. Une fois la trajectoire T_D calculée, la troisième étape consiste à générer une première trajectoire corrigée T_C . A partir de cette nouvelle trajectoire de consigne, la nouvelle trajectoire déformée est calculée. A l'issue de ce calcul, si la nouvelle trajectoire est trop éloignée (paramètre λ de l'algorithme) de la trajectoire de consigne initiale, alors une nouvelle trajectoire corrigée est calculée, et ainsi de suite jusqu'à ce que $T_D = T_N$.

Une fois la trajectoire T_C évaluée, celle-ci vient remplacer, dans le fichier .SRC, la trajectoire initiale.

5.2.3 Validation expérimentale

La trajectoire « miroir » a été calculée pour l'usinage de la pièce test, représentée par la figure 3.17 pour les deux virages réalisés en pleine matière ainsi que sur les arrêts en matière. L'usinage a été réalisé au placement 2. Les résultats sont présentés sur les figures 5.16, 5.17 et 5.18.

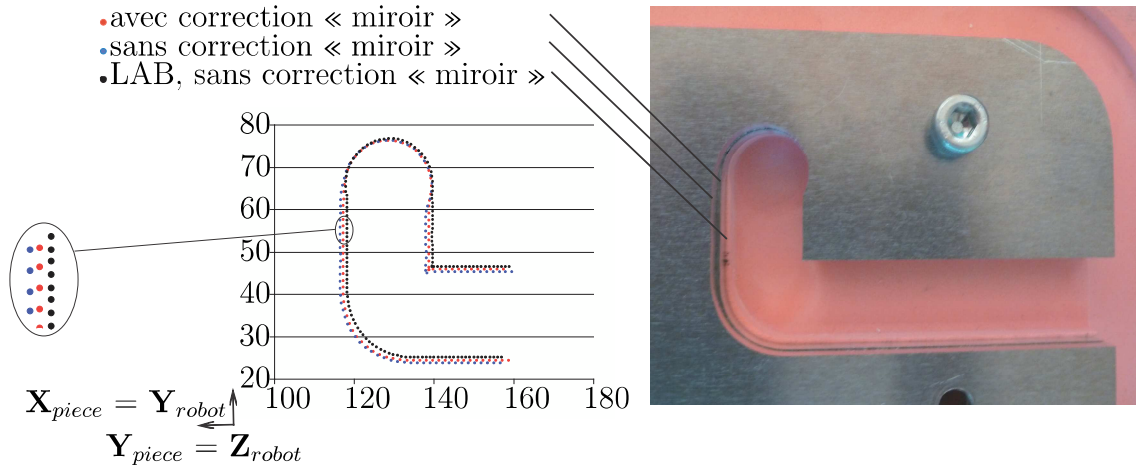


figure 5.16: *Ecarts entre l'usinage dans le LAB et celui dans l'alliage d'aluminium réalisés avec et sans correction « miroir » - 6670 tr/min*

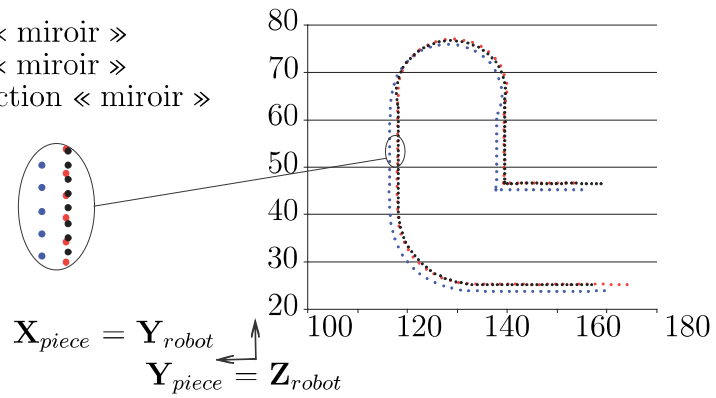


figure 5.17: *Ecarts entre l'usinage dans le LAB et celui dans l'alliage d'aluminium réalisés avec et sans correction « miroir » - 10000 tr/min*

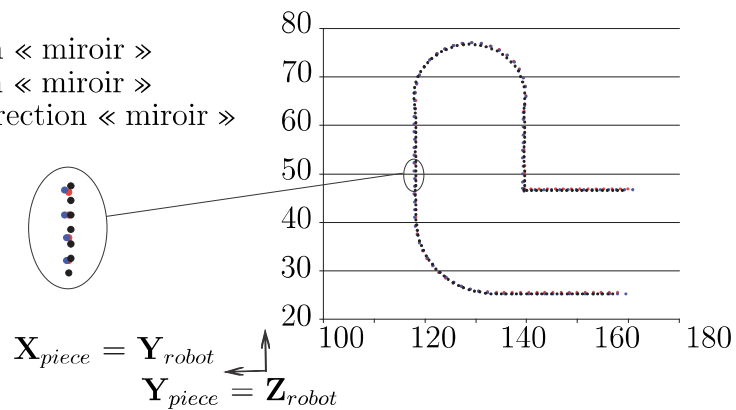


figure 5.18: *Ecarts entre l'usinage dans le LAB et celui dans l'alliage d'aluminium réalisés avec et sans correction « miroir » - 20000 tr/min*

Pour les pièces réalisées à 20000 et 10000 tr/min, les trajectoires modifiées par la méthode présentée dans ce chapitre permettent d'obtenir une forme quasiment identique à celle réalisée dans le LAB (à 0,05 mm près). Pour la pièce réalisée à 6670 tr/min, l'écart entre la consigne (pièce en LAB) et le résultat issu de la trajectoire corrigée est d'environ 0,7 mm, soit 50% de l'écart obtenu sans correction.

5.2.4 Conclusions de la méthode

La méthode du miroir permet de corriger la trajectoire de l'outil pour compenser les erreurs dues à la flexibilité du robot. Cette correction peut être effectuée hors-ligne et sans réaliser expérimentalement l'opération, d'où un gain financier pour l'entreprise. Mais pour cela il est nécessaire soit de pouvoir utiliser le modèle d'effort présenté dans la section 3.2.1.1, soit de connaître à l'avance les efforts exercés par le procédé sur l'effecteur du robot. Dans le cas où les efforts ne seraient pas connus deux solutions peuvent être envisagées :

- Les efforts peuvent être identifiés expérimentalement,
- Les efforts ne peuvent pas être identifiés expérimentalement, et dans ce cas il est nécessaire de réaliser une première fois l'opération à corriger en mesurant (soit en temps réel avec un système de vision tel que le Laser Tracker, soit après l'opération, en palpant la pièce) les déplacements de l'outil. La solution de mesure par Laser Tracker présente l'intérêt de pouvoir mesurer les déplacements linéaires et angulaires de l'effecteur, dans toutes les directions.

Une fois les déplacements de l'outil connus, la trajectoire miroir peut être calculée. En l'absence de modèle d'effort il n'est pas possible de chercher une stabilisation de la déformation telle que présentée par l'algorithme 5.15. Néanmoins une grande partie de la déformation pourra être corrigée.

5.3 Conclusions

Deux méthodes permettant de réduire l'écart géométrique entre la pièce réalisée par un robot standard et la consigne sont présentées dans ce chapitre, à savoir :

1. Méthode 1 : La recherche d'un placement adapté de la pièce dans l'espace de travail du robot, couplée à la gestion de la redondance cinématique du robot vis-à-vis de la tâche à réaliser.
2. Méthode 2 : L'adaptation de la méthode dite « du miroir » permettant de générer une



trajectoire prenant en compte à la fois l'évolution des efforts de coupe et le comportement élasto-statique du robot.

Ces méthodes permettent de réaliser des opérations de parachèvement avec un robot 6R « standard », c'est-à-dire sans revoir ni sa conception ni sa commande. Les résultats ont démontré l'efficacité de ces méthodes. Néanmoins elles ont leurs propres avantages et inconvénients, présentés dans le tableau 5.2. La méthode 3 est une « extension » de la méthode 2, décrite plus loin.

tableau 5.2: *Avantages et Inconvénients des méthodes de correction présentées*

	Avantages	Inconvénients
Méthode 1 Placement de tâche	- Réalisable hors-ligne - Permet d'aider à la conception d'une cellule robotisée	- Nécessité de connaître les efforts exercés sur l'effecteur du robot - Limitée par la flexibilité du robot - Nécessité d'identifier les raideurs articulaires
Méthode 2 Méthode « du miroir »	- Non limitée par la flexibilité du robot	- Nécessité de connaître les efforts exercés sur l'effecteur du robot - Nécessité d'identifier les raideurs articulaires
Méthode 3 Méthode « du miroir » sans modèle d'efforts	- Non limitée par la flexibilité du robot - Pas besoin de connaître les efforts exercés sur l'effecteur - Pas besoin de connaître les raideurs articulaires	- Nécessité de travailler sur le robot (arrêt de la production) - Nécessité de mesurer les déplacements du robot, avec des moyens souvent onéreux (Laser Tracker, MMT)

La méthode 3 est ici proposée, mais n'a pas encore été testée. Il s'agit d'étendre l'utilisation de la méthode 2 à des applications pour lesquelles les efforts exercés sur le robot ne sont pas connus et non mesurables. Dans ce cas il est possible de mesurer le déplacement de l'outil suite à la réalisation de l'opération. Plusieurs moyens peuvent être utilisés : une Machine à Mesurer Tridimensionnel, un Laser Tracker, La solution de mesure par Laser Tracker présente l'intérêt de pouvoir mesurer les déplacements linéaires et angulaires de l'effecteur, dans toutes les directions. Une fois ce déplacement connu, la trajectoire « miroir » peut être calculée. Il n'est alors pas nécessaire d'avoir identifié les raideurs articulaires, mais il faut réaliser une première pièce ou pour une pièce unitaire, trouver le moyen de réaliser l'essai sans endommager la pièce.



Conclusion générale et perspectives

Conclusion générale

Ce mémoire de thèse présente le développement de méthodes permettant de réaliser des opérations de parachèvement avec un robot industriel sériel. Pour cela, l'analyse des modèles élasto-statique et élasto-dynamique de ces robots a été nécessaire.

Le premier chapitre a présenté, après les différents enjeux du parachèvement robotisé, une première analyse du comportement des robots ainsi que des travaux existants sur les modèles élasto-statique et élasto-dynamique de ces robots.

Le second chapitre concerne l'étude du modèle élasto-statique des robots sériels. Dans un premier temps la flexibilité des différents éléments constituant le robot – {corps et liaisons} – est analysée expérimentalement et numériquement. Cette première étude montre que la souplesse du robot est essentiellement contenue dans ses liaisons aux regards du reste. C'est pourquoi nous avons fait l'hypothèse, pour l'écriture du modèle, que les corps peuvent être considérés rigides devant les liaisons. Cette étape est nécessaire pour pouvoir choisir, dans un second temps, un modèle élasto-statique à la fois juste et rapide d'utilisation. Néanmoins l'originalité de cette modélisation réside dans le fait qu'elle permet de prendre en compte la flexibilité des corps autour des axes des rotations. Ainsi les raideurs du modèle sont en réalité des raideurs « apparentes » et non des raideurs purement articulaires. Enfin, il est nécessaire pour pouvoir utiliser ce modèle, d'identifier les différents paramètres qui interviennent : paramètres géométriques du robot et paramètres élasto-statiques. Les premiers sont donnés par les constructeurs, et peuvent aussi être mesurés à l'aide d'un Laser Tracker. Les seconds,

compte-tenu de l'hypothèse faite sur les différentes sources de flexibilité, sont les raideurs articulaires du robot. Pour un robot industriel à six degrés de liberté et composé de six liaisons pivots motorisées, il y a donc six raideurs articulaires à identifier. Un protocole a été développé pour les identifier [Dumas et al. \(2011b\)](#). Ce protocole est nouveau par le fait qu'il permet d'identifier les six raideurs, qu'il est basé sur un modèle prenant en compte la charge imposée sur l'effecteur du robot, et que les résultats sont fiables après seulement quelques dizaines de mesures. De plus, ce protocole peut être utilisé quelle que soit la commande du robot, et peu importe le constructeur.

Le troisième chapitre a présenté la mise en oeuvre de ce protocole sur un robot KR270, en trois étapes. La première étape consiste à déterminer, à partir de l'analyse du modèle élasto-statique, les configurations du robot et les efforts à appliquer sur son effecteur qui permettront d'identifier les raideurs articulaires sans erreur numérique. La seconde étape concerne les essais expérimentaux : application d'une charge en bout de l'effecteur et mesure du déplacement engendré par ce dernier. Enfin, la troisième étape consiste à utiliser les différents essais réalisés pour identifier les raideurs articulaires. La résolution d'un système d'équations linéaires sur-déterminé permet d'améliorer la robustesse de la méthode [Dumas et al. \(2010\)](#). En fin de chapitre, le modèle élasto-statique ainsi que les raideurs articulaires identifiées sont validés. Après une exploitation sur des essais statiques [Dumas et al. \(2011a\)](#), un modèle d'efforts de coupe est utilisé afin de pouvoir, avec le modèle élasto-statique, calculer le déplacement de l'outil pendant une opération de détournage ou de rainurage. Cette méthode est testée avec l'usinage de pièces tests.

Le quatrième chapitre de ce mémoire de thèse a présenté une analyse du comportement vibratoire d'un robot industriel sériel. A partir d'essais expérimentaux et numériques, les premières fréquences propres du système ont été identifiées. Ensuite, afin de choisir une modélisation adaptée, nous avons identifié les éléments du robot – corps ou liaisons – en majorité responsables de ces premières fréquences propres. C'est pourquoi nous avons choisi un modèle élasto-dynamique basé sur l'hypothèse des corps rigides et des liaisons flexibles. Ce modèle a été utilisé afin de calculer les premières fréquences propres sur l'ensemble de l'espace de travail du robot. Demeurant très faibles, nous en avons conclu que les procédés utilisés pour le parachèvement ne pouvaient pas exciter l'architecture du robot à ces fréquences. Ce critère n'a donc pas été retenu pour développer des méthodes pour le parachèvement robotisé. Il est néanmoins utilisé pour mieux gérer la discrétisation des trajectoires envoyées au robot, qui peut engendrer des vibrations sur ces fréquences.



Le cinquième chapitre a présenté deux méthodes d'optimisation de l'exploitation des robots pour le parachèvement. La première est basée sur la recherche d'un placement adapté de la pièce dans l'espace de travail du robot, couplée à la gestion de la redondance cinématique du robot vis-à-vis de la tâche à réaliser. La seconde méthode correspond à une adaptation de la méthode dite « du miroir » Seo (1998) permettant de générer une trajectoire prenant en compte à la fois l'évolution des efforts de coupe et le comportement élasto-statique du robot. Basées sur notre modélisation élasto-statique des robots, ces méthodes permettent de réaliser des opérations dans l'intervalle de tolérance souhaité, et ce malgré la déviation de l'outil pendant l'opération. Elles ne nécessitent pas de matériel spécifique, et sont donc relativement simples à mettre en oeuvre. Une fois présentées, elles sont validées expérimentalement. Ces méthodes sont aujourd'hui utilisées dans le cadre de différents projets industriels menés à l'IRCCyN.

Les méthodes développées dans le cadre de cette thèse montrent qu'il est possible de réaliser par un robot industriel existant des opérations de parachèvement actuellement réalisées manuellement ou sur une machine outil. Néanmoins ces méthodes ne permettent pas de corriger tous les défauts engendrés par le robot. C'est pourquoi il est nécessaire de poursuivre ces travaux au travers d'autres thèses, masters ou projets de recherche.



Perspectives

Ce travail est d'ores et déjà utilisé dans le cadre de plusieurs projets industriels comme Défi-Composite avec Airbus ou EcoWingBox avec Daher, notamment le protocole d'identification des raideurs articulaires. Nos optimisations ont été implémentées, et ce travail est utilisé également pour la réalisation de tests de faisabilité pour des industriels. Face à cet engouement pour les solutions robotisées, il serait intéressant d'en améliorer encore l'exploitation. Plusieurs pistes sont proposées pour améliorer les résultats présentés dans cette thèse :

1. L'une des pistes proposées est de ne plus utiliser, à chaque mesure de déplacements de l'effecteur, les six équations reliant les déplacements aux efforts et moments, mais seulement celles concernant le déplacement sur l'axe vertical. En effet, ce déplacement étant plus important, l'impact des erreurs de mesure sur le résultat sera moindre. Néanmoins, la durée des essais est plus importante.
2. Ce protocole d'identification pourrait aussi être complété en prenant en compte dans la modélisation la flexibilité des corps du robot. Des travaux existent [Pashkevich et al. \(2009\)](#) mais les résultats sont encore à améliorer pour pouvoir les appliquer à des robots industriels (pour le moment, ils sont appliqués à des robots dont la géométrie des corps est simple).
3. L'étude du comportement élasto-dynamique des robots sériels est complexe dans la mesure où il s'agit d'un mécanisme poly-articulé de grande taille. Il est nécessaire d'écrire un modèle élasto-dynamique complet et de le recalibrer à partir d'essais expérimentaux. Certains de ces travaux sont en cours pour développer un modèle analytique prenant en compte les raideurs articulaires et les raideurs des corps. Ces raideurs sont analysées numériquement puis les matrices de raideur et de masse des corps sont réduites à l'aide de la méthode de synthèse des composantes modales développée par Craig-Bampton. L'un des objectifs de ce travail est l'amélioration de la commande des robots. C'est l'une des tâches de notre projet COROUSSO, « Modélisation et commande de robots d'usinage de pièces composites de grandes dimensions et de soudage FSW », retenue par l'ANR³ dans le cadre de l'appel à projets « Systèmes Embarqués et Grandes Infrastructures ». Dans le cadre de ce projet le système dynamique couplé {robot - procédé} sera analysé pour développer une commande innovante. Des travaux concernant ce couplage existent [Pan & Zhang \(2007\)](#) et tendent à montrer qu'il est possible de définir, en fonction des conditions de coupe et de la configuration articulaire du robot, des zones de stabilité.

3. Agence Nationale de la Recherche



4. Des travaux de recherche sont également envisagés avec la société Jabez Technologies⁴ qui développe le logiciel RobotMaster. En effet, il serait intéressant, pour mieux guider l'utilisation, de pouvoir intégrer dans l'interface d'optimisation de la redondance cinématique du robot, la notion de déviation de l'outil à partir des efforts que l'utilisateur pourrait indiquer. Ainsi il pourrait, en gérant la redondance cinématique du robot, éviter une déviation de l'outil au delà des de tolérances spécifiées.

Au delà de l'exploitation directe des travaux présentés dans ce mémoire de thèse, plusieurs axes de recherche nécessitent d'être développés. Aujourd'hui les pièces composites sont de plus en plus grandes afin de diminuer le nombre d'assemblages à effectuer. De ce fait il est de plus en plus courant d'envisager l'utilisation d'un robot industriel fixé sur un rail. Ces systèmes présentent des défauts géométriques importants, amplifiés par la longueur de ces axes linéaires qui peut atteindre plusieurs dizaines de mètres. De ce fait il est important de pouvoir adapter le modèle géométrique de ces axes en intégrant ce défaut. De plus il faut adapter la modélisation élasto-statique afin de prendre en compte la flexibilité de cet axe supplémentaire. L'IRCCyN investit dans le cadre de l'IRT Jules Verne⁵ sur un robot 6R monté sur un rail de seize mètres de long. De ce fait nous travaillons sur les adaptations nécessaires pour atteindre les précisions requises pour les opérations de parachèvement avec cet axe linéaire supplémentaire.

Enfin, le parachèvement des pièces de grandes dimensions est aussi envisagé en plaçant un robot sur un AGV⁶. Cette solution est plus flexible que celle présentée au paragraphe précédent : l'AGV peut se déplacer dans toutes les directions, et non seulement sur un axe linéaire, et les travaux d'implantation (génie civil) sont quasiment inexistantes. De ce fait pour des petites séries de pièces, cette solution semble plus pertinente. Néanmoins, pour parvenir aux précisions demandées pour des opérations de parachèvement, il est nécessaire d'adapter le modèle élasto-statique afin d'intégrer les paramètres liés à l'AGV. De plus, les opérations étant alors réaliser par fenêtrage, il est important de travailler au développement d'une méthode permettant de limiter les erreurs de positionnement lors du passage d'une fenêtre à une autre, erreurs qui peuvent très vite s'accumuler lorsque la pièce mesure quelques dizaines de mètres.

4. www.robotmaster.com

5. L'Institut de Recherche Technologique (I.R.T.) Jules Verne fait partie des 6 projets retenus parmi les 15 soumis. En adossement au pôle de compétitivité EMC2 et au TechnoCampus EMC2 (Plateforme de recherche et technologie sur les composites, Nantes), ce projet ambitieux vise à faire émerger des innovations industrielles dans le domaine des « Technologies avancées de production : composites, métalliques et structures hybrides ».

6. Automated guided vehicle



Ainsi, nous cherchons à aider les entreprises à améliorer leur compétitivité en leur proposant des solutions robotisées innovantes, aux coûts réduits et simples à mettre en oeuvre.



Conclusion personnelle

Mon attrait pour les sciences et mon sens de l'organisation m'ont très vite destinée au métier d'ingénieur. Le chemin semblait tout tracé : baccalauréat scientifique, classe préparatoire et école d'ingénieur. C'est ainsi qu'en 2008 je sors diplômée de l'Ecole Nationale Supérieure des Arts et Métiers (ENSAM). Je me destinais jusque là à une carrière dans l'industrie.

Pourquoi l'industrie ? Parce qu'un ingénieur ENSAM est formé pour ça, ou du moins c'est ce que je pensais. Mais au travers de mon Projet de Fin d'Etude réalisé au LASIP, Laboratoire commun (CETIM/ENSAM/CNRS) de Simulation des Procédés, j'ai découvert le monde de la recherche. L'autonomie et la rigueur scientifique nécessaires pour travailler dans ces métiers ainsi que le fait de travailler sur des technologies innovantes m'ont plu. Mais je ne pensais pas pouvoir, avec un diplôme d'ingénieur, travailler dans ce milieu. C'est un de mes encadrant dans le cadre de mon Projet de Fin d'Etudes, M. Arnaud Larue, qui m'a encouragée dans cette voie. Je l'en remercie vivement, car grâce à lui j'ai fait la connaissance de M. Benoît Furet, qui est devenu en l'espace de deux mois mon directeur de thèse. Pourquoi une thèse ? Parce que cela vient compléter ma formation avec un diplôme de mieux en mieux reconnu en France, et largement reconnu dans d'autres pays.

Aujourd'hui, je suis persuadée d'avoir fait le bon choix : ce travail de thèse m'a permis d'enseigner et de suivre des formations complémentaires à la fois scientifiques et managériales. De plus j'ai dû travailler avec une relative autonomie, et adopter une plus grande rigueur scientifique. Enfin, je connais maintenant les industriels régionaux voire internationaux liés à mon domaine de recherche. Ces années m'ont aussi permis de revoir mon projet professionnel. Ayant été encadrée par trois personnes de statut différent (Professeur des universités, Chargé de recherche CNRS et Maître de conférences) j'ai pu apprécier les avantages et inconvénients de chacun de ces métiers. Aujourd'hui j'ai l'envie de gérer des projets de recherche pour les industriels. Je m'oriente donc soit dans les services R&D des entreprises, soit à l'Université dans le transfert de technologies.





Références

- Abba, G. & Sardain, P. (2003). Modélisation des frottements dans les éléments de transmission d'un axe de robot en vue de son identification. *Mécanique & Industries*, 4(4), 391 – 396.
- Abele, E., Bauer, J., Pischian, M., v. Stryk, O., Friedmann, M., & Hemker, T. (2010). Prediction of the tool displacement for robot milling applications using coupled models of an industrial robot and removal simulation. In *Proceedings of the CIRP 2nd International Conference Process Machine Interactions*.
- Abele, E., Bauer, J., Rothenbücher, S., Stelzer, M., & von Stryk, O. (2008). Prediction of the tool displacement by coupled models of the compliant industrial robot and the milling process. In *Proceedings of the International Conference on Process Machine Interactions* (pp. 223–230). Hannover, Germany.
- Abele, E., Weigold, M., & Rothenbücher, S. (2007). Modeling and identification of an industrial robot for machining applications. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 56(1), 387 – 390.
- Alici, G. & Shirinzadeh, B. (2005). Enhanced stiffness modelling, identification and characterisation for robot manipulators. *IEEE Transactions on Robotics*, 21, 554 – 564.
- Angeles, J. (2007). *Fundamentals of Robotic Mechanical Systems Theory, Methods, and Algorithms*. Springer.
- Angeles, J. & Park, F. C. (2008). Performance evaluation and design criteria. In B. Siciliano & O. Khatib (Eds.), *Springer Handbook of Robotics* (pp. 229–244). Springer Berlin Heidelberg.
- Béarée, R., Barre, P.-J., Dumetz, E., & Ghestel, F. and David, H. (2005). Influence du jerk sur le comportement dynamique d'un robot cartésien 3 axes. *Mécanique &*

Industries, 6, 439 – 445.

Benchobba, A. (2010). Analyse de la flexibilité des robots sériels pour l'optimisation du placement de tâches. Master's thesis, Ecole Centrale de Nantes.

Bonnemains, T. (2009). *Etude du comportement mécanique des machines outils à structure parallèle en Usinage Grande Vitesse*. PhD thesis, Université BLAISE PASCAL - Clermont II.

Bouzgarrou, B. C., Thuilot, B., Ray, P., & Gogu, G. (2002). Modélisation des manipulateurs flexibles appliquée aux machines-outils utgv. *Mécanique & Industries*, 3, 173 – 180.

Caro, S., Binaud, N., & Wenger, P. (2009). Sensitivity analysis of 3-rpr planar parallel manipulators. *Journal of Mechanical Design*, 131(12), 121005.

Chalaye, H. (2002). Les matériaux composites, dynamisme et innovation. *Le 4 Pages des statistiques industriels*, 158, 1 – 4.

Chanal, H. (2006). *Etude de l'emploi des machines outils à structure parallèle en usinage*. PhD thesis, Université BLAISE PASCAL - Clermont II.

Chang, P. H. & Park, H.-S. (2005). Time-varying input shaping technique applied to vibration reduction of an industrial robot. *Control Engineering Practice*, 13(1), 121 – 130.

Chatain, M. (2001). Matériaux composites : présentation générale. *Techniques de l'ingénieur*, AM5000, 1 – 11.

Chen, S.-F. (2003). The 6x6 stiffness formulation and transformation of serial manipulators via the cct theory. In *ICRA* (pp. 4042–4047).

Chen, S.-F. & Kao, I. (2000). Conservative congruence transformation for joint and cartesian stiffness matrices of robotic hands and fingers. *The International Journal of Robotics Research*, 19, 835 – 847.

Composites, J. (2011). *Overview of the worldwide composites industry 2010-2015*. JEC Composites.

Conkur, E. S. & Buckingham, R. (1997). Clarifying the definition of redundancy as used in robotics. *Robotica*, 15, 583–586.

Corbel, D. (2008). *Contribution à l'amélioration de la précision des robots parallèles*. PhD thesis, UNIVERSITÉ MONTPELLIER II.



- De Castelbajac, C., Mathieu, R., Sylvain, L., Jean-Pierre, I., Didier, L. B., & Benoit, F. (2010). Analyse de l'exploitation des broches en ugv aéronautique. In *Conférence MUGV*.
- De Luca, A. & Wayne, B. (2008). Robots with flexible elements. In B. Siciliano & O. Khatib (Eds.), *Springer Handbook of Robotics* (pp. 287–320). Springer Berlin Heidelberg.
- Dessarthe, A. (1997). Usinage des composites. *Techniques de l'ingénieur*, AM 5 215, 1 – 12.
- Dumas, C., Caro, S., Cherif, M., Garnier, S., & Furet, B. (2011a). Joint stiffness identification of industrial serial robots. *Robotica*, 00, 1–11.
- Dumas, C., Caro, S., Chérif, M., Garnier, S., & Furet, B. (2010). A methodology for joint stiffness identification of serial robots. In *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems* (pp. 464 – 469).
- Dumas, C., Caro, S., Garnier, S., & Furet, B. (2011b). Joint stiffness identification of six-revolute industrial serial robots. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, 27(4), 881 – 888.
- Dwivedy, S. K. & Eberhard, P. (2006). Dynamic analysis of flexible manipulators, a literature review. *Mechanism and Machine Theory*, 41(7), 749 – 777.
- Gautier, M. & Khalil, W. (1988). *On the Identification of the inertial parameters of robots*, volume 27, (pp. 2264–2269). IEEE.
- Golub, G. H. & Van Loan, C. F. (1983). *Matrix computations*. Johns Hopkins University Press, Baltimore :.
- Gosselin, C. (1990). Stiffness mapping for parallel manipulators. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, 6, 377 – 382.
- Havette, B. (2010). *Contribution méthodologique au High Power Milling*. PhD thesis, ECN.
- Khalil, W. & Besnard, S. (2002). Geometric calibration of robots with flexible joints and links. *Journal of Intelligent and Robotic Systems*, 34, 357 – 379.
- Khalil, W. & Creusot, D. (1997). Symoro+: a system for the symbolic modelling of robots. *Robotica*, 15, 153 – 161.
- Khalil, W. & Dombre, E. (2002). *Modeling, identification and control of robots*. London:



Hermes Penton.

Kim, T. & Sarma, S. E. (2002). Toolpath generation along directions of maximum kinematic performance; a first cut at machine-optimal paths. *Computer-Aided Design*, 34(6), 453 – 468.

Kucuk, S. & Bingul, Z. (2006). Comparative study of performance indices for fundamental robot manipulators. *Robotics and Autonomous Systems*, 54(7), 567 – 573.

Li, Z. (1990). Geometrical consideration of robot kinematics. *The International Journal of Robotics and Automation*, 5(3), 139 – 145.

Majou, F., Gosselin, C., Wenger, P., & Chablat, D. (2007). Parametric stiffness analysis of the orthoglide. *Mechanism and Machine Theory*, 42(3), 296 – 311.

Marcelo, H. A. J., Wang, W., Loh, R. N. K., & Low, T.-S. (1997). Passive compliance from robot limbs and its usefulness in robotic automation. *Journal of Intelligent & Robotic Systems*, 20, 1–21.

Matsuoka, S., Shimizu, K., Yamazaki, N., & Oki, Y. (1999). High-speed end milling of an articulated robot and its characteristics. *Journal of Materials Processing Technology*, 95(1-3), 83 – 89.

Merlet, J. (2006). *Parallel Robots*. Springer.

Nagata, F., Hase, T., Haga, Z., Omoto, M., & Watanabe, K. (2007). Cad/cam-based position/force controller for a mold polishing robot. *Mechatronics*, 17(4-5), 207 – 216.

Nawratil, G. (2007). New performance indices for 6r robots. *Mechanism and Machine Theory*, 42(11), 1499 – 1511.

Olabi, A., Béarée, R., Damak, M., & Gibaru, O. (2009). Planification de l'avance sur trajectoire pour un robot 6 axes usinant. In *11ème Colloque National AIP PRIMECA*.

Olabi, A., Béarée, R., Gibaru, O., & Damak, M. (2010). Feedrate planning for machining with industrial six-axis robots. *Control Engineering Practice*, 18(5), 471 – 482.

Paden, B. & Sastry, S. (1988). Optimal kinematic design of 6r manipulator. *The International Journal of Robotics Research*, 7(2), 43 – 61.

Pan, Z. & Zhang, H. (2007). Analysis and suppression of chatter in robotic machining process. In *International Conference on Control, Automation and systems ICCAS*.

Pan, Z., Zhang, H., Zhu, Z., & Wang, J. (2006). Chatter analysis of robotic machining process. *Journal of Materials Processing Technology*, 173(3), 301 – 309.

- Park, H. & Lee, S.-H. (2008). Eigenvector assignment based vibration suppression control for a two link flexible joint robot arm. In *International Conference on Control, Automation and Systems*.
- Pashkevich, A., Chablat, D., & Wenger, P. (2008). Analyse de la rigidité des machines outils 3 axes d'architecture parallèle hyperstatique. In *Assises MUGV*.
- Pashkevich, A., Chablat, D., & Wenger, P. (2009). Stiffness analysis of overconstrained parallel manipulators. *Mechanism and Machine Theory*, 44(5), 966 – 982.
- Pham, M. T., Gautier, M., & Poignet, P. (2001). Identification of joint stiffness with bandpass filtering. In *ICRA '01* (pp. 2867–2872).
- Quinet, J.-F. & Maurine, P. (2006). Étalonnage des robots industriels. *Techniques de l'ingénieur*, S 7 733, 1 – 11.
- Robin, V. (2007). *Contribution à la mise en oeuvre et l'optimisation d'une cellule robotisée*. PhD thesis, Université Blaise Pascal (Clermont-Ferrand).
- Salisbury, J. & Craig, J. (1982). Articulated hands: Force and kinematic issues. *The International Journal of Robotics Research*, 1, 4 – 17.
- Schramm, V. (2010). Syndicat des entreprises de technologies de production. *SYMOP*.
- Seo, T. (1998). *Intégration des effets de déformation d'outil en génération de trajectoires d'usinage*. PhD thesis, Université de Nantes - Ecole Centrale de Nantes.
- Spong, M. W. (1987). Modeling and control of elastic joint robots. *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, 109(4), 310–318.
- Thusty, J. & Macneil, P. (1975). Dynamics of cutting forces in end milling. *Annals of the CIRP*, 24 (1), 21 – 25.
- Ur-Rehman, R., Caro, S., Chablat, D., & Wenger, P. (2009). Path placement optimization of manipulators based on energy consumption: application to the orthoglide 3-axis. *CoRR*, abs/0910.4000, –1–1. informal publication.
- Ur-Rehman, R., Caro, S., Chablat, D., & Wenger, P. (2010). Multi-objective path placement optimization of parallel kinematics machines based on energy consumption, shaking forces and maximum actuator torques: Application to the orthoglide. *Mechanism and Machine Theory*, 45(8), 1125 – 1141.
- Yang, Z. & Sadler, J. (1999). A one-pass approach to dynamics of high-speed machinery through three-node lagrangian beam elements. *Mechanism and Machine Theory*, 34(7),

995 – 1007.

Yoshikawa, T., Ohta, A., & Kanaoka, K. (2001). State estimation and parameter identification of flexible manipulators based on visual sensor and virtual joint model. In *IEEE International Conference on Robotics & Automation*.

Zhang, D.-G. & Angeles, J. (2005). Impact dynamics of flexible-joint robots. *Computers & Structures*, 83(1), 25 – 33.

Zhang, H., Wang, J., Zhang, G., Gan, Z., Pan, Z., Cui, H., & Zhu, Z. (2005). Machining with flexible manipulator: toward improving robotic machining performance. In *IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics*.



Publications Personnelles

Publications dans des revues d'audience internationale à comité de lecture ou articles sélectionnés dans des ouvrages de synthèse

Dumas, C., Caro, S., Chérif, M., Garnier, S., & Furet, B. (2011). Joint stiffness identification of industrial serial robots. *Robotica*, 00, 1-11.

Dumas, C., Caro, S., Garnier, S., & Furet, B. (2011). Joint stiffness identification of six-revolute industrial serial robots. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, 27(4), 881-888.

Dumas, C., Boudelier, A., Caro, S., Furet, B., Garnier, S. & Ritou, M. (2011). Développement d'une cellule robotisée de détournage des composites. *Mécanique et Industries*. A paraître.

Communications à des congrès internationaux à comité de sélection et actes publiés

Dumas, C., Caro, S., Chérif, M., Garnier, S., & Furet, B. (2011). A Methodology for JointStiffness Identification of Serial Robots. *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, Taipei, Taiwan, Octobre 2011.

Communications à des congrès nationaux et actes publiés

Dumas, C., Boudelier, A., Caro, S., Furet, B., Garnier, S. & Ritou, M. (2010). Développement d'une cellule robotisée optimale de détournage des composites. *Conférence Intercut-MUGV*, Février 2010.

Dumas, C., Caro, S., Garnier, S., & Furet, B. (2011). Développement d'une méthodologie pour l'identification des raideurs articulaires des robots sériels afin d'optimiser leur exploitation en usinage. *ROADEF*, Mars 2011.

Communications orales sans actes dans un congrès international ou national

Dumas, C., Boudelier, A., Caro, S., Garnier, S., Ritou, M. & Furet, B. (2010). Optimisation de l'exploitation des robots sériels industriels à partir de leurs souplesses. *3ème Journées de la Section Automatique*, Novembre 2010.

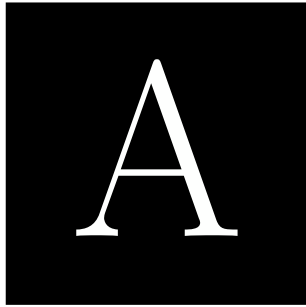
Dumas, C., Boudelier, A., Caro, S., Garnier, S., Ritou, M. & Furet, B. (2011). Une approche de type Gamme automatique pour le parachèvement de pièces en matériaux composites. *Colloque national AIP Primeca*, Mars 2011.

Autres rubriques

Dumas, C., Furet, B. (2009). La Robotique au service de l'Entreprise : Nécessité de maîtriser le comportement des robots. *Conférence « Journée Robotique et Composite »*, La Roche-Sur-Yon, Février 2009.

Dumas, C. (2010). Développement de méthodes robotisées pour le parachèvement de pièces et structures métalliques et composites. *Journée de présentation des travaux des doctorants 2ème année*, Le Mans, Mai 2010.





Architecture et modélisation géométrique des robots sériels

Comme expliqué en introduction, les robots sériels ont des architectures à cinématiques ouvertes, c'est-à-dire construites par empilement d'articulations. Etant des mécanismes spatiaux, des représentations schématiques sont utilisées afin de visualiser l'architecture et l'agencement des éléments:

- le schéma cinématique,
- le graphe de structure ou graphe d'agencement.

Le graphe de structure représente les liaisons entre les éléments du mécanisme sous forme de blocs (figure A.1 (c)). Celui-ci est intéressant en analyse structurale pour la visualisation des chaînes cinématiques et permet de différencier les liaisons actives (blocs grisés) et passives. Le schéma cinématique, plus proche de l'architecture physique, donne une pseudo image spatial du mécanisme et schématise les liaisons utilisées (figure A.1 (b)). Il présente l'avantage, par rapport aux graphes de structure, de représenter la position relative des liaisons dans l'espace (perpendicularités, parallélismes, ...) [Robin \(2007\)](#).

Afin de paramétrer le robot, il existe différentes méthodes. La plus utilisée est celle de Denavit Hartenberg. Dans le cadre de ce travail nous avons utilisé le paramétrage de Denavit Hartenberg modifié par Wisama Khalil ([Khalil & Dombre \(2002\)](#)), afin de pouvoir utiliser le logiciel SYMORO+ développé à l'IRCCyN. Ce logiciel permet de calculer différentes matrices nécessaires au calcul des modèles géométriques, cinématiques et dynamiques, inverses et directes, du robot à partir de ses paramètres géométriques. Nous avons néanmoins été amenés à utiliser d'autres paramétrages afin de nous pouvoir exploiter les données fournies par d'autres logiciels.

Nous décrivons ici le paramétrage de Denavit-Hartenberg modifié par Wisama Khalil. Comme défini précédemment, un mécanisme de type manipulateur est une chaîne cinématique consti-

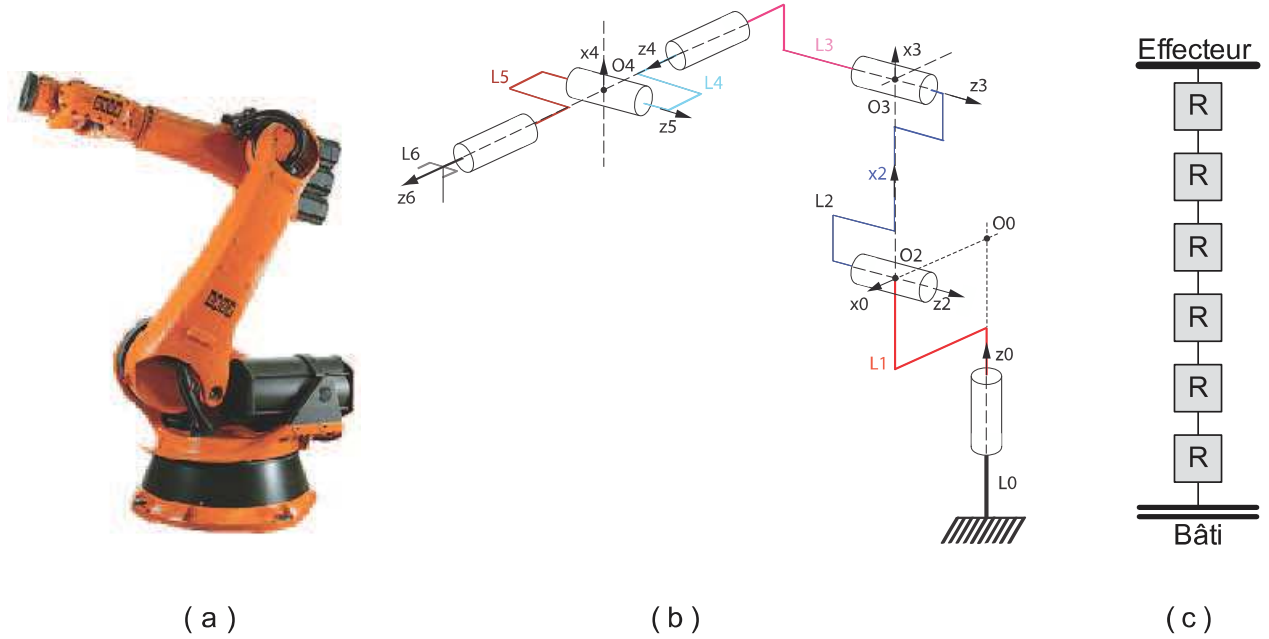


figure A.1: Robot KUKA KR270: photo (a), schéma cinématique (b) et graphe de structure (c)

tuée d'une succession de corps liés entre eux par des articulations rotoïdes ou prismatiques. On note le repère R_j lié au corps C_j successeur du corps C_{j-1} et antécédent C_{j+1} . R_j est défini tel que :

- L'axe Z_j est porté par l'axe de l'articulation j .
- L'axe X_j est porté par la perpendiculaire commune aux axes Z_j et Z_{j+1} . Dans le cas où les axes Z_j et Z_{j+1} seraient parallèles, le choix de l'axe X_j n'est pas unique : des considérations de symétrie ou de simplicité sont à prendre en compte.
- L'axe Y_j est déterminé de telle sorte que le repère R_j soit direct.

Le passage entre les repères R_{j-1} et R_j est fonction de quatre paramètres appelés paramètres géométriques. Ces paramètres sont définis par :

- d_j : distance entre Z_{j-1} et Z_j le long de X_{j-1} .
- α_j : angle entre les axes Z_{j-1} et Z_j , correspondant à une rotation autour de X_{j-1} .
- r_j : distance entre X_{j-1} et X_j le long de Z_j .
- θ_j : angle entre les axes X_{j-1} et X_j , correspondant à une rotation autour de Z_j .

Une fois l'architecture du robot paramétrée, il est possible de modéliser le comportement géométrique du robot. En fonction de l'objectif recherché deux modèles géométriques peuvent être développés : le modèle géométrique directe et le modèle géométrique inverse. Le premier permet, à partir de la connaissance des valeurs de chacune des articulations du robot, de déterminer la position et l'orientation de son organe terminal. Le second permet, à partir de

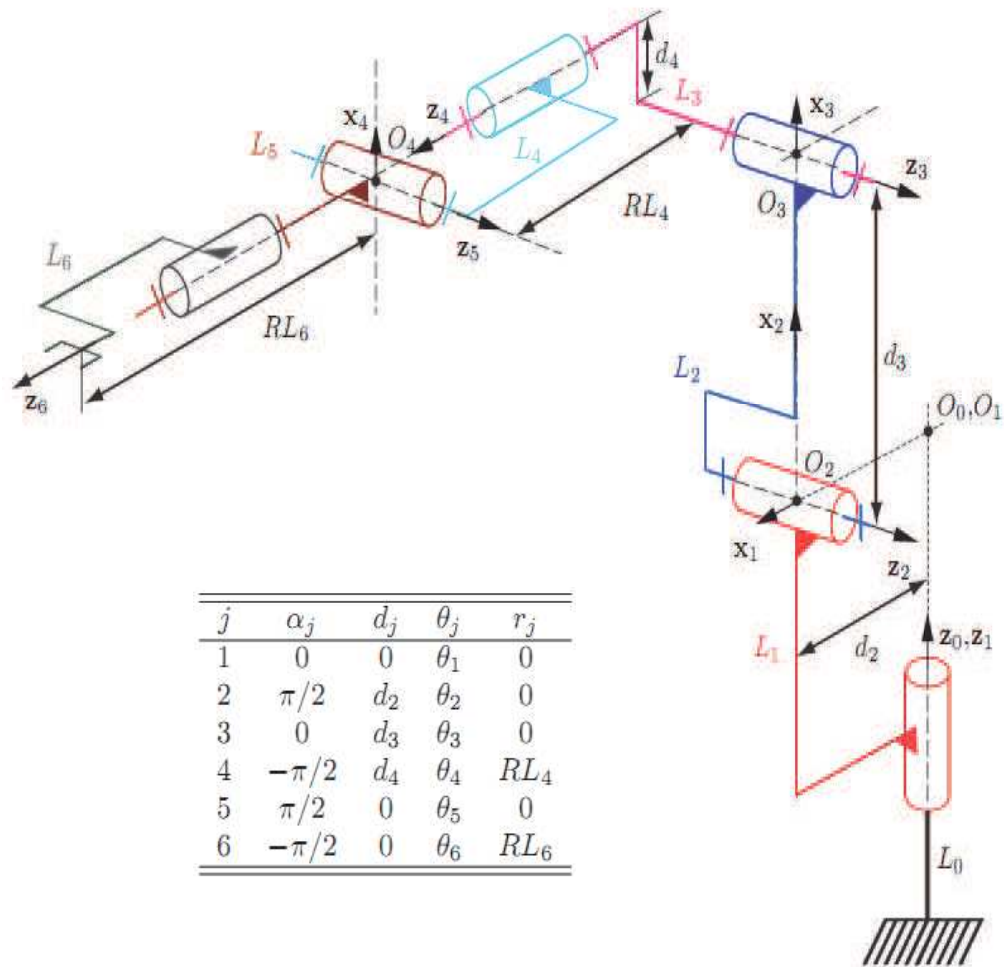


figure A.2: Paramétrage du robot KR270

la connaissance de la position et de l'orientation de l'organe terminal, de déterminer la valeur de chacune des articulations (Figure A.3).

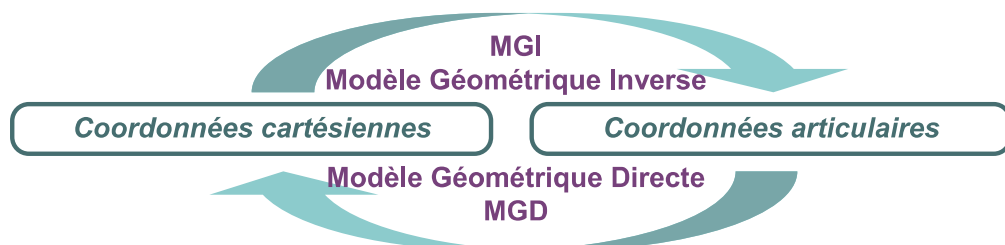


figure A.3: Modèle Géométrique Inverse - Modèle Géométrique direct

Le modèle géométrique direct a une solution unique quel que soit le robot analysé. Par contre le modèle géométrique inverse peut avoir un grand nombre de solutions. Chacune d'entre elles

définit une « configuration »¹ différente du robot. Dans le cas d'un robot sériel, il peut y avoir jusqu'à seize solutions différentes. Pour un robot sériel industriel découplé (dont la position du centre du poignet ne dépend que des valeurs des trois premières articulations), le modèle géométrique inverse n'a au maximum que huit solutions. En prenant en compte les limites articulaires définies pour chaque robot, le nombre de solution peut encore diminuer.

Le modèle géométrique direct (MGD) :

Prenons en exemple le robot Kuka KR270-2 dont les paramètres de DHm ont été données plus haut. Le modèle géométrique inverse s'obtient en écrivant successivement les matrices de transformations permettant de passer d'un corps au suivant :

La matrice iT_j définissant la matrice de transformation permettant de passer du repère R_i au repère R_j est définie telle que:

$${}^iT_j = \begin{bmatrix} {}^is_j & {}^in_j & {}^ia_j & {}^iP_j \end{bmatrix} \quad (\text{A.1})$$

où is_j , in_j et ia_j désignent respectivement les vecteurs unitaires suivant les axes x_j , y_j et z_j du repère R_j exprimés dans le repère R_i et où iP_j est le vecteur exprimant l'origine du repère R_j dans le repère R_i .

$${}^0T_1 = \begin{bmatrix} \cos(\theta_1) & -\sin(\theta_1) & 0 & 0 \\ \sin(\theta_1) & \cos(\theta_1) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{A.2})$$

$${}^1T_2 = \begin{bmatrix} \cos(\theta_2) & -\sin(\theta_2) & 0 & d2 \\ 0 & 0 & -1 & 0 \\ \sin(\theta_2) & \cos(\theta_2) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{A.3})$$

$${}^2T_3 = \begin{bmatrix} \cos(\theta_3) & -\sin(\theta_3) & 0 & d3 \\ \sin(\theta_3) & \cos(\theta_3) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{A.4})$$

1. La configuration d'un robot est définie par l'ensemble de ses valeurs articulaires

$${}^3T_4 = \begin{bmatrix} \cos(\theta_4) & -\sin(\theta_4) & 0 & d4 \\ 0 & 0 & 1 & RL4 \\ -\sin(\theta_4) & -\cos(\theta_4) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (A.5)$$

$${}^4T_5 = \begin{bmatrix} \cos(\theta_5) & -\sin(\theta_5) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1 & 0 \\ \sin(\theta_5) & \cos(\theta_5) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (A.6)$$

$${}^5T_6 = \begin{bmatrix} \cos(\theta_6) & -\sin(\theta_6) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & RL6 \\ -\sin(\theta_6) & -\cos(\theta_6) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (A.7)$$

Dans le cas d'une chaîne ouverte simple, le modèle géométrique direct peut être représenté par la matrice de passage 0T_n :

$${}^0T_n = {}^0T_1(\theta_1).{}^1T_2(\theta_2)...{}^{n-1}T_n(\theta_n) \quad (A.8)$$

Dans notre cas d'étude,

$${}^0T_6 = {}^0T_1(\theta_1).{}^1T_2(\theta_2).{}^2T_3(\theta_3).{}^3T_4(\theta_4).{}^4T_5(\theta_5).{}^5T_6(\theta_6) \quad (A.9)$$

$${}^0T_6 = \begin{bmatrix} {}^0T_6(1,1) & {}^0T_6(1,2) & {}^0T_6(1,3) & {}^0T_6(1,4) \\ {}^0T_6(2,1) & {}^0T_6(2,2) & {}^0T_6(2,3) & {}^0T_6(2,4) \\ {}^0T_6(3,1) & {}^0T_6(3,2) & {}^0T_6(3,3) & {}^0T_6(3,4) \\ {}^0T_6(4,1) & {}^0T_6(4,2) & {}^0T_6(4,3) & {}^0T_6(4,4) \end{bmatrix} \quad (A.10)$$

avec



$$\begin{aligned}
{}^0T_6(1,1) &= C6C5C4C1C2C3 - C6C5C4C1S2S3 - C6C5S1S4 - C6S5C1C2S3 \\
&\quad - C6S5C1S2C3 - S6S4C1C2C3 + S6S4C1S2S3 - S6S1C4 \\
{}^0T_6(1,2) &= -S6C5C4C1C2C3 + S6C5C4C1S2S3 + S6C5S1S4 + S6S5C1C2S3 \\
&\quad + S6S5C1S2C3 - C6S4C1C2C3 + C6S4C1S2S3 - C6S1C4 \\
{}^0T_6(1,3) &= -S5C4C1C2C3 + S5C4C1S2S3 + S5S1S4 - C5C1C2S3 - C5C1S2C3 \\
{}^0T_6(1,4) &= -RL_6S5C4C1C2C3 + RL_6S5C4C1S2S3 + RL_6S5S1S4 - RL_6C5C1C2S3 \\
&\quad - RL_6C5C1S2C3 + d_4C1C2C3 - d_4C1S2S3 - RL_4C1C2S3 - RL_4C1S2C3 \\
&\quad + C1C2d_3 + C1d_2 \\
{}^0T_6(2,1) &= C6C5C4S1C2C3 - C6C5C4S1S2S3 + C6C5C1S4 - C6S5S1C2S3 \\
&\quad - C6S5S1S2C3 - S6S4S1C2C3 + S6S4S1S2S3 + S6C1C4 \\
{}^0T_6(2,2) &= -S6C5C4S1C2C3 + S6C5C4S1S2S3 - S6C5C1S4 + S6S5S1C2S3 \\
&\quad + S6S5S1S2C3 - C6S4S1C2C3 + C6S4S1S2S3 + C6C1C4 \\
{}^0T_6(2,3) &= -S5C4S1C2C3 + S5C4S1S2S3 - S5C1S4 - C5S1C2S3 - C5S1S2C3 \\
{}^0T_6(2,4) &= -RL_6S5C4S1C2C3 + RL_6S5C4S1S2S3 - RL_6S5C1S4 - RL_6C5S1C2S3 \\
&\quad - RL_6C5S1S2C3 + d_4S1C2C3 - d_4S1S2S3 - RL_4S1C2S3 - RL_4S1S2C3 \\
&\quad + S1C2d_3 + S1d_2 \\
{}^0T_6(3,1) &= C6C4C5S2C3 + C6C4C5C2S3 - C6S5S2S3 + C6S5C2C3 - S6S4S2C3 \\
&\quad - S6S4C2S3 \\
{}^0T_6(3,2) &= -S6C4C5S2C3 - S6C4C5C2S3 + S6S5S2S3 - S6S5C2C3 - C6S4S2C3 \\
&\quad - C6S4C2S3 \\
{}^0T_6(3,3) &= -S5C4S2C3 - S5C4C2S3 - C5S2S3 + C5C2C3 \\
{}^0T_6(3,4) &= -RL_6S5C4S2C3 - RL_6S5C4C2S3 - RL_6C5S2S3 + RL_6C5C2C3 + d_4S2C3 \\
&\quad + d_4C2S3 - RL_4S2S3 + RL_4C2C3 + S2d_3 \\
{}^0T_6(4,1) &= 0 \\
{}^0T_6(4,2) &= 0 \\
{}^0T_6(4,3) &= 0 \\
{}^0T_6(4,4) &= 1
\end{aligned}$$

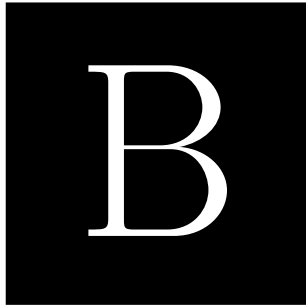


Le modèle géométrique inverse (MGI) :

Il existe différentes méthodes permettant d'obtenir le modèle géométrique inverse d'un robot. Nécessitant l'écriture d'un grand nombre d'équations, nous n'écrivons pas ici le détails de ces équations.

Le robot Kuka KR270-2 étant un robot 6R découplé, il y a au plus huit solutions au modèle géométrique inverse. Ce nombre peut être réduit en prenant en compte les limites articulaires du robot.

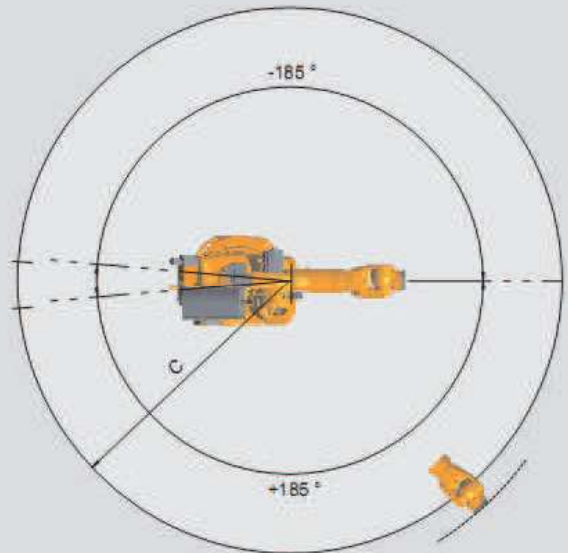
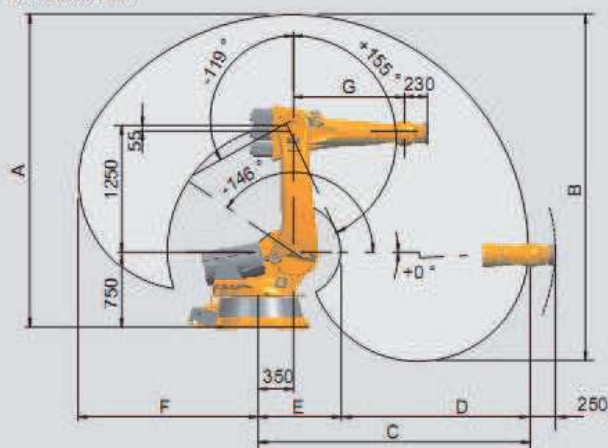




Fiche technique du robot KUKA KR270

» DÉTAILS TECHNIQUES KR 270-2

Dimensions : mm



Enveloppe de travail	Dimensions ¹⁾							Volume
	A	B	C	D	E	F	G	
KR 270-2	3.161 mm	3.483 mm	3.391 mm	3.877 mm	858 mm	1.288 mm	1.160 mm	55,0 m ³

Type	KR 270-2
Portée maximale	3.788 mm
Charge nominale	270 kg
Charge suppl. bras/épaule/bâti rot.	30/160/368 kg
Charge suppl. bras + épaule, max.	100 kg
Charge totale	410 kg
Nombre d'axes	6
Position de montage	Sol
Variante	Flexarmy
Répétabilité de position*	±0,05 mm
Répétabilité de trajectoire*	
Commande	KRC2 vertice200
Poids (sans commande) env.	1.687 kg
Température en service	+10 °C à +35 °C
Mode de protection	IP 67
Surface de mise en place robot	1.000 mm x 1.500 mm
Connexion	5,5 kW
Niveau sonore	<79 dB

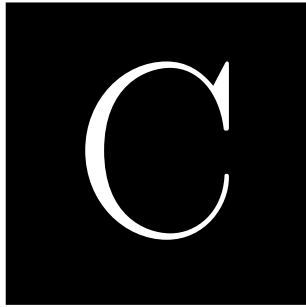
Données des axes	Rayon d'action (logiciel)	Vitesse pour charge nominale 270 kg
Axe 1 (A1)	±180°	30°/s
Axe 2 (A2)	0°/±180°	70°/s
Axe 3 (A3)	+120°/-115°	75°/s
Axe 4 (A4)	±180°	100°/s
Axe 5 (A5)	±120°	200°/s
Axe 6 (A6)	±225°	180°/s

¹⁾ Relatif au point d'intersection des axes 4/5.
Le KR 150-2, KR 160-2, KR 210-2, KR 240-2 et le KR 270-2 font partie de la série 2000.

Système d'entraînement électromécanique avec servomoteurs AC sans balais

*selon ISO 9283

L'ensemble des indications relatives à la nature et à l'emploi des produits n'est donné qu'à titre indicatif et ne saurait constituer un engagement quant à leurs caractéristiques. Seul l'objet du contrat spécifié fait foi et nous engage pour nos fournitures et prestations. Caractéristiques techniques et illustrations sans engagement pour les livraisons. Sous réserve de modifications.



Erreurs de mesure des différents moyens utilisés

C.1	Système GOM		172
C.2	Système FARO		173

Cette annexe présente les données techniques fournies par les constructeurs concernant leur matériel de mesure.

C.1 Système GOM

Le système de mesure utilisé est le système ARAMIS, avec le logiciel PONTOS.



Caractéristiques techniques

	4M	1.3M	HS
Volume de mesure	De 100*100*100 mm ³ jusqu'à 2*2*2 m ³		
Résolution des caméras	2048x2048 pixels 8 bits	1280x1024 pixels 12 bits	1280x1024 pixels 8 bits
Vitesse d'acquisition	6 imgs/sec	12.5 imgs/sec	500 imgs/sec en 1280x1024 1000 imgs/sec en 1280*512
Durée d'exposition	0.02 s à 1 s	0.1 ms à 1 s	0.05 ms à 5 ms
Précision	Typique: 0.03 mm jusqu'à 0.003 mm	Typique: 0.05 mm jusqu'à 0.005 mm	Typique: 0.05 mm jusqu'à 0.005 mm
Résultats	Coordonnées 3D / Déplacements 3D / Déformations 3D		
Nombre de points	Aucune limite		

figure C.1: *Caractéristiques du système de mesure GOM*

Le logiciel PONTOS renseigne également sur l'incertitude des mesures réalisées; dans nos applications, elle variait entre 1 et 10 centièmes de millimètres selon le point concerné.

C.2 Système FARO

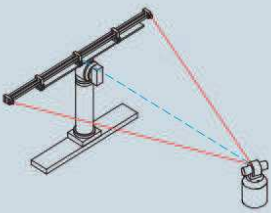
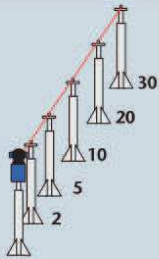
Le système de mesure utilisé est le Laser Tracker FARO. Les mesures ont été réalisées en mode ADM sans interféromètre.

L'incertitude de mesure sur un point est difficile à évaluer; en effet les incertitudes sont différentes selon que la mesure soit réalisée avec ou sans intervention des codeurs de la tête du système FARO. Lorsque seul le laser effectue la mesure, alors l'incertitude est trois fois plus faible.

Dans nos calculs nous avons toujours majoré l'erreur en plaçant le point réel dans un cube dont la longueur de chacun des côtés suit une loi normal d'écart-type 0,01 mm, et dont le centre est positionné sur le point mesuré.



Précision typique de Point à Point*

Mesure étalon horizontale			Mesure de distance linéaire		
Portée (m)	(mm)		Longueur (m)	(mm)	
2	0.032		2 - 5	0.011	
5	0.046		2 - 10	0.013	
10	0.068		2 - 20	0.017	
20	0.110		2 - 30	0.021	
30	0.153		2 - 35	0.023	
35	0.174				

Caractéristiques du système

Dimensions de la tête : 280 x 554 mm (11 x 21.8 in)
 Poids de la tête : 20 kg (44 lbs)
 Taille du contrôleur : 160 x 180 x 280 mm (6 x 7 x 11 in)
 Poids du contrôleur : 5 kg (12 lbs)

Champ de mesure

Enveloppe horizontale : $\pm 270^\circ$
 Enveloppe verticale : $+75^\circ / -50^\circ$
 Distance minimale de travail : 0m
 Distance maximale de travail : 35m (70m au total)

Environnement

Altitude : -700 à 2.450 mètres
 Humidité : 0 à 95%, sans condensation
 Température opérationnelle : -15°C jusqu'à 50°C (5°F à 122°F)

Performance de mesure de distance*

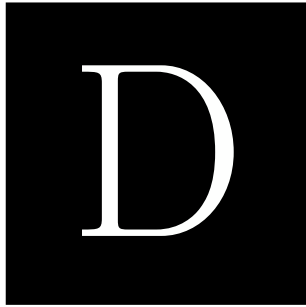
Résolution : 0.5 μ m
 Vitesse d'échantillonnage : 10.000 points/s
 Précision : 10 μ m + 0.4 μ m/m
 Paramètre : R0 10 μ m

Performance de mesure angulaire*

Précision angulaire : 18 μ m + 3 μ m/m
 Vitesse angulaire maximale : 180°/sec
 Facultatif précision de fonction nivelier : ± 2 sec. d'arc

* La précision typique indiquée représente la moitié du maximum de l'Erreur axiale Permise (EMP) et les variations de la température de l'air ne sont pas prises en compte. L'EMP et toutes les autres caractéristiques de précision sont calculées en fonction du standard ASME B89.4.19.
 * Les spécifications, descriptions et caractéristiques techniques peuvent faire l'objet de modifications.

figure C.2: Caractéristiques du système de mesure FARO



**Exemple de programme
généré (.SRC)**

```

&ACCESS RVP
&REL 1
&COMMENT GENERATED BY ROBOTMASTER
&PARAM TEMPLATE = C:\KRC\Roboter\Template\vorgabe
&PARAM EDITMASK = *
DEF CONTOUR_EQUERRE()

EXT BAS (BAS_COMMAND :IN,REAL :IN )

INT I

BAS (#INITMOV,0 )

;*****SETTINGS FOR PTP MOTION*****
;FOLD SET PTP $VEL_AXIS AND $ACC_AXIS
FOR I=1 TO 6
    $VEL_AXIS[I]=30
    $ACC_AXIS[I]=100
ENDFOR
;ENDFOLD (SET PTP $VEL_AXIS AND $ACC_AXIS)

;*****SETTINGS FOR LIN AND ARC MOTION*****
;FOLD SET LIN AND ARC MOTION VARIABLES
$VEL.CP=0.06
$VEL.ORI1=200
$VEL.ORI2=200
$ACC.ORI1=100
$ACC.ORI2=100
;ENDFOLD (SET LIN AND ARC MOTION VARIABLES)

;*****SETTINGS FOR POSITIONING CRITERIA*****
;FOLD SET POSITIONING CRITERIA
$APO.CDIS = 1.00000
;ENDFOLD (SET POSITIONING CRITERIA)

$BASE={X 11.85400,Y -1802.88500,Z 361.80700,A -179.49500,B -89.95900,C 0.89300}
$TOOL={X -8.70900,Y -1.15780,Z 447.28320,A -0.54373,B 45.08380,C 0.38278}

$ADVANCE = 5
PTP {A1 90.00000,A2 -90.00000,A3 90.00000,A4 0.00000,A5 0.00000,A6 0.00000}
PTP {X 270.00000,Y -44.00000,Z 250.00000,A 0.00000,B 0.00000,C 180.00000,S 2,T 2}
PTP {X 270.00000,Y -44.00000,Z 57.00000,A 0.00000,B 0.00000,C 180.00000,S 2,T 2}
PTP {X 270.00000,Y -44.00000,Z 32.00000,A 0.00000,B 0.00000,C 180.00000,S 2,T 2}
$VEL.CP=0.03
LIN {X 270.00000,Y -44.00000,Z 7.00000,A 0.00000,B 0.00000,C 180.00000} C_DIS
LIN {X 270.00000,Y -4.00000,Z 7.00000,A 0.00000,B 0.00000,C 180.00000} C_DIS
$VEL.CP=0.06
LIN {X 270.00000,Y -2.40002,Z 7.00000,A 0.00000,B 0.00000,C 180.00000} C_DIS
LIN {X 270.00000,Y -0.80002,Z 7.00000,A 0.00000,B 0.00000,C 180.00000} C_DIS
LIN {X 270.00000,Y 0.79999,Z 7.00000,A 0.00000,B 0.00000,C 180.00000} C_DIS
LIN {X 270.00000,Y 2.39998,Z 7.00000,A 0.00000,B 0.00000,C 180.00000} C_DIS
LIN {X 270.00000,Y 3.99995,Z 7.00000,A 0.00000,B 0.00000,C 180.00000} C_DIS
LIN {X 270.00000,Y 5.59994,Z 7.00000,A 0.00000,B 0.00000,C 180.00000} C_DIS
LIN {X 270.00000,Y 7.19995,Z 7.00000,A 0.00000,B 0.00000,C 180.00000} C_DIS
LIN {X 270.00000,Y 8.79993,Z 7.00000,A 0.00000,B 0.00000,C 180.00000} C_DIS
LIN {X 270.00000,Y 10.39994,Z 7.00000,A 0.00000,B 0.00000,C 180.00000} C_DIS
LIN {X 270.00000,Y 11.99998,Z 7.00000,A 0.00000,B 0.00000,C 180.00000} C_DIS
LIN {X 270.00000,Y 13.59999,Z 7.00000,A 0.00000,B 0.00000,C 180.00000} C_DIS

....

LIN {X 82.00000,Y 126.00000,Z 7.00000,A 0.00000,B 0.00000,C 180.00000} C_DIS
PTP {X 82.00000,Y 126.00000,Z 12.00000,A 0.00000,B 0.00000,C 180.00000,S 2,T 2}
PTP {X 82.00000,Y 126.00000,Z 57.00000,A 0.00000,B 0.00000,C 180.00000,S 2,T 2}
PTP {X 82.00000,Y 126.00000,Z 250.00000,A 0.00000,B 0.00000,C 180.00000,S 2,T 2}
PTP {A1 90.00000,A2 -90.00000,A3 90.00000,A4 0.00000,A5 0.00000,A6 0.00000}

END

```

figure D.1: Exemple de programme généré (.SRC)

Développement de méthodes robotisées pour le parachèvement de pièces métalliques et composites

Le parachèvement de pièces métalliques ou composites est une opération aux enjeux économiques importants pour lequel le risque de délocalisation est important. Dans ce contexte, la robotisation est une alternative permettant de conserver une production locale, les robots industriels polyarticulés ayant vu leurs prix diminuer et leurs performances améliorer. Néanmoins leur raideur intrinsèque n'est pas suffisante pour réaliser ces opérations dans les conditions minimales requises par les procédés nécessitant à la fois précision et raideur importantes du robot. Cette thèse vise à développer et valider une méthodologie de maîtrise et d'optimisation de l'exploitation de robots industriels sériels pour le parachèvement de pièces métalliques ou composites.

Le premier chapitre présente les enjeux de la robotique de production ainsi que les travaux actuels. Dans le second chapitre, les sources de flexibilité des robots sériels 6-axes sont étudiées afin de développer un modèle élasto-statique adapté à la problématique. Un protocole d'identification des raideurs articulaires, exploitable industriellement, est développé puis mis en œuvre dans le troisième chapitre. Ce modèle élasto-statique est validé expérimentalement au moyen de l'usinage de pièces tests. Dans le quatrième chapitre, le comportement élasto-dynamique du robot est étudié. Enfin, deux méthodes de travail permettant de réaliser des opérations de parachèvement avec un robot industriel sériel, testées expérimentalement, sont présentées dans le dernier chapitre : (i) optimisation du placement de la pièce à usiner et gestion de la redondance cinématique du robot ; (ii) correction de la consigne de trajectoire du robot.

Mots clés :

Robots industriels, parachèvement, détournage, raideurs articulaires, modèle élasto-statique, modèle élasto-dynamique

Development of methods for metal and composite parts trimming with a robot

There is an economical challenge in finishing operations of metal and composite parts, which are faced with relocation. Robotic machining turns to be a good solution for machinists to keep their job. As a matter of fact, industrial robots are getting cheaper while their performances are getting better. However their stiffness is still not sufficient to perform finishing operations that require both high precision and high accuracy. Therefore, this doctorate thesis aims at developing and validating methodologies to control and optimize the use of industrial robots for metal or composite parts trimming.

Chapter I deals with the main issues in robotic machining and a literature of the research works done in that field. The sources of flexibility of six-revolute serial robots are analyzed in Chapter II in order to use an elasto-static model suitable for the problem at hand. A methodology for the identification of the joint stiffness values is developed and applied in Chapter III. Then this elasto-static model is validated experimentally by means of static tests and some machining operations. In Chapter IV, the elasto-dynamic behavior of the robot is studied analytically and experimentally. Finally, two methods to realize trimming operations with an industrial serial robot are presented in Chapter V: (i) the workpiece placement optimization and the control of the kinematic redundancy of the robot due to the tool rotation; (ii) the correction of the reference trajectory of the robot. Those methods are validated experimentally.

Keywords:

Industrial robots, machining, joint stiffness, elastic-static model, elasto-dynamic model