



Analyse de la stabilité de la coupe d'un procédé d'usinage robotisé

Said Moussavi

► **To cite this version:**

Said Moussavi. Analyse de la stabilité de la coupe d'un procédé d'usinage robotisé. Médecine humaine et pathologie. Université Blaise Pascal - Clermont-Ferrand II, 2016. Français. <NNT : 2016CLF22697>. <tel-01386534>

HAL Id: tel-01386534

<https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-01386534>

Submitted on 24 Oct 2016

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.

N° d'ordre : D. U : 2697
EDSPIC : 758

Université **BLAISE PASCAL**-Clermont **II**

ECOLE DOCTORALE
SCIENCES POUR L'INGENIEUR DE CLERMONT-FERRAND

Thèse

Présentée par:

Said MOUSSAVI

Pour obtenir le grade de

DOCTEUR D'UNIVERSITE

SPECIALITE : Génie Mécanique

Analyse de la stabilité de la coupe d'un procédé d'usinage robotisé

Soutenue publiquement le 31/05/2016 devant le jury :

M. Pierre-Jean BARRE	Prof, LSIS, Arts et Métiers Paris Tech, Aix en Provence	Président
M. Benoît FURET	Prof, IUT Nantes, IRCCyN, Nantes	Rapporteur
M. Richard BEAREE	MCF, HDR, LSIS-INSM, Art et Métiers Paris Tech, Lille	Rapporteur
M. Pascal RAY	Prof, École des Mines de Saint-Étienne, Saint-Étienne	Directeur de thèse
M. B. Chedli BOUZGARROU	MCF, SIGMA Clermont, Clermont-Ferrand	Encadrant
M. Vincent GAGNOL	MCF, HDR, SIGMA Clermont, Clermont-Ferrand	Encadrant

Institut Pascal
Institut Français de Mécanique Avancée et Université Blaise Pascal

Remerciement

Je voudrais tout d'abord remercier très sincèrement les membres de jury qui ont accepté d'évaluer mes travaux et d'avoir fait l'honneur de participer à cette soutenance. Je tiens à remercier M. Pierre-Jean BARRE pour avoir accepté de présider mon jury de thèse. Je remercie M. Benoît FURET et M. Richard BEAREE pour la pertinence de leurs critiques envers ce manuscrit et avoir consacré du temps à mon travail.

Je remercie mon directeur de thèse Monsieur Pascal RAY pour la confiance qu'il m'a accordée.

Je remercie Monsieur Belhassen Chedli BOUZGARROU pour la qualité scientifique de son encadrement.

Je remercie Monsieur Vincent Gagnol pour son soutien indéfectible et pour la qualité scientifique. Je le remercie surtout pour l'incalculable qualité humaine et pour son soutien depuis le début de mes recherches.

Je remercie les financeurs de cette thèse. Ce travail a bénéficié d'une aide de l'État gérée par l'Agence Nationale de la Recherche au titre du programme *Investissements d'avenir* dans le cadre du projet EquipEx Robotex (ANR-10-EQPX-44), d'une aide de l'Union Européenne au titre du Programme Compétitivité Régionale et Emploi 2007-2013 (FEDER – Région Auvergne), d'une aide de l'Institut Français de Mécanique Avancée, et d'une aide de la Région Auvergne.

Je remercie le personnel du centre de transfert de technologie de l'IFMA. Merci à Monsieur Nicolas Blanchard et Monsieur Adrien Chevalier.

Je remercie spécialement mes amis pour les très bons moments ensemble. Un grand merci à vous.

Je remercie également les membres de CPU (Coup de Pouce Université) de Lyon et plus particulièrement Monsieur Jean-Louis Marmond pour son encouragement.

Je voudrais remercier ma femme Frough qui m'a soutenu au quotidien et pour sa patience durant trois ans thèse dure pour elle.

Je dois remercier mes trois sœurs et le plus grand remerciement à ma mère pour m'avoir supportée et encouragée au cours des années.

Table des matières

Remerciement	3
Table des matières	5
Tables des illustrations.....	9
Index des tableaux.....	13
Introduction générale.....	15
1. Chapitre 1 : Etat de l'art	19
1. Introduction	19
2. Usinage robotisé	20
2.1. Les différentes architectures de robots d'usinage.....	20
2.2. Contexte de l'usinage robotisé	21
3. Modélisation dynamique des machines-outils et des robots.....	23
3.1. Méthodes numériques.....	24
3.2. Méthode expérimentale	27
3.3. Conclusions	28
4. Phénomène d'instabilité en usinage	30
4.1. Phénomène d'instabilité en usinage robotisé.....	31
4.2. Méthodes d'analyse de la stabilité en usinage.....	33
4.2.1. Lobes de stabilité.....	35
4.3. Conclusions	36
5. Objectifs des travaux de thèse	37
2 Chapitre 2 : Modélisation dynamique des robots d'usinage pour prédire la stabilité de la coupe.....	39
1. Introduction	39
2. Approches de modélisation dynamique du robot	40
2.1. Approche corps rigides - liaisons flexibles (la méthode des flexibilités localisées)	
41	
2.1.1. Analyse de la stabilité.....	46

2.2.	Approche corps-flexibles et liaisons-flexibles.....	49
2.2.1.	Assemblage des matrices de masse et rigidité.....	53
2.2.2.	Matrice d'amortissement	56
2.2.3.	Analyse de la stabilité.....	57
3.	Comparaison des deux approches de modélisation du point de vue de la stabilité ...	57
4.	Conclusion.....	58
3	Chapitre 3 : Modélisation dynamique du robot industriel ABB IRB 6660	59
1	Introduction	59
2	Présentation du robot industriel ABB IRB 6660	60
2.1.	Modèle géométrique direct (MGD).....	60
2.2.	Modèle géométrique inverse (MGI)	62
3	Modèle corps et liaisons flexibles du robot ABB IRB6660	62
3.1.	Démarche de recalage.....	65
3.1.1.	PAS1 : Optimisation des paramètres géométriques des corps.....	66
3.1.2.	PAS2 : Recalage modal des modèles	69
3.1.2.1.	Protocole expérimental	70
3.1.2.2.	Recalage du modèle numérique.....	73
4	Exploitation du modèle numérique.....	76
5	Conclusions	85
4	Chapitre 4 : Analyse de la stabilité en usinage robotisé	87
1	Introduction	87
2	Analyse de la stabilité en usinage robotisé.....	88
2.1.	Diagramme tridimensionnel des lobes de stabilité	88
3	Essais d'usinage	91
3.1.	Banc de tests.....	93
3.1.1.	Paramètres d'usinage.....	94
3.2.	Résultats expérimentaux.....	96
4	Stratégies d'usinage.....	99
5	Conclusions	102

5 Chapitre 5 : Optimisation de la configuration du robot du point de vue de la stabilité par la gestion des redondances	105
1. Introduction	105
2. Définition de la redondance.....	106
3. Usinage robotisé avec un degré de redondance.....	107
3.1. Essais d'usinage expérimentaux.....	110
3.2. Gestion de la redondance fonctionnelle sur un trajet d'usinage	112
4. Usinage robotisé avec deux degrés de redondance fonctionnelle	117
5. Conclusions	125
Conclusion générale	127
Perspectives.....	129
Références Bibliographiques.....	131
Annexe1	138

Tables des illustrations

Figure 1-1 a) robot d'usinage sériel KUKA b) robot d'usinage parallèle FANUC F-200iB	20
Figure 1-2 a) robot d'usinage ABB IRB6660 b) robot d'usinage Tricept T606	21
Figure 1-3 a) Configuration du robot pour laquelle il y a déclenchement d'instabilité. b) Marques de l'outil sur la pièce dues à l'instabilité. c) Configuration de robot optimisée [Olabi et al. 2014].....	23
Figure 1-4 a) Maillage de machine-outil à trois axes [Zurich 2012] b) Model MEF de robot hybride ABB IRB6660 [Cousturier et al. 2014] c) modèle des éléments finis de robot T3R1 [Bouzgarrou et al. 2003]..	25
Figure 1-5: a) Modèle AMS de la broche [Gagnol et al. 2007] b) Modélisation de la machine de perçage par la méthode AMS [Kessentini et al. 2007].....	25
Figure 1-6 : a) Schématique des corps rigides et liaisons flexibles d'une machine-outil [Zurich 2012] b) robot [Moberg 2010].....	26
Figure 1-7 : Méthode des flexibilités localisées sur une chaîne cinématique [Pashkevich et al. 2009].	27
Figure 1-8 : FRF avant et après recalage [Gagnol 2006]	28
Figure 1-9 : a) mécanisme de couplage des modes [Tlustý 2000] b) mécanisme de régénération de la surface usinée [Altintas 2000].....	31
Figure 1-10 : Mécanisme de couplage des modes [Pan et al. 2006].....	32
Figure 1-11 a) Essai d'usinage par Z. Pan b) Marquage resté sur la pièce dû à l'instabilité vibratoire [Pan et al. 2006].....	32
Figure 1-12 : a) 25 différentes positions d'usinage b) Effet de la variation du comportement dynamique du robot, 25 positions, sur la limite de stabilité	33
Figure 1-13 : Le schéma de la boucle fermée d'usinage (la génération de la surface).....	35
Figure 1-14 : des lobes de stabilité caractéristiques en usinage	35
Figure 1-15 : Diagramme des lobes stabilité trois-dimensions en usinage de paroi mince [Thevenot et al. 2006].	36
Figure 2-1 : a) Robot Stäubli RX 170 BH b) Robot simplifié représentant le robot Stäubli RX 170 BH.....	40
Figure 2-2 : Modélisation simplifiée du robot : variables dans l'espace articulaire.....	41
Figure 2-3 : Paramètres cinématique et inertiel du corps i	43
Figure 2-4 : Différentes configurations tout au long de la trajectoire d'usinage.....	45
Figure 2-5 : a) Variations des fréquences du robot tout au long de la trajectoire d'usinage pour différents modes b) Déformées modales	45
Figure 2-6 : Configuration du robot où l'usinage est instable [Olabi et al. 2014].....	47

Figure 2-7 : Diagramme des lobes de stabilité du robot modélisé par l'approche corps rigides-liaisons flexibles	48
Figure 2-8: les forces de coupe mesurées avec une table d'effort [Olabi et al. 2014].	48
Figure 2-9 : Elément de poutre à trois dimensions	49
Figure 2-10 : Modélisation par la méthode TCS	52
Figure 2-11 : Démarche de modélisation du robot dans un trajet d'usinage	54
Figure 2-12 : Variation des fréquences et des modes dans la trajectoire d'usinage	55
Figure 2-13 : Les configurations des essais expérimentaux [Béarée 2014]	56
Figure 2-14 : Diagramme des lobes de stabilité du robot modélisé par l'approche corps et liaisons flexibles	57
Figure 3-1 : a) Modèle CAO du robot ABB IRB6660 représentant les liaisons b) Schéma cinématique du robot.	60
Figure 3-2 : Modélisation de l'IRB6660 par la méthode TCS [Subrin 2013]	61
Figure 3-3 Schéma de la partie parallèle par la méthode TCS	62
Figure 3-4 : a) Modèle CAO de Robot ABB IRB6660 b) Modélisation du robot par éléments poutre 3D.	63
Figure 3-5 : Charge statique en bout d'effecteur pour solliciter des axes [Subrin 2013]	64
Figure 3-6 : Algorithme de recalage du modèle analytique en deux étapes	66
Figure 3-7 : Le modèle AMS de la broche modélisée par les éléments de poutres	69
Figure 3-8 : a) Modèle du robot développé sur MATLAB b) Installation des équipements de mesures sur le robot c) Outil, Porte-outil et positions des accéléromètres	71
Figure 3-9 : a) Les configurations présentées dans le tableau 3-3.	73
Figure 3-10 : Les FRFs de l'ensemble robot-broche-outil, mesurées en bout d'outil, pour différentes configurations a) La mesure et l'impact sont dans la direction x b) La mesure et l'impact sont dans la direction y.	74
Figure 3-11 : a) La FRF de la structure de l'ensemble robot-broche-outil b) La FRF de la structure du robot	75
Figure 3-12 : a) La FRF expérimentale et numérique avant recalage b) après recalage fréquentiel	75
Figure 3-13 : recalage d'amortissement	76
Figure 3-14 : Les variations des modes et des valeurs propres de la structure du robot-broche-outil en fonction de différentes configurations de la partie parallèle.	80
Figure 3-15 : La trajectoire définie pour ne faire évoluer que la partie sérielle de la structure.	81
Figure 3-16 : Les points sélectionnés sur la trajectoire définie	81
Figure 3-17 : Les variations des modes et des valeurs propres de la structure du robot-broche-outil dues au changement de la configuration de la partie sérielle du robot	82
Figure 3-18 : La trajectoire linéaire pour étudier le comportement modal du robot	83

Figure 3-19 : Le modèle sous MATLAB se déplace à des configurations du robot tout au long de la trajectoire d'usinage (figure 3-18).....	84
Figure 3-20 : Les variations des FRFs de la structure de robot-broche-outil tout au long de la trajectoire d'usinage	85
Figure 4-1 : Représentation par schéma bloc de la boucle auto-régénérative des vibrations en usinage robotisé..	89
Figure 4-3 : Diagramme de stabilité en 3D de l'usinage robotisé.....	90
Figure 4-2 : Configurations étudiées a) représentées sous MATLAB® b) représentée sous RobotStudio®.....	90
Figure 4-4 : Diagramme des lobes de stabilité 3D et un plan à profondeur fixée.....	92
Figure 4-5 : Les tâches d'usinage sélectionnées a) avec la profondeur 5mm (dans la zone stable) b) avec la profondeur 8mm (dans la zone instable).....	92
Figure 4-6 : Equipements de mesures des vibrations pendant l'opération d'usinage.....	94
Figure 4-7 La profondeur de coupe a_p et l'engagement latéral d'outil a_e	95
Figure 4-8 : a) Deux modes d'usinage b) Trajectoires d'usinage en mode opposition	95
Figure 4-9 : a) Mesures d'accélération en direction perpendiculaire d'avance b) Mesures d'accélération en direction avance.....	96
Figure 4-10 : a) Mesures sonore pour la tâche 1 b) Mesures sonore pour la tâche 2	97
Figure 4-11 : FFT des signaux sonores mesurés lors de l'usinage.....	97
Figure 4-12 : a) Pièce à usiner b) Surface usinée de la tâche 2 c) Surface usinée de la tâche 1.....	98
Figure 4-13 : Augmentation de la vitesse de rotation de 6000 tr/min pour la tâche 2 à 10000 tr/min pour la tâche 3.....	100
Figure 4-14 : a) Comparaisons fréquentielles des deux tâches d'usinage 2 et 3 b) Etat de la surface usinée de la tâche 3.....	100
Figure 4-15 : a) le diagramme de stabilité 3D avec les sections de la vitesse constante b) Zones stables et instables pour les vitesses constantes 4000 tr/min, 6000 tr/min et 10000 tr/min et les essais d'usinage réalisés.....	101
Figure 4-16 : Le diagramme des lobes de stabilité pour les positions a) P1 b) P2 c) P3 d) P4	102
Figure 5-1 : Les diverses configurations du robot pour une spécification donnée de la tâche.....	108
Figure 5-2 : Position du repère local attaché au bout d'outil par rapport au repère global attaché à la base.....	109
Figure 5-3 : Zones stables et instables en usinage robotisé en fonction de l'angle θ_{z7} (degré de redondance fonctionnelle) pour le point P3 défini en figure 4-2	110
Figure 5-4 : Deux configurations sélectionnées à partir des résultats de simulation a) avec une marge de stabilité faible b) avec une marge de stabilité maximale.....	111
Figure 5-5 : Le diagramme de stabilité et les résultats expérimentaux d'usinage.....	112

Figure 5-6 : La trajectoire linéaire d'usinage sélectionnée.....	113
Figure 5-7 : Evolution de limite de la stabilité le long d'une trajectoire d'usinage et fonction du paramètre de redondance.....	114
Figure 5-8 : a) Diagramme de stabilité coupé par les plans de profondeur de passe 5mm et 8mm b) Zone de stabilité pour une profondeur constante de coupe de 5mm c) Zone de stabilité pour une profondeur constante de coupe de 8mm.....	115
Figure 5-9 : Les résultats d'usinage expérimentaux avec a) la profondeur constante de passe de 5 mm b) la profondeur constante de passe de 8 mm.....	116
Figure 5-10 : a) Degré de redondance fonctionnelle apportée par la table rotative b) les Coordonnées locales liées au bout d'outil et à la pièce à usiner	118
Figure 5-11. Le diagramme de variations de la limite de stabilité en fonction des deux redondances fonctionnelles.	119
Figure 5-12 : Le diagramme de stabilité avec la profondeur constante 8mm et les résultats d'usinage.....	120
Figure 5-13 : Notation pour illustrer la deuxième redondance fonctionnelle.....	121
Figure 5-14 : La variation des zones de la stabilité pour tous les 5 degrés de la rotation de la pièce (θ_{Zw})	123
Figure 5-15 : Les variations des zones stables et instables le long de la trajectoire d'usinage.....	124

Index des tableaux

Tableau 2-1 : Raideurs articulaires du robot [Olabi et al. 2010].	40
Tableau 2-2 : Variations des fréquences propres du robot dans le trajet d'usinage	45
Tableau 2-3 : paramètres d'usinage	47
Tableau 2-4 : Paramètres géométries et matériau de poutre.	51
Tableau 2-5 : Caractéristique des poutres équivalentes des corps [Moreau 2010].	51
Tableau 3-1 Les rigidités articulaires [Subrin et al. 2013].	64
Tableau 3-2 : Les modèles éléments finis des corps du robot sous CATIA® et les modèles des éléments de poutres équivalents des corps du robot sous MATLAB®	67
Tableau 3-3 : Les configurations des essais modaux	72
Tableau 4-1 : Les configurations articulaires du robot pour les point P1... P4	91
Tableau 4-2 : paramètres d'usinage	94
Tableau 4-3 : Les paramètres d'usinage pour les tâches 2 et 3.	99
Tableau 5-1 : Les paramètres de coupe considérés pour la simulation et les essais d'usinage	109
Tableau 5-2 : Paramètres de coupe pour deux configurations considérées pour les essais d'usinage (la profondeur de coupe a_p et l'engagement latéral d'outil a_r présentés dans la figure 4-7).	111

Introduction générale

L'usinage robotisé, nouveau challenge de la robotique industrielle, nécessite à la fois rigidité et précision du moyen de production. Les gains réalisés, ces dernières années, en précision et en capacité de charge placent les robots anthropomorphes comme de sérieux concurrents des machines-outils classiques pour les applications d'usinage comme le parachèvement, le pré-usinage et les opérations de finition. En effet, l'usinage robotisé permet de réduire les coûts d'investissement et de procurer une plus grande flexibilité et adaptabilité du procédé. En revanche, la précision reste un point faible en raison des faibles rigidités et des variations importantes dans l'espace de travail du comportement des structures des robots anthropomorphes.

Les robots d'usinage industriels tels que ABB IRB6660 sont de plus en plus utilisés pour des opérations de pré-usinage qui nécessitent une productivité élevée. Cette dernière peut être limitée par le phénomène d'instabilité de coupe communément appelé broutement. Le broutement est lié aux vibrations auto-entretenues qui se produisent en usinage des métaux. Dans certaines conditions opératoires, ces vibrations apparaissent et s'amplifient très rapidement. Cette instabilité peut provoquer une rupture prématurée de l'outil ou une dégradation par fatigue d'un composant de la machine. Le broutement dégrade aussi la qualité de la surface usinée. Par conséquent, l'exploitation des robots industriels dans le contexte de l'usinage passe nécessairement par la maîtrise de la stabilité de la coupe.

Elle est basée sur l'interaction entre les efforts de coupe liés aux procédés et le comportement dynamique du robot qui dépend de sa posture. Le changement de la configuration du robot fait varier le comportement dynamique dans l'espace de travail. La stabilité de l'usinage doit être assurée par le réglage des paramètres de coupe tels que la profondeur de passe, l'engagement de l'outil dans la pièce ainsi que la vitesse de rotation de la broche. Par ailleurs, la trajectoire d'usinage peut être réalisée en considérant les différents emplacements de la pièce ainsi que les différentes poses du robot.

Le premier objectif de cette thèse est de déterminer une méthode de modélisation dynamique du robot, adaptée du point de vue de l'analyse des vibrations et de la stabilité. Ensuite, une présentation de la limite de stabilité en usinage robotisé prenant en compte les variations du comportement dynamique du robot le long d'une trajectoire d'usinage est introduite.

Le deuxième objectif consiste à optimiser le procédé d'usinage robotisé vis-à-vis de la stabilité de la coupe. En plus des paramètres de coupe, la variable d'optimisation à considérer est la configuration du robot et le placement de la pièce dans l'espace de travail.

Le **premier chapitre** présente d'une façon générale les principales sources d'instabilité en usinage et les méthodes de détermination des limites de stabilité. Cette étude a conduit au choix de la méthode d'analyse de stabilité en usinage robotisé.

Une étude bibliographique portant sur l'analyse de stabilité en usinage robotisé est présentée. L'analyse des travaux existants permet d'identifier des méthodes de modélisation des robots et des sources d'instabilité en usinage robotisé.

Le **deuxième chapitre** compare deux approches de modélisation: l'approche corps rigides et liaisons flexibles et l'approche corps flexibles et liaisons flexibles, du point de vue de l'analyse de la stabilité en usinage robotisé. Cette comparaison est conduite sur une structure d'un robot 3R pour montrer l'intérêt des l'approches corps flexibles et liaisons flexibles pour l'analyse de la stabilité d'un robot d'usinage.

Ensuite, le **troisième chapitre** porte sur la modélisation retenue à l'issue du chapitre précédent et son application au robot d'usinage industriel ABB IRB 6660. Un modèle simplifié du robot avec des éléments poutre à trois dimensions est présenté afin de réduire les temps de calcul. Une démarche de recalage est mise en place pour calibrer ce modèle numérique par les résultats modaux issus du modèle CAO de chaque corps du robot et les résultats modaux expérimentaux. Le modèle calibré sert ensuite à prédire le comportement dynamique du robot en différentes configurations et positions dans son espace de travail. Les évolutions de comportement modal du robot le long d'une trajectoire d'usinage sont étudiées.

Le **quatrième chapitre** porte sur la génération des lobes de stabilité en usinage robotisé en prenant en compte les variations du comportement dynamique du robot le long d'une trajectoire d'usinage. Un diagramme tridimensionnel des lobes de stabilité est proposé en fonction de la profondeur de coupe, de la vitesse de rotation et du déplacement du robot le long de la trajectoire considérée. Les zones stables et instables sont identifiées en vue d'élaborer différentes stratégies d'usinage à l'aide de ces diagrammes de stabilité en trois dimensions.

Le **cinquième chapitre** est consacré à l'optimisation de la configuration du robot le long d'une trajectoire d'usinage par la gestion des redondances. En première partie, une opération d'usinage robotisée avec un degré de redondance fonctionnelle est analysée afin d'identifier les zones stables et instables dans une trajectoire d'usinage. Les zones stables et instables sont fonctions des configurations possibles du robot pour une pose donnée de l'effecteur. Ce qui permet d'optimiser les configurations pour la trajectoire d'usinage considérée. En deuxième partie, l'optimisation de la configuration par rapport à la stabilité est développée dans le cas où la cellule d'usinage présente deux redondances fonctionnelles.

La dernière partie porte sur les conclusions et les perspectives de ces travaux.

Chapitre 1 : Etat de l'art

1. Introduction

Le premier robot industriel a été installé en 1961 pour être utilisé dans le domaine de l'industrie, où il effectuait des tâches répétitives ou dangereuses. Avec les progrès de la robotique, la technologie des robots industriels s'améliore et leur coût diminue. La robotique, dont les applications se multiplient, est un marché en pleine expansion. Les robots ont aujourd'hui évolué et peuvent être utilisés en usine, pour le soudage, la manutention, la palettisation, l'emballage, la transformation et toutes sortes de tâches d'automatisation.

Le faible coût et la grande flexibilité vis-à-vis des procédés sont les raisons pour lesquelles l'industrie manufacturière recourt à l'utilisation des robots pour réaliser des opérations d'usinage. La précision et la faible rigidité des robots en comparaison aux machines-outils limitent l'utilisation de l'usinage robotisé.

De nombreux chercheurs ont présenté des études sur la précision de l'usinage robotisé. Ils essayent d'augmenter la précision en usinage robotisé par la gestion des configurations et des tâches d'usinage ainsi que par l'identification des zones où le robot a moins de défaut en répétabilité et exactitude. En fait, actuellement, les robots industriels sont développés pour le parachèvement et le pré-usinage de pièces de fonderie. La productivité élevée est un paramètre essentiel en pré-usinage par rapport à la précision. Elle dépend des paramètres d'usinage en lien avec le débit copeau qui peut être limité par le phénomène de broutement. Par conséquent, l'exploitation optimale des robots industriels dans le contexte de l'usinage passe nécessairement par la maîtrise de la stabilité de la coupe.

Ce chapitre commence par une présentation des travaux effectués sur l'usinage robotisé. Puis une étude bibliographique sur les méthodes de modélisation de la dynamique des machines-outils et robots est réalisée. Le phénomène de broutement en usinage, les méthodes de détermination des limites de stabilité et les sources d'instabilité en usinage seront présentées. Enfin, les objectifs de nos travaux de recherche seront définis.

2. Usinage robotisé

Les premières études sur les robots d'usinage sont réalisées dans les années 90. Depuis, des recherches sont poursuivies sur le potentiel d'applications des robots en usinage. Pour des industries manufacturières, les robots offrent un gain de temps en travaillant efficacement avec un cycle de travail constant. L'usinage robotisé permet de faire des économies en utilisant le même robot pour des productions et applications différentes. Les industriels ont estimé un fort besoin de robots d'usinage sur le marché croissant de la robotique industrielle.

2.1. Les différentes architectures de robots d'usinage

On peut distinguer deux classes principales de robots d'usinage industriels [Khalil 1999, Bouzgarrou 2001] :

- **Les robots à chaîne cinématique sérielle** : les corps structuraux sont connectés de façon séquentielle par des liaisons. Les structures anthropomorphes avec six liaisons pivots et six degrés de liberté sont les plus utilisées dans l'industrie [Khalil 1999].
- **Les robots à structure parallèle** : les membres sont connectés en série ainsi qu'en parallèle formant une ou plusieurs boucles fermées [Khalil 1999].

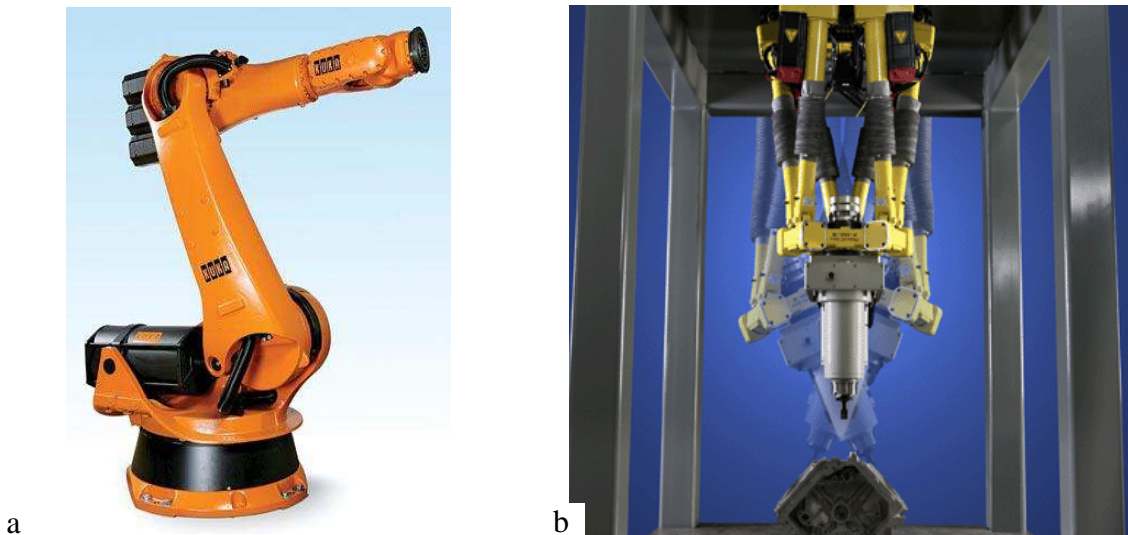


Figure 1-1 a) robot d'usinage sériel KUKA b) robot d'usinage parallèle FANUC F-200iB

Les robots sériels ont un espace de travail très grand par rapport aux robots parallèles, une grande flexibilité et une simplicité de la commande à modéliser les robots (commandes moins complexes) sont des avantages de cette structure. En revanche, la structure des robots parallèles assure plus de rigidité et de précision ainsi qu'une capacité de charge plus importante en par rapport aux robots sériels.

Les limites de ces architectures ont conduit à développer des architectures hybrides qui sont des combinaisons des deux architectures décrites précédemment. On peut avoir un robot sériel portant un mécanisme parallèle (Figure 1-2 a) ou un robot parallèle avec un mécanisme en série (Figure 1-2 b).



Figure 1-2 a) robot d'usinage ABB IRB6660 b) robot d'usinage Tricept T606

2.2. Contexte de l'usinage robotisé

La plupart des travaux de recherche en usinage robotisé portent sur la précision du robot en termes d'exactitude de pose (position et orientation) de l'organe terminal et de répétabilité en usinage. On essaye d'améliorer cette dernière par deux approches.

La première est la détermination des meilleures conditions de travail du robot et de déplacements des pièces dans l'espace de travail [Dumas 2011]. L'évaluation de la matrice de rigidité permet la planification optimisée de la trajectoire dans des configurations de rigidité maximale [Olabi et al. 2010]. Dumas et al [Dumas 2011] ont étudié l'influence du changement de la position et de l'orientation de la pièce à usiner dans l'espace de travail afin d'obtenir la meilleure précision en usinage.

La seconde approche est l'optimisation des tâches d'usinage en prenant en compte différents critères [Dumas 2011, Abele et al. 2010, Alici et al. 2005, 10, Abele et al. 2007, Robin et al. 2011]. Ces critères peuvent être les déformations de la structure d'un robot sous l'effet des efforts de coupe [Olabi 2011, 10, Abele et al. 2007, Makhanov et al. 2002], l'écart géométrique de la pièce par rapport à sa définition [Dumas 2011], la minimisation de la vitesse et du jerk [Olabi 2011] ou la minimisation des efforts appliquées sur des liaisons [Zagarbashi et al. 2012] etc.

De cette manière, des méthodes de modélisation et d'identification des paramètres des robots ont été développées. De nombreux travaux de recherche ont été réalisés pour l'identification des rigidités dans l'espace articulaire et cartésien. B. Shirinzadeh et A. Olabi ont adopté différentes configurations et des procédures afin d'identifier les rigidités articulaires selon chaque axe [Alici et al. 2005, Olabi et al. 2010]. Abele et C. Dumas ont proposé des protocoles d'identification des raideurs cartésiennes et articulaires [Dumas 2011, Abele et al. 2010] et de la même façon K. Subrin et al [Subrin 2013] ont identifié les raideurs articulaires du robot industriel ABB IRB6660.

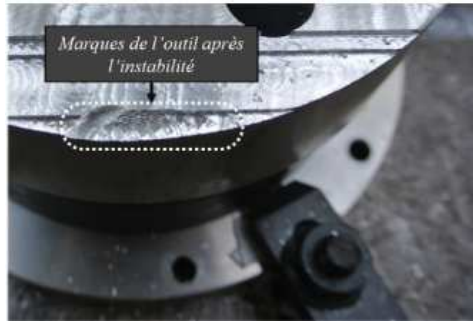
Le phénomène d'instabilité vibratoire reste un sujet peu développé en usinage robotisé. Certains travaux [Dumas 2011, Olabi et al. 2014, Alici et al. 2005] expriment même que les premières fréquences propres sont faibles. Par conséquent, le robot peut difficilement entrer en résonance lors d'une opération d'usinage à grande vitesse. L'usinage robotisé ne pose donc pas a priori de problème au niveau de la stabilité vibratoire.

Z. Pan et al. et A. Olabi ont étudié le phénomène d'instabilité vibratoire en usinage robotisé d'un robot sériel [Pan et al. 2006, Olabi et al. 2014]. Ils ont étudié les sources d'instabilité en fréquence basse de la structure du robot sériel en usinage.

Le changement de configuration du robot ainsi que la pose (position et orientation) de l'organe terminale dans l'espace de travail induisent des variations du comportement dynamique. La méthode de la modélisation de la dynamique du robot a un rôle primordial dans la précision de l'analyse de la stabilité en usinage robotisé.



a



b



c

Figure 1-3 a) Configuration du robot pour laquelle il y a déclenchement d'instabilité b) Marques de l'outil sur la pièce dues à l'instabilité c) Configuration de robot optimisée [Olabi et al. 2014].

Généralement, les approches de modélisation du comportement dynamique des robots présentées par les chercheurs n'ont pas pour objectif d'analyser la stabilité en usinage robotisé. Les modèles dynamiques sont, soit très simplifiés par l'approche corps rigides et liaisons flexibles [Pan et al. 2006, Dumas et al. 2011, Alici et al. 2005], soit très complexes par l'approche éléments finis [Cousturier et al. 2014, Karagulle et al. 2012], ce qui ne permet pas d'analyser la stabilité dans le long d'une trajectoire d'usinage en raison du volume des calculs.

3. Modélisation dynamique des machines-outils et des robots

L'étude vibratoire d'un procédé d'usinage, en vue de garantir une bonne productivité et une qualité acceptable des pièces, passe essentiellement par l'élaboration de modèles dynamiques des machines-outils. Par conséquent, il est très important du point de vue économique de prédire le comportement dynamique de la machine avant l'opération d'usinage. Les machines-outils et les robots ont un comportement fortement non linéaire en raison des interactions et des couplages de comportement des nombreux systèmes qui les constituent. Il est très utile de disposer d'un modèle dynamique de prédiction pour garantir des conditions d'utilisation adaptées [Bouzgarrou 2001].

De nombreuses études ont été réalisées sur la prédiction du comportement des machines-outils de façons numérique et expérimentale.

3.1.Méthodes numériques

On peut distinguer trois méthodes numériques de modélisation des machines-outils dans la littérature [Ruggiu 2012] :

- **Méthodes des éléments finis (MEF)**

Cette méthode est largement utilisée comme un modèle numérique fiable et précis pour les structures mécaniques. La précision de cette méthode dépend fortement du maillage et conditions limites. La MEF appliquée aux machines-outils permet d'analyser les déformations statiques [Cousturier et al. 2014, Swiatek et al. 2010], de déterminer les fréquences et déformées modales et de calculer des fonctions de réponses en fréquence (FRF), au lieu de les obtenir expérimentalement par une analyse modale expérimentale, en vue d'analyser de la stabilité en usinage [Lopez 2009, IECM, Swiatek et al. 2010]. Pour les robots manipulateurs, la MEF a été largement utilisée afin de déterminer des cartes de rigidité dans l'espace de travail [Cousturier et al. 2014, Ruggiu 2012, Bouzgarrou et al. 2001].

La MEF a permis le développement des machines-outils et des structures, mais il demeure des inconvénients : alors que le calcul statique sur une pièce ordinaire prend quelques minutes, la résolution d'une analyse modale d'une machine-outil complète prend plusieurs heures. De plus, les modèles restent approchés car ils ne peuvent pas traduire la complexité géométrique réelle du système. Pour des analyses plus complexes, l'analyse dynamique dans le domaine fréquentiel et temporel, où de nombreuses étapes de simulation sont nécessaires, la MEF est parfois impraticable [Maglie 2012]. Il y a un compromis à trouver entre précision et temps de calcul. La MEF est robuste pour estimer des modes propres de structure mais très sensible au maillage lorsqu'il s'agit d'évaluer des concentrations de contraintes. La principale difficulté de la MEF est dans la simplification des modèles de liaisons.

R. Cousturier et el. ont identifié la carte de rigidité du robot ABB IRB 6660 dans son espace de travail par la méthode MEF [Cousturier et al. 2014]. Pour une analyse modale le long d'une trajectoire d'usinage ce modèle MEF est tellement complexe qu'on doit mettre énormément du temps de calcul inutile. On n'a pas besoin des nombreux d'éléments pour cette analyse modale.

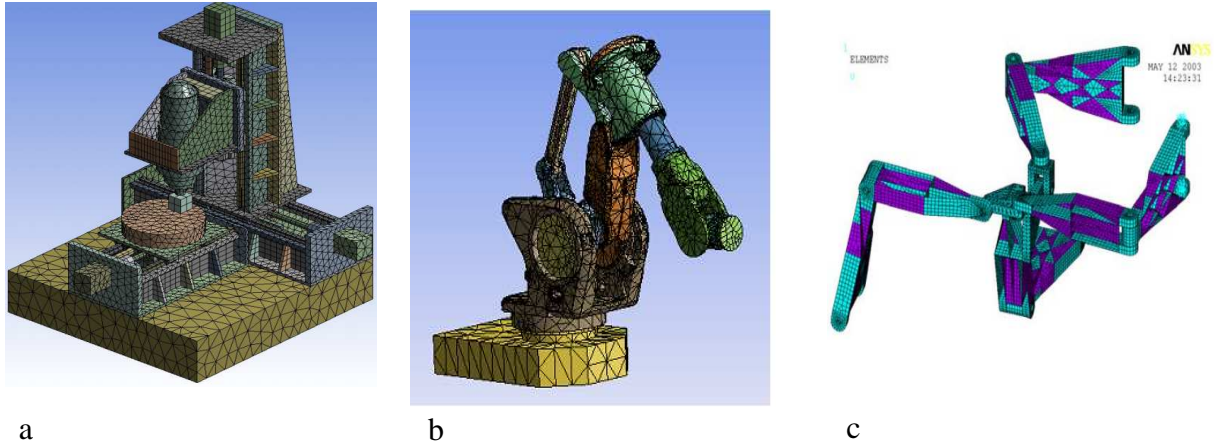


Figure 1-4 a) Maillage de machine-outil à trois axes [Maglie 2012] b) Model MEF de robot hybride ABB IRB6660 [Cousturier et al. 2014] c) modèle des éléments finis de robot T3R1 [Bouzgarrou et al. 2003].

- **Analyse des Matrices Structurelles (AMS)**

Par cette approche les modèles des structures mécaniques sont obtenus en combinant des éléments de poutre. C'est une méthode simplifiée de la méthode MEF ce qui permet de réduire le temps de calcul. V. Gagnol et F. Forestier ont appliqué cette approche afin de prévoir les comportements dynamiques des électro-broches d'usinage en rotation [Gagnol 2006, Forestier et al.2011]. Kessentini et al. ont modélisé une machine complète de perçage, avec la broche et l'ensemble des éléments de structure, par l'approche AMS afin de réduire les temps de calcul [Kessentini et al. 2007]. Ils ont analysé le comportement vibratoire, les modes et les fréquences propres ainsi que la dynamique de la structure de la machine en prenant en compte les effets gyroscopiques.

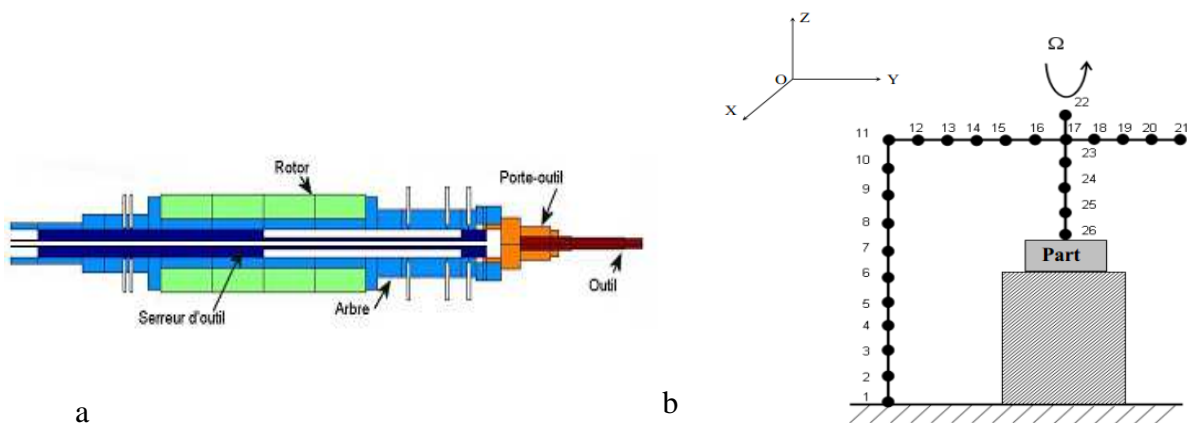


Figure 1-5: a) Modèle AMS de la broche [Gagnol et al. 2007] b) Modélisation de la machine de perçage par la méthode AMS [Kessentini et al. 2007]

Chaque élément est considéré comme une poutre avec deux nœuds. Des manipulateurs avec des éléments de structure légers et très flexibles, sont modélisés par des éléments de poutre de Timoshenko [Gagnol 2006, Huang et al. 1993]. Dans la plupart des cas, pour la simplification des calculs, les corps sont modélisés par des poutres d'Euler-Bernoulli [Kessentini et al. 2007, Zhaocai et al. 2008, Khaiudin 2008, Ahmad et al. 2008].

- **Méthode des flexibilités localisées**

La méthode basée sur la méthode des flexibilités localisées est un modèle masse-ressort-amortisseur en considérant les corps rigides et les liaisons flexibles mono ou multi dimensionnelles [Dumas 2011, Abele et al. 2010, Olabi 2011, Alici et al. 2005, 11, Maglie 2012 et Moberg 2010].

C. Dumas et al. [Dumas et al. 2011] ont considéré que la rigidité des corps a une influence moindre sur les fréquences propres du robot. Par souci de simplicité, pour l'analyse vibratoire des robots, une modélisation corps rigides et liaisons flexibles a été choisie.

L'efficacité de l'approche corps rigides liaisons flexibles en termes de temps de calcul justifie son application dans de nombreuses recherches sur la simulation du comportement dynamique des structures mécaniques [Abele et al. 2010, Olabi 2011, Alici et al. 2005, Abele et al. 2007, Olabi et al. 2014].

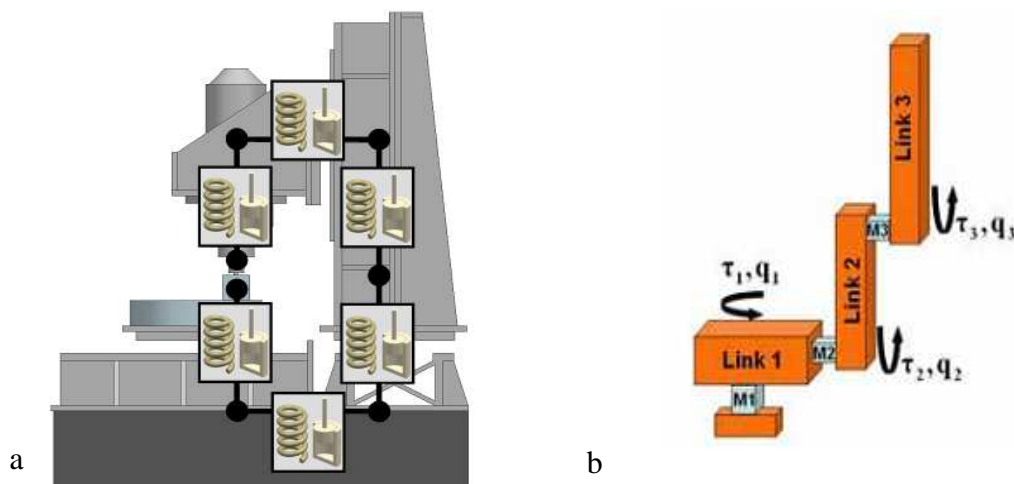


Figure 1-6 : a) Schématique des corps rigides et liaisons flexibles d'une machine-outil [Maglie 2012] b) robot [Moberg 2010]

Anatol Pashkevich et al. ont modifié cette approche afin de prendre en compte la flexibilité des corps [Pashkevich et al. 2009]. Selon cette modification, le modèle rigide de départ est modifié en ajoutant des articulations virtuelles, qui décrivent les déformations

élastiques des corps rigides. Cette modification peut être utile pour étudier la précision dans le cas statique, dans le cas dynamique vibratoire les conditions ne changent pas et on a encore un système masse-ressort-amortisseur avec le même degré de liberté. Le problème de cette méthode est dans la distribution des masses.

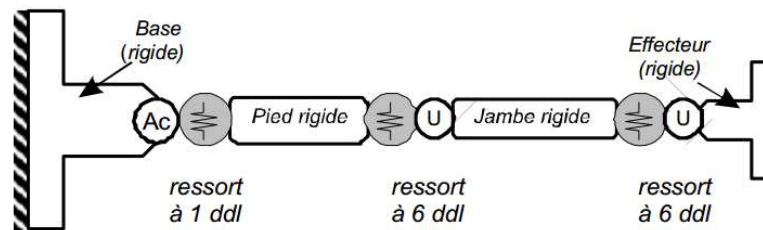


Figure 1-7 : Méthode des flexibilités localisées sur une chaîne cinématique [Pashkevich et al. 2009].

3.2. Méthode expérimentale

L'identification du comportement dynamique des structures par l'analyse modale expérimentale est couramment utilisée dans l'industrie. Elle peut être appliquée aux machines-outils et aux robots. Les capteurs qui peuvent être des accéléromètres, des capteurs laser etc., sont installés sur la structure. La structure de la machine est excitée par un pot vibrant, un marteau d'impact ou par des vibrations issues d'une opération d'usinage etc. Cette approche permet de décrire le comportement dynamique ainsi que des propriétés modales du système. Un modèle modal peut obtenir par d'un protocole expérimental et faire une analyse modale [Mejri et al. 2014].

La méthode expérimentale est souvent utilisée pour la validation et le recalage des modèles numériques. F. Forestier et al. et V. Gagnol [Gagnol 2006, Forestier et al.2011] ont établi le modèle d'une broche d'usinage par l'approche AMS. Le modèle a été ensuite recalé par les résultats modaux expérimentaux. Ils ont optimisé les paramètres géométriques et dynamique en minimisant l'écart entre les Fonctions de Réponses en Fréquence (FRF) mesurées expérimentalement en bout d'outil et celles obtenues numériquement.

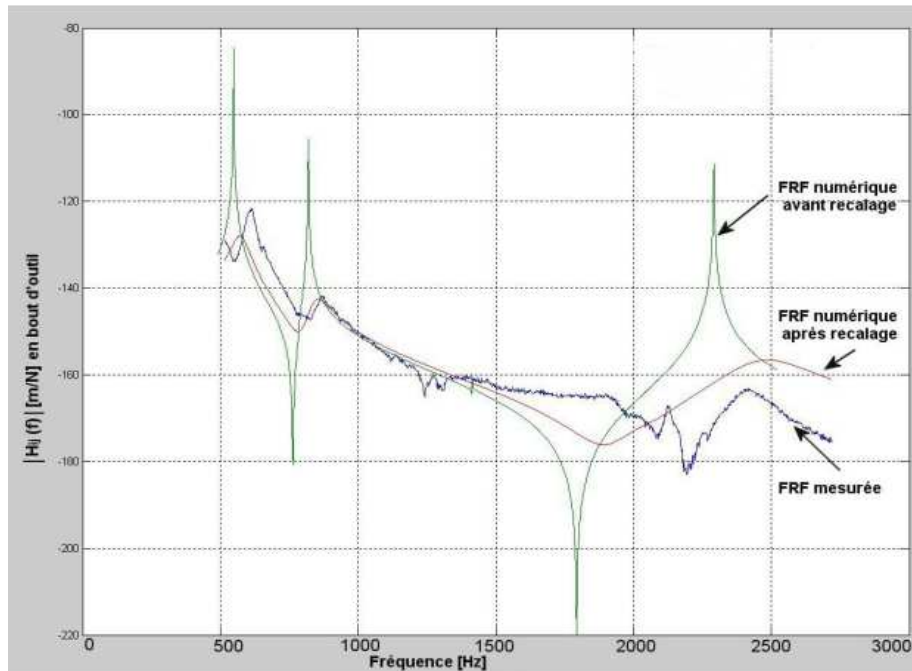


Figure 1-8 : FRF avant et après recalage d'une broche d'usinage [Gagnol 2006]

La précision des méthodes expérimentales dépend fortement de la qualité des mesures et les applications de ces modèles sont limitées à la zone d'étude des essais. Dans certains cas, comme la mesure des vibrations en bout d'outil pendant l'opération d'usinage, cette méthode n'est pas applicable.

Ozeahin et al. ont proposé de nouvelles approches d'identification des paramètres dynamiques pendant l'opération d'usinage au bout de l'outil en usinage en utilisant la procédure de solution d'inverse de la stabilité [Ozeahin et al. 2015]. Ils ont identifié les limites de stabilité expérimentalement, puis ces résultats sont servis à recalibrer le modèle numérique. Ce modèle numérique est capable de prédire les paramètres dynamiques au bout de l'outil en usinage.

3.3. Conclusions

Parmi les trois méthodes de la modélisation, la MEF est utilisée dans les cas d'analyses statiques [Cousturier et al. 2014] et modales [Karagulle et al. 2012] d'un robot sériel et d'un robot parallèle [Bouzgarrou et al. 2003]. La méthode MEF est plus précise, mais le temps nécessaire à construire le modèle et intégrer proprement les liaisons est le principal inconvénient de cette méthode. En revanche, la méthode AMS avec des éléments poutres est plus facile d'intégrer les liaisons. On peut avoir un modèle EF simplifié aussi performant

qu'un modèle avec éléments volumiques pour estimer les modes propres ou la rigidité du robot.

Les méthodes AMS et des flexibilités localisées sont couramment citées dans la littérature pour analyser le comportement dynamique des machines et des robots [Bouzgarrou et al. 2001, 2002, 2004, 2005], [Bonnemains et al. 2009, 2013] et [Nguyen et al. 2015]. Ces approches de modélisation sont simples à appliquer et le temps de calcul est très réduit. Ces approches de modélisation sont aussi bien appliquées sur une partie de la machine [Gagnol 2006, Forestier et al.2011] que sur une machine complète [Kessentini et al. 2007, Maglie 2012].

Les méthodes expérimentales nous permettent de déterminer les paramètres dynamiques réels de la structure, mais ces derniers ne sont valables que pour les positions et les configurations où sont réalisés les essais. Ces approches ne permettent pas de prévoir les évolutions du comportement dynamique du robot sur une trajectoire quelconque. De plus, déterminer les paramètres dynamiques des robots de façon expérimentale est long et extrêmement coûteux. Cependant, les résultats expérimentaux sont indispensables pour vérifier et corriger les modèles numériques.

La modélisation du comportement dynamique du robot, capable de rendre compte des phénomènes vibratoires impliqués dans la stabilité de la coupe, est une étape essentielle pour prédire le broutement en usinage robotisé. Pour ce faire, nous déterminerons dans le deuxième chapitre de ces travaux de thèse, la méthode privilégiée de modélisation du comportement dynamique du robot afin d'analyser la stabilité en usinage robotisé. Une modélisation dynamique simplifiée du robot, prenant en compte de façon réaliste les variations du comportement dynamique sera plus adaptée pour les robots usineurs évoluant sur des trajectoires et avec des conditions de coupe variables.

Une fois que la méthode de la modélisation est établie, elle sera appliquée au robot ABB IRB6660 dans le chapitre 3. Dans la deuxième partie de ce chapitre, une démarche de recalage par les résultats expérimentaux est mise en place afin de corriger le modèle analytique. Le modèle développé est utilisé pour prédire le comportement dynamique du robot en différentes positions et configurations le long d'une trajectoire d'usinage.

4. Phénomène d'instabilité en usinage

La prédiction du comportement dynamique de la structure nous permet d'analyser les phénomènes vibratoires du système. En usinage, le phénomène d'instabilité vibratoire est connu et les chercheurs étudient ce phénomène sur les différents outils et machines. Le phénomène d'instabilité en usinage (broutement) est un problème vibratoire qui se produit en usinage des métaux. Le broutement est une vibration auto-entretenue. Dans certaines conditions de coupe, ces vibrations apparaissent et leurs amplitudes augmentent rapidement.

Au début du vingtième siècle, les premières explications de ce phénomène sont apparues : «le phénomène de broutement en usinage est le problème le plus obscur et délicat auquel ait à faire face l'usineur » (Frédéric W. Taylor en 1906). Aujourd'hui encore, un des challenges pour toutes les opérations d'usinage est d'éviter l'apparition des vibrations pouvant conduire au broutement et qui entraîne des qualités d'usinage insatisfaisantes et des usures accélérées des matériels. Généralement, ce phénomène est inacceptable en usinage car le broutement limite l'enlèvement de la matière [Altintas 2000].

J. Tlusty et Y. Altintas ont contribué de façon significative pour comprendre la dynamique de coupe et la stabilité, permettant d'éviter le phénomène de broutement en usinage [Tlusty 2000, Altintas 2000]. Ils ont mis en évidence les deux principales sources de vibration auto-entretenue en usinage.

- Couplage des modes : il se traduit par des vibrations entre l'outil et la pièce simultanément dans deux directions orthogonales. Il en résulte un mouvement relatif elliptique (figure 1-9a) entre la pièce et l'outil qui engendre une variation de l'épaisseur de copeau, et donc une variation de l'effort de coupe [Thevenot 2005]. Cette source de vibration dépend de la direction de la force de coupe, des rigidités de la structure et du matériau à usiner [Pan et al. 2006, Tlusty 2000].
- Régénération de la surface usinée : S. A. Tobias et Altintas ont représenté la génération de la surface usinée comme la source la plus puissante des vibrations d'auto-entretenues de type broutement [Altintas et al. 1995, Altintas 2000]. Son origine est la régénération de la surface précédemment usinée. Cette surface a été générée en présence de vibrations forcées. Ces vibrations engendrent une surface aux ondulations régulières. Dans le cas l'apparition de broutement, les fréquences de passage de dent et de vibrations d'outil n'étant pas les mêmes, un déphasage va apparaître entre la surface usinée au moment t et

au moment de passage précédent au moment $t-T$ [Moreau 2010]. Ce déphasage est illustré sur la figure 1-9 b.

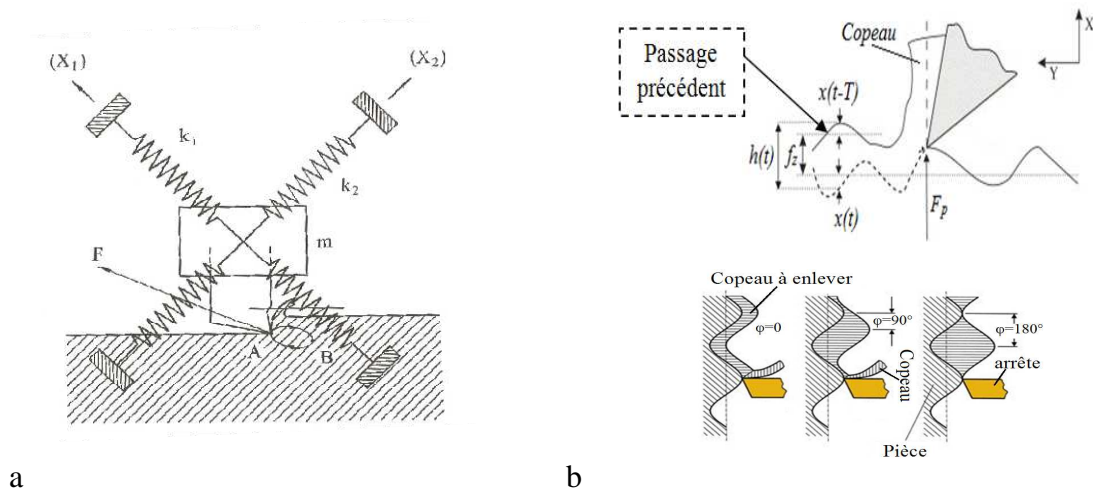


Figure 1-9 : a) mécanisme de couplage des modes [Tlustý 2000] b) mécanisme de régénération de la surface usinée [Altintas 2000].

4.1. Phénomène d'instabilité en usinage robotisé

Certains chercheurs disent que, en raison des faibles fréquences propres, le phénomène d'instabilité n'apparaîtra pas en usinage robotisé [Dumas 2011, Alici et al. 2005, Matsuoka et al. 1999]. I. Matsuoka et al. ont comparé l'usinage à très grande vitesse réalisé avec un robot d'usinage à celui réalisé avec une machine-outil [Matsuoka et al. 1999]. Pour la vitesse de rotation de 100 000 tr/min, ils ont observé en machine-outil que les forces de coupe augmentent lorsqu'on approche de la zone du broutement. D'autre part dans les mêmes conditions, l'usinage avec le robot était instable. Ils ont considéré que, dans ce cas, le broutement résulte du comportement de la pièce à usiner car le robot a des fréquences propres très basses qui n'ont pas d'effet sur la force de coupe à 100 000 tr/min [Matsuoka et al. 1999].

En revanche, l'apparition des instabilités en usinage robotisé est confirmée. Z. Pan et A. Olabi ont observé le phénomène d'instabilité en usinage robotisé de façon expérimentale (figure 1-11) [Pan et al. 2006, Olabi et al. 2014]. Ils ont étudié les différentes sources d'instabilité vibratoire d'un robot sériel lors d'une opération d'usinage. Ils ont expliqué que le mécanisme de la régénération de la surface de coupe ne peut pas se produire pendant le processus d'usinage robotisé à des vitesses conventionnelles. En revanche, le broutement dû au couplage des modes peut se produire. Le broutement dépend de la rigidité structurale du

robot, des coefficients spécifiques de coupe et de la direction de la force de coupe. Selon Z. Pan, la zone d'instabilité peut être définie par l'équation suivante [Pan et al. 2006] :

$$\sin(2\gamma) < \frac{[K_x - K_y + K_p \sin(\gamma - \alpha)]^2}{-K_p^2 \sin(2\alpha)} \quad (1.1)$$

Où K_x et K_y sont les rigidités principales minimum et maximum du robot. K_p est le coefficient spécifique de coupe. L'angle γ représente la direction de la force de coupe par rapport de la direction de la rigidité minimum présenté par l'angle α comme montré dans la figure 1-10.

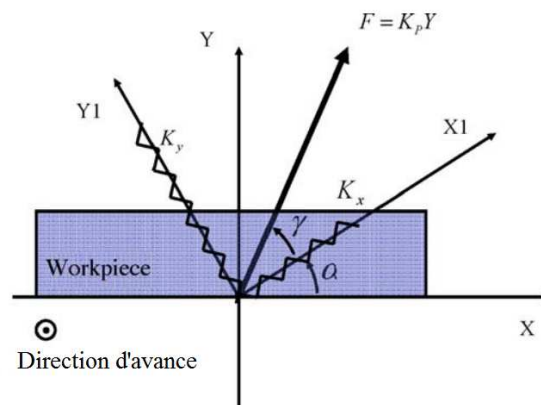


Figure 1-10 : Mécanisme de couplage des modes [Pan et al. 2006]

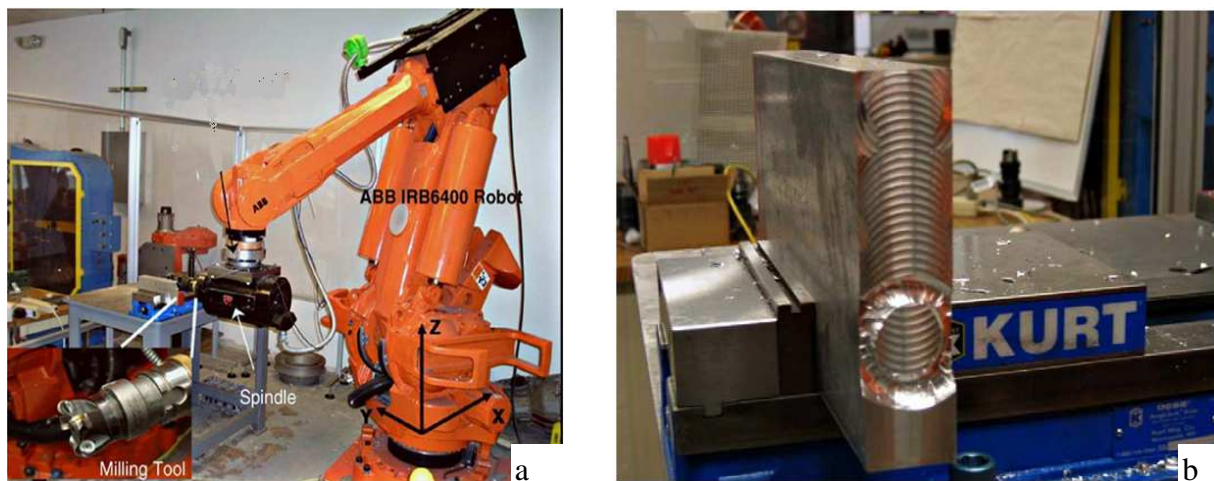


Figure 1-11 a) Essai d'usinage par Z. Pan b) Marquage resté sur la pièce dû à l'instabilité vibratoire [Pan et al. 2006].

Les paramètres de coupe telle que la vitesse, l'avance et la profondeur de coupe n'ont pas d'effet sur l'instabilité en usinage robotisé. Les paramètres liés à la rigidité des structures et le matériau à usiner sont responsables de l'instabilité. Le phénomène d'instabilité est

déclenché une fois que la direction de la rigidité minimale se situe entre la force de coupe et la normale à la surface d'usinage.

On peut dire que le phénomène d'instabilité en usinage robotisé est lié au mécanisme de couplage des modes et dépend de la nature de la machine et des matériaux à usiner. Le changement des paramètres de coupe n'a pas d'effet sur l'instabilité en usinage lié à ce mécanisme.

L. T. Truc et al. ont étudié expérimentalement les paramètres influents tels que la position de la zone d'usinage robot dans son espace de travail sur des limites de stabilité en usinage robotisé en se basant sur le mécanisme de la génération de la surface [Tunc et al. 2014].

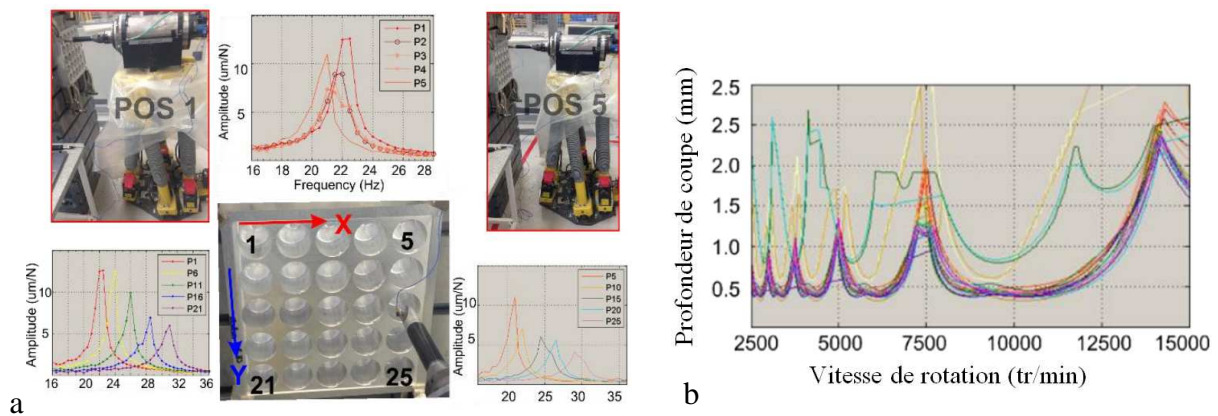


Figure 1-12 : a) 25 différentes positions d'usinage b) Effet de la variation du comportement dynamique du robot, 25 positions, sur la limite de stabilité

4.2.Méthodes d'analyse de la stabilité en usinage

Parmi les méthodes d'analyse de la stabilité, on peut distinguer trois méthodes couramment utilisées dans la littérature :

- Simulation dans le domaine temporel
- Simulation dans le domaine fréquentiel
- Méthode expérimentale

La simulation dans le domaine temporel intègre l'équation du mouvement du système à l'aide des méthodes numériques. Cette méthode a été appliquée par Tlusty et Ismai pour la simulation temporelle de l'instabilité en fraisage [Tlusty 2000, Atlinats et al. 2004]. Le principe de cette méthode est de déterminer pour chaque pas de temps (Δt) les comportements

dynamiques de la machine, des forces de coupe, déplacement d'outil et etc. la méthode de simulation temporelle proposée par Tlusty est ensuite adaptée par les chercheurs afin d'analyser le comportements dynamique et la stabilité des différentes machines-outils et selon différentes géométries d'outils. La simulation temporelle permet de prendre en compte l'effet des non linéarités en usinage, d'obtenir une estimation plus précise des forces de coupe et les paramètres variant dans le temps [Tlusty 2000].

Malgré toutes les informations obtenues par cette méthode, elle reste une méthode locale, car une fois que la simulation est faite, elle est valable seulement pour des paramètres donnés. Pour chaque changement des paramètres de coupe, il faut refaire la simulation. Par conséquent la simulation dans le domaine temporel est une méthode coûteuse en temps.

Simulation dans le domaine fréquentiel (méthode analytique) transfère l'équation du mouvement du système dans l'espace fréquentiel et analyse de la stabilité. La modélisation dans le domaine fréquentiel quant à elle, ne permet pas a priori de représenter les phénomènes non-linéaires mais permet des temps de simulation courts et une modélisation plus simple [Altintas 2000, Tlusty 2000].

L'analyse de la stabilité en usinage robotisé, dans la plupart des travaux de recherche a été réalisée **expérimentalement** [Pan et al. 2006, 15, Tunc et al. 2014]. La limite de stabilité peut être déterminée par l'augmentation soudaine des forces de coupe mesurées [Pan et al. 2006, 15], par l'observation de l'état de surface [Tunc et al. 2014] ou par le traitement du signal sonore pendant l'opération d'usinage [Rivière et al. 2006] etc.

L.T. Tunc et al. ont étudié la limite de stabilité d'un robot parallèle directement par l'identification expérimentale du comportement dynamique [Tunc et al. 2014]. Ils ont constaté que la limite de stabilité du robot dépend fortement de la position et de la direction de l'avance en usinage. Mejri S. et al. ont appliqué la même méthode pour établir les limites de stabilité du robot ABB IRB6660 [Mejri et al. 2014].

Pour établir des limites de stabilité, la méthode expérimentale est très coûteuse en temps et en moyens pour faire les essais d'usinage.

4.2.1. Lobes de stabilité

Le résultat de l'analyse de la stabilité en usinage est souvent représenté par un diagramme des lobes de stabilité qui séparent les zones de coupe stables et instables en fonction des paramètres de coupe. Le diagramme des lobes de stabilité relatif au phénomène de génération de la surface est un outil efficace pour prédire et contrôler le phénomène du broutement en usinage. Ce diagramme peut être établi de façon analytique [Altintas 2000, Tlusty 2000, Altintas et al. 1995], semi-analytique, sur la base de FRFs expérimentales [Tunc et al. 2014, Mejri et al. 2014], simulations dans le domaine temporel [Roukema et al. 2006] ou relevés expérimentaux [Ozeahin et al. 2015].

Les lobes de stabilité sont déterminés par l'analyse de la boucle fermée d'usinage (Figure 1-14). Pour cela, on se base principalement sur les travaux de Budak et Altintas en fraisage [Altintas 2000, Altintas et al. 1995].

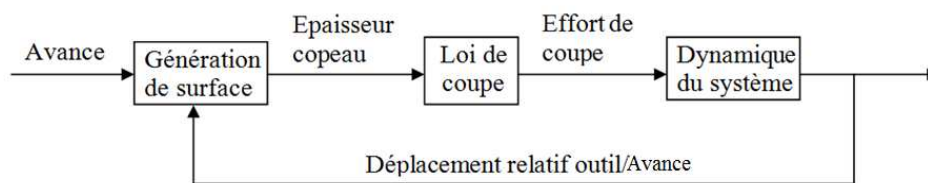


Figure 1-13 : Le schéma de la boucle fermée d'usinage (la génération de la surface)

L'effort de coupe (Figure 1-13) dépend de la géométrie de l'outil et des conditions d'usinage. La forme des lobes de stabilité en fonction des paramètres de coupe est illustrée sur la figure 1.14.

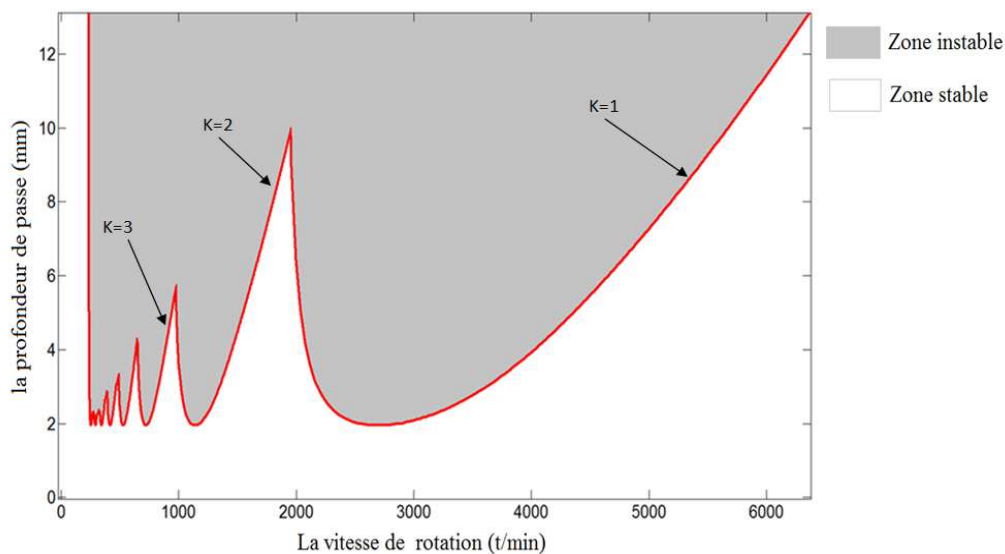
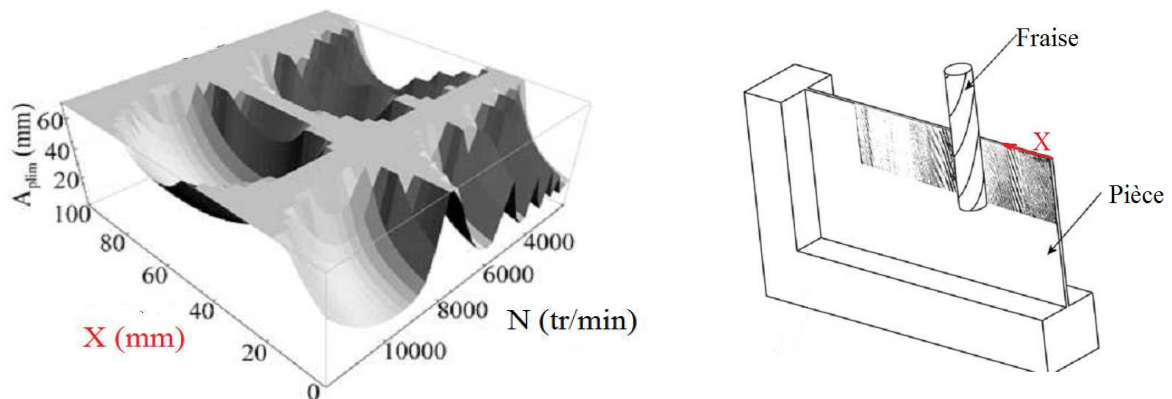


Figure 1-14 : des lobes de stabilité caractéristiques en usinage

Dans le cas de l'usinage robotisé, le changement de configuration du robot induit des variations de son comportement dynamique alors que la pose de l'effecteur (organe portant l'électro-broche) change dans l'espace de travail. Parmi les opérations d'usinage ayant les mêmes caractéristiques, on peut observer une situation similaire en usinage des pièces à parois minces. Dans les deux cas de l'usinage (usinage des pièces flexibles et usinage robotisé), le comportement dynamique du système varie avec le déplacement de l'outil pendant l'opération d'usinage. Ces variations modifient les conditions et les limites de la stabilité le long de la trajectoire d'usinage.

L'idée présentée par V. Thevenot et I. Mané et S. Seguy et al. concernant à établir de diagrammes de stabilité tridimensionnels pour étudier la stabilité en usinage des pièces flexibles est pertinente dans le cas de l'usinage robotisé [Seguy et al. 2006, Bravo et al. 2005, Mane et al. 2008].



4.3. Conclusions

Comme dans toutes les opérations d'usinage, l'optimisation de l'exploitation des robots dans le contexte de l'usinage, passe nécessairement par l'analyse de la stabilité de la coupe.

Deux mécanismes d'instabilité, couplage des modes et régénération de la surface usinée, sont bien présents en usinage robotisé [Pan et al. 2006, Olabi et al. 2014, Tunc et al. 2014]. Le phénomène d'instabilité en usinage robotisé, lié au mécanisme de couplage des modes ne dépend pas du changement des paramètres de coupe (la vitesse, la profondeur, engagement de coupe) [Pan et al. 2006, Olabi et al. 2014]. En revanche le mécanisme de

régénération de la surface usinée dépend fortement des paramètres de coupe (figure 1-12) [Tunc et al. 2014].

Dans le quatrième chapitre de la thèse, nous étudierons le phénomène d'instabilité causé par le mécanisme de la régénération de la surface. Cela nous permettra d'optimiser des paramètres de coupe en usinage et la configuration du robot.

Les diagrammes des lobes de stabilité donnent une bonne vision de la stabilité et des paramètres influents afin de déterminer la stratégie optimale de pilotage du robot le long d'une trajectoire d'usinage.

Le phénomène du broutement en usinage robotisé dépend non seulement des paramètres de coupe mais également de la configuration du robot. Le robot peut suivre un trajet d'usinage en différentes configurations en raison des redondances de sa chaîne cinématique. Dans le cinquième chapitre, nous allons optimiser la configuration du robot du point de vue de la stabilité par la gestion des redondances.

5. Objectifs des travaux de thèse

Ces travaux de thèse ont pour but de contribuer à la maîtrise du procédé d'usinage robotisé. Ce procédé est fortement tributaire du comportement dynamique de la structure mécanique du robot.

Cette thèse a trois objectifs principaux :

- Définir un modèle simplifié de robot usineur afin de prédire son comportement dynamique le long des trajectoires d'usinage.
- Prédire et présenter la stabilité de la coupe en usinage robotisé.
- Optimiser la stabilité en fonction des paramètres du procédé d'usinage et utilisation les redondances cinématiques.

Le **premier objectif** consiste à établir un modèle simplifié du robot dans le but de l'analyse de la stabilité : un modèle dynamique intégrant des modèles outil – broche – structure du robot. Les modèles développés seront validés par une analyse expérimentale sur le robot.

Le **deuxième objectif** consiste à prédire le domaine de stabilité en fonction des paramètres d'usinage et de la configuration géométrique du robot. Cette prédiction sera basée sur l'exploitation du modèle défini dans le premier objectif. Ces méthodes de prédiction doivent tenir compte de la variabilité du comportement des robots dans l'espace de travail.

Le **troisième objectif** consiste à optimiser le procédé vis-à-vis de la stabilité de la coupe. En plus des paramètres de coupe, les variables d'optimisation à considérer sont liées à la configuration du robot. L'utilisation d'un robot à 6 axes donne un degré de redondance cinématique pour l'usinage en 5 axes. Ce degré de liberté sera exploité pour optimiser la configuration du robot (posture) pour garantir une grande marge de stabilité. L'intégration de la table rotative (la cellule de robotisé avec deux degrés de redondance cinématique) sera un autre moyen pour optimiser l'opération d'usinage robotisé.

Chapitre 2 : Modélisation dynamique des robots d'usinage pour prédire la stabilité de la coupe

1. Introduction

Un modèle dynamique prenant en compte correctement la variation du comportement dynamique d'un robot, dans son espace de travail, permet de définir les paramètres de la coupe et les configurations adaptées à la trajectoire d'usinage. Ce chapitre a pour objectif de présenter l'approche de la modélisation dynamique d'un processus d'usinage robotisé dans le but d'étudier le phénomène d'instabilité de coupe (broutement).

Deux approches de modélisation dynamique sont développées et comparées. L'approche corps rigides et liaisons flexibles par la méthode des flexibilités localisées et l'approche corps flexibles et liaisons flexibles par la méthode AMS (Analyse des Matrices Structurales) sont appliquées sur un robot. Ces modèles sont ensuite exploités pour analyser la stabilité du robot en usinage. Une comparaison entre les deux approches est réalisée à travers deux critères :

- Modélisation du comportement dynamique du robot en différentes configurations tout au long des trajectoires d'usinage ;
- Détermination des limites de stabilité dans la zone d'application de la broche UGV.

En première partie de ce chapitre, un robot d'usinage sériel est modélisé par ces approches de modélisation. En deuxième partie, l'analyse de stabilité de la coupe, utilisant chacun de ces modèles sur une trajectoire d'usinage, est réalisée. Une étude comparative de la prédiction de stabilité est faite pour ces deux modèles dans le but de déterminer l'approche de modélisation dynamique la plus adaptée du point de vue de l'analyse de stabilité en usinage robotisé. Enfin une approche la plus performante est retenue pour modéliser le comportement dynamique du robot industriel ABB IR6660.

2. Approches de modélisation dynamique du robot

Cette section présente deux approches de modélisation : AMS et des flexibilités localisées, pour prédire le comportement dynamique du robot Stäubli RX 170 BH avec une broche UGV (40,000 tr/min). Afin d’avoir une modélisation du robot plus aisée, les simplifications suivantes sont adoptées :

- le bâti du robot est considéré comme infiniment rigide ;
- une trajectoire rectiligne est choisie.

Avec ces simplifications, le robot peut être assimilé à un manipulateur plan avec trois liaisons pivots (3R) représentées sur la figure 2-1b. Olabi et al ont identifié les souplesses des axes par des mesures expérimentales [Olabi et al. 2010]. Ils ont appliqué des forces statiques sur les bras dans une configuration définie pour générer des couples sur les axes du robot. Le tableau 2-1 présente les raideurs articulaires du robot plan en représentation simplifiée du robot Stäubli RX 170 BH.

Tableau 2-1 : Raideurs articulaires du robot [Olabi et al. 2010].

N° d'axe	Axe 2	Axe 3	Axe 5
Raideur (N.m/rad)	1.757×10^6	5.75×10^5	1.19×10^5

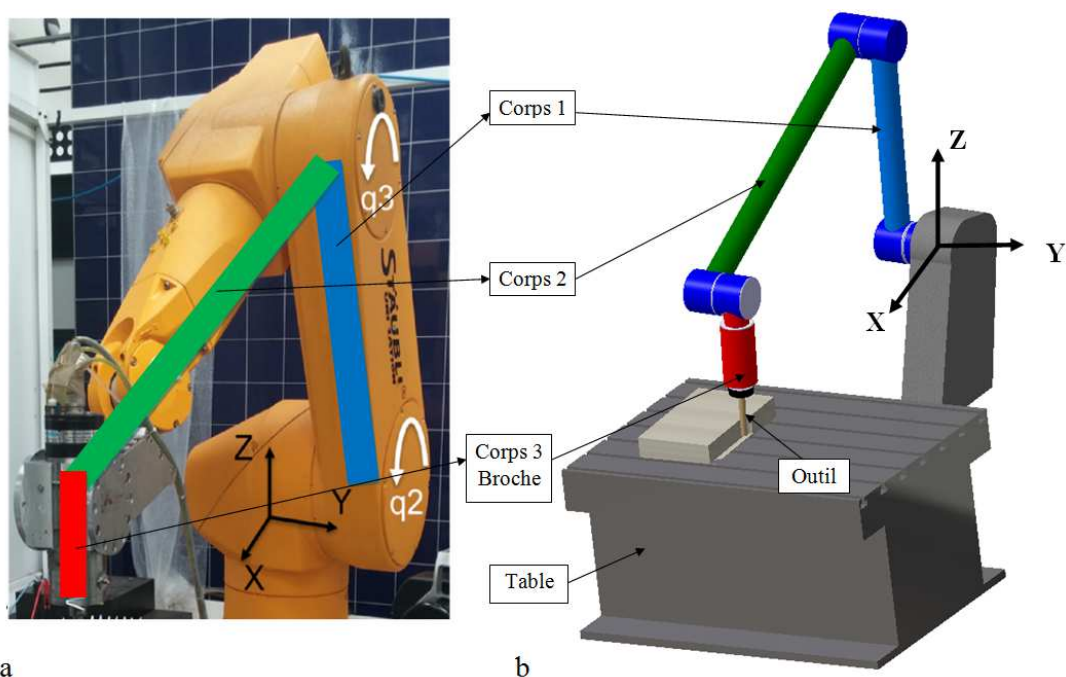


Figure 2-1 : a) Robot Stäubli RX 170 BH b) Robot simplifié représentant le robot Stäubli RX 170 BH

2.1.Approche corps rigides - liaisons flexibles (la méthode des flexibilités localisées)

La plupart des travaux de recherche en robotique ignore l'effet de la flexibilité des corps car la souplesse des bras du robot est négligeable par rapport à celle des articulations [Pan et al. 2006, 2, Abele et al. 2007, Olabi et al. 2014, Moreau 2010]. Dans une modélisation dynamique, avec cette approche, les corps sont considérés parfaitement rigides et la structure est composée de n corps interconnectés via des articulations. Cette approche est évaluée ci-après du point de vue de l'analyse de la stabilité.

La figure 2-2 présente les paramètres géométriques du robot et les variables dans l'espace articulaire (q_{10}, q_{21}, q_{32}) et dans l'espace cartésien (X, Z, θ) en utilisant la méthode de paramétrage TCS (Travelling Coordinate System) [Gogu et al. 1997]. On considère des petits mouvements vibratoires autour d'une configuration initiale donnée. Ces mouvements sont dus aux flexibilités articulaires de transmissions.

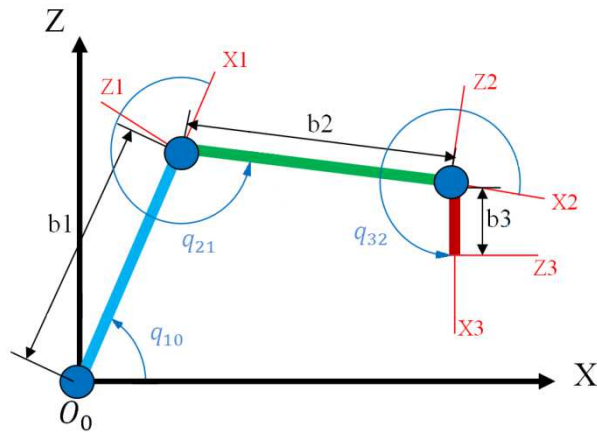


Figure 2-2 : Modélisation simplifiée du robot : variables dans l'espace articulaire

Les valeurs de rigidité des liaisons ont été présentées dans le tableau 2-1. Les dimensions des corps du modèle simplifié (figure 2-1b) sont déterminées à partir des modèles CAO fournis par le fabricant du robot [Moreau 2010]. En supposant les corps rigides et les liaisons flexibles, un modèle dynamique linéaire du robot pour une configuration donnée \mathbf{x}_0 dans l'espace opérationnel, ou cartésien, peut être exprimé par l'équation différentielle suivante :

$$\mathbf{M}_x(\mathbf{x}_0)\ddot{\boldsymbol{\delta}}_x(t) + \mathbf{C}_x(\mathbf{x}_0)\dot{\boldsymbol{\delta}}_x(t) + \mathbf{K}_x(\mathbf{x}_0)\boldsymbol{\delta}_x(t) = \mathbf{F}(t) \quad (2-1)$$

Où $\delta_x(t) = \mathbf{x}(t) - \mathbf{x}_0$ est un déplacement infinitésimal de l'effecteur par rapport à la configuration initiale \mathbf{x}_0 et $\mathbf{F}(t)$ est le vecteur des forces extérieures appliquées à l'effecteur. \mathbf{M}_x , \mathbf{C}_x et \mathbf{K}_x sont respectivement les matrices de masse, d'amortissement et de rigidité du système dans l'espace cartésien. Ces matrices sont liées à la configuration du robot dans l'espace d'articulaire par la relation suivante :

$$\mathbf{X}_x(\mathbf{x}_0) = \mathbf{J}^{-T}(\mathbf{q}_0)\mathbf{X}_q(\mathbf{q}_0)\mathbf{J}^{-1}(\mathbf{q}_0) \text{ avec } \mathbf{X} = \mathbf{M}, \mathbf{K}, \mathbf{C} \quad (2-2)$$

Où \mathbf{M}_q , \mathbf{C}_q et \mathbf{K}_q sont respectivement les matrices de masse, d'amortissement et de rigidité dans l'espace articulaire. $\mathbf{J}(\mathbf{q}_0)$ est la matrice jacobienne du robot dans la configuration \mathbf{q}_0 de l'espace articulaire. La matrice jacobienne du robot (équations 2-3) a la forme suivante :

$$\mathbf{J}_0^3 = \begin{bmatrix} J_{11} & J_{12} & J_{13} \\ J_{21} & J_{22} & J_{23} \\ J_{31} & J_{32} & J_{33} \end{bmatrix} \quad (2-3)$$

Où

$$J_{11} = -b_1 \sin(q_{10}) - b_2 \sin(q_{10} + q_{21}) - b_3 \sin(q_{10} + q_{21} + q_{32})$$

$$J_{12} = -b_2 \sin(q_{10} + q_{21}) - b_3 \sin(q_{10} + q_{21} + q_{32})$$

$$J_{13} = -b_3 \sin(q_{10} + q_{21} + q_{32})$$

$$J_{21} = b_1 \cos(q_{10}) + b_2 \cos(q_{10} + q_{21}) + b_3 \cos(q_{10} + q_{21} + q_{32})$$

$$J_{22} = b_2 \cos(q_{10} + q_{21}) + b_3 \cos(q_{10} + q_{21} + q_{32})$$

$$J_{23} = b_3 \cos(q_{10} + q_{21} + q_{32})$$

$$J_{31} = J_{32} = J_{33} = 1$$

Les fréquences et les modes propres de la structure du robot sont déterminés par les équations 2-4.

$$(\mathbf{K}_x - \omega_{0i}^2 \mathbf{M}_x) \mathbf{p}_i = 0 \quad (2-4)$$

Où ω_{0i} et \mathbf{p}_i sont respectivement les fréquences et les modes propres de la structure.

La matrice de rigidité dans l'espace articulaire a été préalablement obtenue par des essais expérimentaux (tableau 2-1) et la matrice de masse est déterminée à l'aide de l'expression de l'énergie cinétique du système.

L'énergie cinétique d'un corps rigide (i) dans une chaîne cinématique (figure 2-3) peut s'exprimer comme :

$$T_i = \frac{1}{2} m_i V_{O_i}^T V_{O_i} + \frac{1}{2} \omega_{O_i}^T I_i \omega_{O_i} \quad (2-5)$$

Où m_i et I_i sont la masse et la matrice d'inertie du corps i , exprimées dans un repère attaché à son centre de masse. V_{O_i} et ω_{O_i} sont respectivement les vitesses linéaires du centre de masse et angulaire du repère attaché au centre de masse du corps i (figure 2-3).

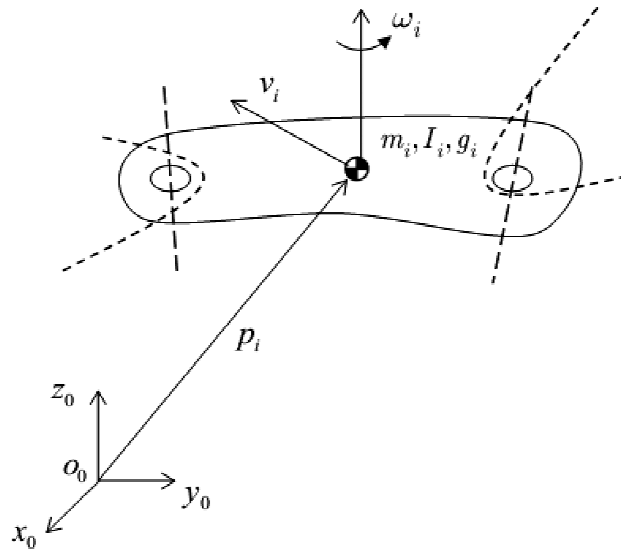


Figure 2-3 : Paramètres cinématique et inertiel du corps i

L'énergie cinétique de la structure du robot avec trois corps (figure 2-2) est la somme des énergies cinétiques des éléments du robot [Jordan 1993].

$$T = \sum_{i=1}^n T_i = \frac{1}{2} [\dot{q}_{10} \dot{q}_{21} \dot{q}_{32}] \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{13} \\ A_{21} & A_{22} & A_{23} \\ A_{31} & A_{32} & A_{33} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{q}_{10} \\ \dot{q}_{21} \\ \dot{q}_{32} \end{bmatrix} = \frac{1}{2} \dot{q} \mathbf{M}_q \dot{q}^T \quad (2-6)$$

Où

$$A_{11} = m_1 \frac{b_1^2}{4} + m_2 b_1^2 + m_2 \frac{b_2}{4} + m_2 b_1 b_2 \cos(q_{21}) + m_3 b_2^2 + m_3 \frac{b_3^2}{4} + 2m_3 b_1 b_2 \cos(q_{21})$$

$$+ m_3 b_1 b_3 \cos(q_{21} + q_{32}) + m_3 b_2 b_3 \cos(q_{32}) + I_1 + I_2 + I_3$$

$$A_{12} = m_2 \frac{b_2^2}{4} + \frac{1}{2} m_2 b_1 b_2 \cos(q_{21}) + m_3 b_2^2 + m_3 \frac{b_3^2}{4} + m_3 b_1 b_2 \cos(q_{21})$$

$$+ \frac{1}{2} m_3 b_1 b_3 \cos(q_{21} + q_{32}) + m_3 b_2 b_3 \cos(q_{32}) + I_2 + I_3$$

$$A_{13} = m_3 \frac{b_3^2}{2} + \frac{1}{2} m_3 b_1 b_3 \cos(q_{21} + q_{32}) + \frac{1}{2} m_3 b_2 b_3 \cos(q_{32}) + I_3$$

$$A_{21} = A_{12}$$

$$A_{22} = m_2 \frac{b_2^2}{4} + m_3 b_2^2 + m_3 \frac{b_3^2}{4} + m_3 b_2 b_3 \cos(q_{32}) + I_2 + I_3$$

$$A_{23} = m_3 \frac{b_3^2}{4} + \frac{1}{2} m_3 b_2 b_3 \cos(q_{32}) + I_3$$

$$A_{33} = m_3 \frac{b_3^2}{4} + I_3$$

$$A_{31} = A_{13}$$

$$A_{32} = A_{23}$$

$$A_{31} = A_{13}$$

$$A_{32} = A_{23}$$

Par l'équation 2-6 la matrice de masse dans l'espace articulaire est égale à :

$$\mathbf{M}_q = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{13} \\ A_{21} & A_{22} & A_{23} \\ A_{31} & A_{32} & A_{33} \end{bmatrix} \quad (2-7)$$

Chaque configuration du robot a son propre comportement dynamique. Les matrices de masse et de rigidité du robot en différentes configurations dans l'espace cartésien sont déterminées par les équations 2-2. En raison du changement de configuration du robot tout au long d'une trajectoire d'usinage, les paramètres dynamiques du robot ainsi que les fréquences et les modes propres varient. Les fréquences et les modes propres en différentes positions de l'effecteur sur une trajectoire rectiligne simple défini de $X= 0.4$ m à $X = 1.4$ m pour une valeur constante de $y = 0.6$ m (figure 2-4) sont obtenus à l'aide des équations 2-2 et 2-4. La variation des fréquences et des modes propres tout au long de cette trajectoire d'usinage est montrée dans la figure 2-5 et le tableau 2-2.

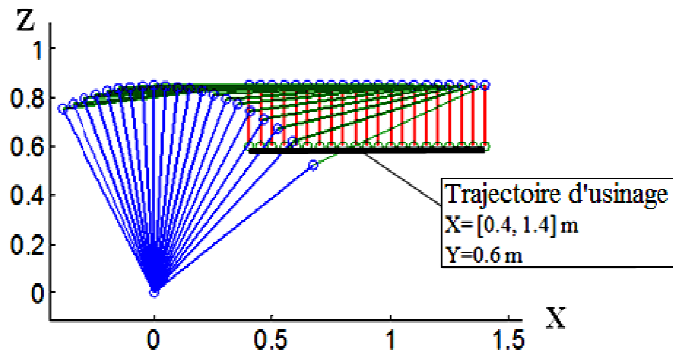


Figure 2-4 : Différentes configurations tout au long de la trajectoire d'usinage

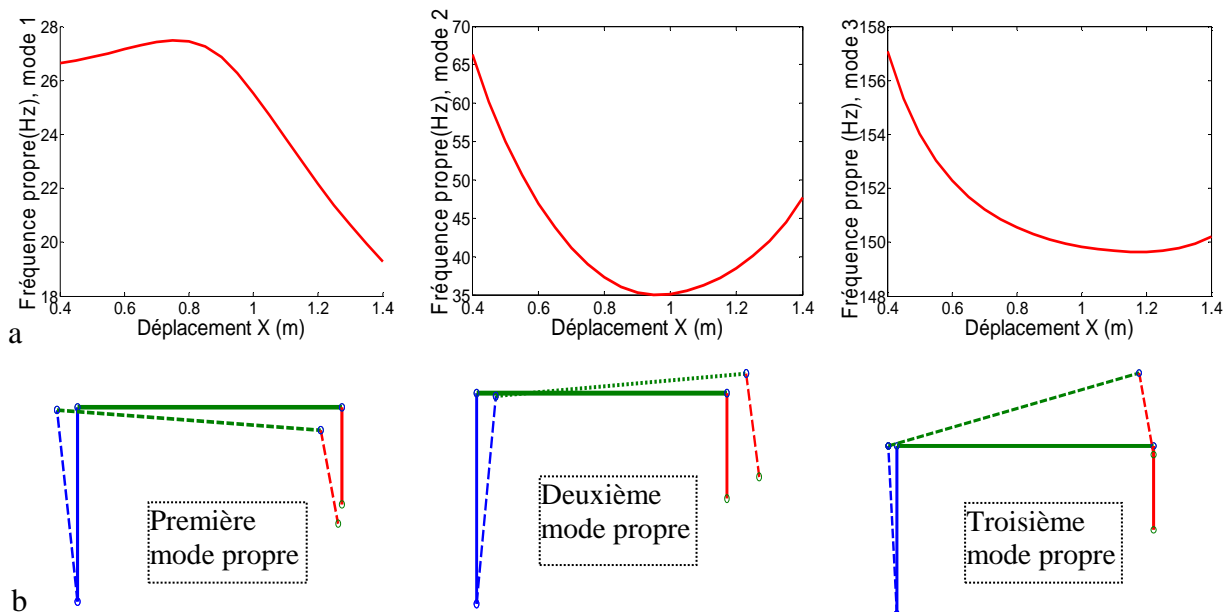


Figure 2-5 : a) Variations des fréquences du robot tout au long de la trajectoire d'usinage pour différents modes b) Déformées modales

On peut observer que les fréquences propres du système pour le même mode peuvent varier jusqu'à 54% pour une simple trajectoire linéaire.

Tableau 2-2 : Variations des fréquences propres du robot dans le trajet d'usinage

	Première mode	Deuxième mode	Troisième mode
Niveaux de variation des fréquences propres	40 %	54 %	5.3 %

Cette forte variabilité du comportement dynamique (notamment les deux premières modes) n'est pas négligeable et doit être nécessairement prise en compte lors de l'analyse de la stabilité vibratoire en usinage robotisé.

2.1.1. Analyse de la stabilité

La représentation par des lobes de stabilité est appliquée afin de faire une analyse globale de la stabilité en usinage du robot dans l'espace de travail. La théorie proposée dans les travaux de Budak et Altintas en fraisage [Altintas et al. 1995] a été servi pour établir les lobes de stabilité relatifs à la boucle fermée d'usinage (figure1-13). Les efforts de coupe en fraisage avec deux composantes : dans la direction d'avance X et perpendiculaire à la surface d'usinage Z sont déterminés comme suit [40] :

$$\begin{Bmatrix} F_x \\ F_z \end{Bmatrix} = \frac{1}{2} b \mathbf{K}_c \begin{bmatrix} a_{xx} & a_{xz} \\ a_{zx} & a_{zz} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \Delta x \\ \Delta z \end{Bmatrix} \quad (2-8)$$

Avec les notations suivantes :

- $\Delta x = x(t) - x(t - \tau)$ et $\Delta z = z(t) - z(t - \tau)$ sont des composantes dynamiques de l'épaisseur instantanée du copeau dans les directions X et Z ;
- τ est la période de passage des dents de l'outil ;
- les a_{ij} , sont des coefficients des directions des forces dynamiques en fraisage qui dépendent du temps ;
- \mathbf{K}_c est la matrice des coefficients spécifiques de coupe ;
- b est la profondeur de passe.

La profondeur de passe à la limite de stabilité, b_{lim} , est déterminée sur la base de la théorie de stabilité en fraisage [Altintas et al. 1995] :

$$b_{lim} = \frac{2\pi\Lambda_R}{NK_c} (1 + \kappa^2) \quad (2-9)$$

$$\omega_c \tau = \cos^{-1} \left(\frac{\kappa^2 - 1}{\kappa^2 + 1} \right)$$

Où

$$\Lambda = (\Lambda_R + \Lambda_I i) = \frac{1}{2a_0} \left(a_1 \pm \sqrt{a_1^2 - 4a_0} \right)$$

$$a_0 = H_{xx}H_{zz}(a_{xx}a_{zz} - a_{xz}a_{zx})$$

$$a_1 = a_{xx}H_{xx} + a_{zz}H_{zz}$$

$$\kappa = \frac{\Lambda_I}{\Lambda_R}$$

Où N est le nombre de dents de l'outil et H_{xx} et H_{zz} sont respectivement les fonctions de réponse en fréquence (FRF) évaluées à la pulsation (ω_c) dans les directions X et Z. Les FRFs théoriques pour n modes propres de la structure sont obtenues (avec l'hypothèse d'amortissement proportionnel) par les équations 2.10 :

$$H_{ij}(\omega) = \frac{X(\omega)}{F(\omega)} = \sum_{K=1}^n \frac{P_{ik}P_{jk}}{-\omega^2 + \omega_{0k}^2 + 2j\eta_k\omega_{0k}\omega} \quad (2-10)$$

Où ω_{0k} , P_{ik} et η_k sont respectivement la pulsation propre, la $k^{\text{ième}}$ coordonnée de la déformée modale et le facteur d'amortissement modal du $k^{\text{ième}}$ mode propre. ω est la variable de Fourier correspondant à une pulsation de vibration de la structure.

Olabi et al.[Olabi et al. 2014] ont effectué les essais d'usinage avec le robot d'usinage Stäubli RX 170 BH. Les paramètres d'usinage sont présentés dans le tableau 2-3 :

Tableau 2-3 : paramètres d'usinage

Outil de l'usinage	TialN ϕ 8mm, 6 dents
Profondeur de coupe (a_p)	1.5 mm
Engagement radial (a_r)	1.2 mm
Vitesse de rotation	4000 rpm
Avance	1680mm/min (0.07mm/tour/dent)

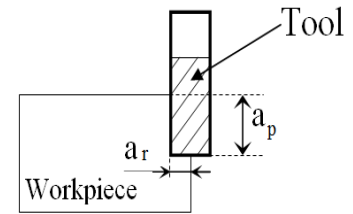


Figure 2-6 : Configuration du robot où l'usinage est instable [Olabi et al. 2014]

Le diagramme des lobes de stabilité est réalisé pour les mêmes conditions d'usinage et la même configuration du robot à partir du modèle développé sur la base de l'approche corps-rigides et liaisons flexibles (figure 2-7).

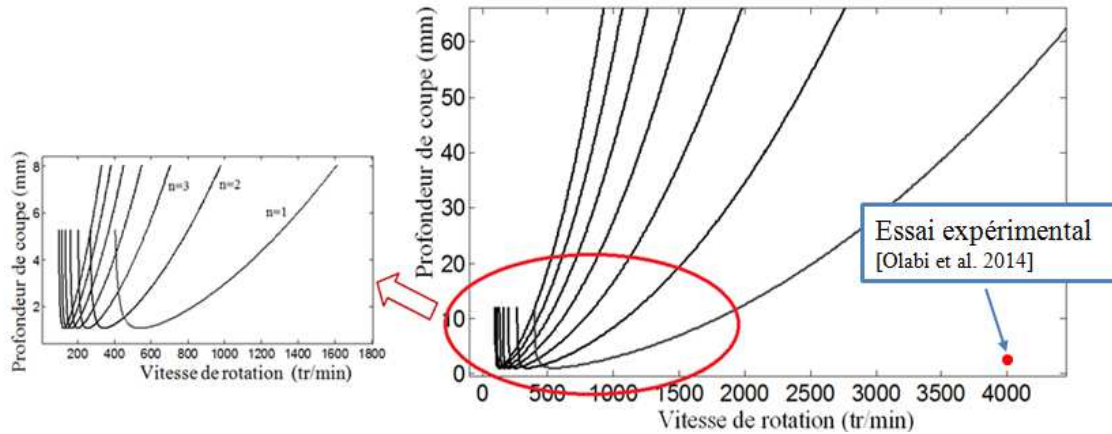


Figure 2-7 : Diagramme des lobes de stabilité du robot modélisé par l'approche corps rigides-liaisons flexibles

Le diagramme des lobes de stabilité montre que l'opération d'usinage avec les conditions de coupe données dans le tableau 2-3 est stable. En revanche, le résultat expérimental prouve l'instabilité de l'usinage dans mêmes conditions (figure 2-8). On peut justifier cette contradiction entre le modèle théorique et le résultat expérimental par l'analyse des fréquences propres obtenues par cette approche. Les fréquences propres du robot sériel qui peuvent être obtenues avec l'approche corps-rigides et liaisons-flexibles sont les basses fréquences de la structure. Par conséquent, le diagramme des lobes de stabilité implique qu'en vitesse de rotation supérieure à 4000 tr/min, les profondeurs de coupe sont presque illimitées.

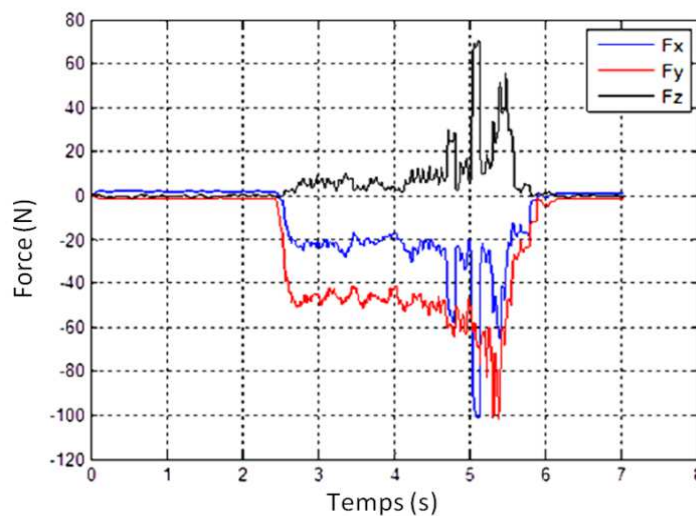


Figure 2-8: les forces de coupe mesurées avec une table d'effort [Olabi et al. 2014].

Cela signifie, qu'en utilisant cette approche de modélisation du robot, la stabilité ne peut pas être étudiée en usinage robotisé dans des gammes de vitesse plus élevées, caractéristiques de l'électrobroche installée sur le robot.

Les revues scientifiques des travaux modélisant des robots par cette approche confirment les résultats obtenus. C. Dumas et al. expliquent que les premières fréquences propres du robot sériel obtenues par cette approche sont faibles. Selon ces auteurs, le robot peut difficilement rentrer en résonance lors d'une opération d'usinage. L'usinage robotisé ne pose donc a priori pas de problème au niveau vibratoire [Pan et al. 2006, Dumas et al. 2011, Alici et al. 2005].

Cette approche de la modélisation peut être performante dans le cas des machines-outils où les structures sont dix fois plus rigides que la structure du robot sériel. Cela nous permet de supposer les corps comme rigides.

La deuxième approche de modélisation étudie l'effet de la flexibilité des corps dans la modélisation dynamique du robot.

2.2.Approche corps-flexibles et liaisons-flexibles

La prédiction du comportement dynamique du robot en considérant l'effet de la flexibilité des corps passe nécessairement par des méthodes expérimentales ou MEF. Ces méthodes sont soit inconvenantes en raison des hauts volumes et temps de modélisation soit très coûteuses en raison des équipements de mesure. Par conséquent, dans notre recherche, une modélisation simplifiée de la MEF du robot est réalisée par la méthode d'AMS. Dans cette méthode, chaque corps du robot est considéré comme un élément de poutre à trois dimensions (figure 2-9).

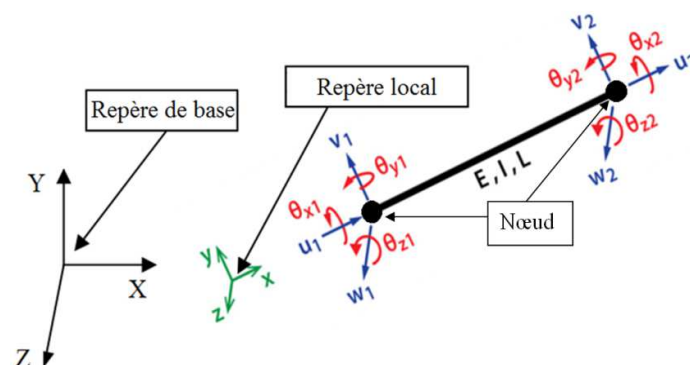


Figure 2-9 : Elément de poutre à trois dimensions

Les poutres sont considérées du type d'Euler-Bernoulli en négligeant l'influence du cisaillement dans le cas de la flexion. L'élément poutre 3D d'Euler-Bernoulli prend en compte les trois comportements : traction compression, torsion et flexion. On considère l'élément de poutre définie par deux nœuds présentés à la figure 2-9, l'axe x du repère local coïncide avec l'axe de l'élément et les axes y et z sont choisis de telle sorte que l'axe z soit en direction de l'axe des liaisons. Le vecteur des déplacements nodaux peut être présenté par :

$$U = [u_1, v_1, w_1, \theta_{x1}, \theta_{y1}, \theta_{z1}, u_2, v_2, w_2, \theta_{x2}, \theta_{y2}, \theta_{z2}]$$

Les matrices de masse et rigidité d'un élément poutre dans le repère local sont définies comme suit [Krishnamoorthy, 1987] :

$$M_e = \rho A L \begin{bmatrix} 1/3 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/6 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 13/35 & 0 & 0 & 0 & 11L/210 & 0 & 9/70 & 0 & 0 & 0 & -13L/420 \\ 0 & 0 & 13/35 & 0 & -11L/210 & 0 & 0 & 0 & 9/70 & 0 & 13L/420 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & J/3A & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & J/6A & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -11L/210 & 0 & L^2/105 & 0 & 0 & 0 & -13L/420 & 0 & -L^2/140 & 0 \\ 0 & 11L/210 & 0 & 0 & 0 & L^2/105 & 0 & 13L/420 & 0 & 0 & 0 & -L^2/140 \\ 1/6 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/3 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 9/70 & 0 & 0 & 0 & 13L/420 & 0 & 13/35 & 0 & 0 & 0 & -11L/210 \\ 0 & 0 & 9/70 & 0 & -13L/420 & 0 & 0 & 0 & 13/35 & 0 & 11L/210 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & J/6A & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & J/3A & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 13L/420 & 0 & -L^2/140 & 0 & 0 & 0 & 11L/210 & 0 & L^2/105 & 0 \\ 0 & -13L/420 & 0 & 0 & 0 & -L^2/140 & 0 & -11L/210 & 0 & 0 & 0 & L^2/105 \end{bmatrix}$$

$$K_e = \begin{bmatrix} \frac{EA}{L} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{EA}{L} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{12EI_z}{L^3} & 0 & 0 & 0 & \frac{6EI_z}{L^2} & 0 & -\frac{12EI_z}{L^3} & 0 & 0 & 0 & \frac{6EI_z}{L^2} \\ 0 & 0 & \frac{12EI_y}{L^3} & 0 & -\frac{6EI_y}{L^2} & 0 & 0 & 0 & -\frac{12EI_y}{L^3} & 0 & -\frac{6EI_y}{L^2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{GI_x}{L} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{GI_x}{L} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{6EI_y}{L^2} & 0 & \frac{4EI_y}{L} & 0 & 0 & 0 & \frac{6EI_y}{L^2} & 0 & \frac{2EI_y}{L} & 0 \\ 0 & \frac{6EI_z}{L^2} & 0 & 0 & 0 & \frac{4EI_z}{L} & 0 & -\frac{6EI_z}{L^2} & 0 & 0 & 0 & \frac{2EI_z}{L} \\ -\frac{EA}{L} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{EA}{L} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{12EI_z}{L^3} & 0 & 0 & 0 & -\frac{6EI_z}{L^2} & 0 & \frac{12EI_z}{L^3} & 0 & 0 & 0 & -\frac{6EI_z}{L^2} \\ 0 & 0 & -\frac{12EI_y}{L^3} & 0 & \frac{6EI_y}{L^2} & 0 & 0 & 0 & \frac{12EI_y}{L^3} & 0 & \frac{6EI_y}{L^2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -\frac{GI_x}{L} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{GI_x}{L} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{6EI_y}{L^2} & 0 & \frac{2EI_y}{L} & 0 & 0 & 0 & \frac{6EI_y}{L^2} & 0 & \frac{4EI_y}{L} & 0 \\ 0 & \frac{6EI_z}{L^2} & 0 & 0 & 0 & \frac{2EI_z}{L} & 0 & -\frac{6EI_z}{L^2} & 0 & 0 & 0 & \frac{4EI_z}{L} \end{bmatrix}$$

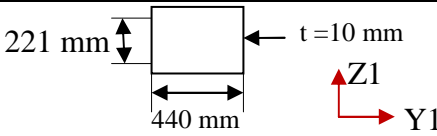


Les paramètres équivalents à identifier pour chaque corps, afin de construire les matrices de masse et de rigidité des éléments poutres, sont listés dans le tableau 2-4.

Tableau 2-4 : Paramètres géométries et matériau de poutre

Longueur (m)	Aire de section (m ²)	Module d'Young (N/m ²)	Coefficient de Poisson	Module de Coulomb (N/m ²)	Moments quadratiques (m ⁴)	Moment Polaire (m ⁴)
b	A	E	v	$G = \frac{E}{2(1+v)}$	I _y , I _z	J

Les caractéristiques des poutres équivalentes sont illustrées dans le tableau 2-5. Le module de Young est $E_{Alu} = 69.10^9 Pa$ et sa masse volumique est $\rho_{Alu} = 2700 Kg/m^3$.

Tableau 2-5 : Caractéristique des poutres équivalentes des corps [Moreau 2010].

Corps	Longueur (mm)	Section
1	b1=850mm	
2	b2=800mm	
3	b3=250mm	

Les matrices de masse et de rigidité en coordonnées locales et en coordonnées globales sont liées par l'équation suivante :

$$X_x(x_0) = P^T(q_0)X_q(q_0)P(q_0) \quad \text{où } X = M, K, C \quad (2-11)$$

Où P est la matrice de passage des coordonnées locales aux coordonnées globales. Les matrices de passage sont obtenues par les cosinus directeur des coordonnées locales exprimées en fonction des coordonnées globales.

Le modèle géométrique direct (MGD) est l'ensemble des relations qui permettent d'exprimer la pose de l'organe terminal (coordonnées opérationnelles) en fonction de ses coordonnées articulaires [Khalil 1999]. Par conséquent, le MGD du robot nous permet de déterminer des matrices de passage des éléments du robot. Le MGD est déterminé par la méthode TCS telle que présenté sur la figure 2-10.

$$\underbrace{O_{0x_0y_0z_0} \xrightarrow{R^Y(q_{10})} O_{1x_1y_1z_1} \xrightarrow{T_{11}^{x_1}(b_1)} O_{1x_1y_1z_1}}_{A_{01}} \xrightarrow{R^Y(q_{21})} O_{2x_2y_2z_2} \xrightarrow{T_{22}^{x_2}(b_2)} O_{2x_2y_2z_2}}_{A_{12}} \xrightarrow{R^Y(q_{32})} O_{3x_3y_3z_3} \xrightarrow{T_{33}^{x_3}(b_3)} O_{3x_3y_3z_3}}_{A_{23}}$$

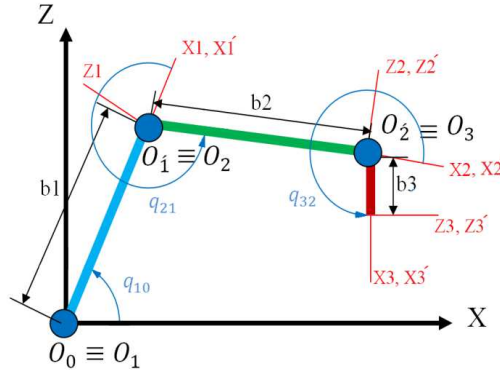


Figure 2-10 : Modélisation par la méthode TCS

Les A_{01} , A_{12} et A_{23} sont des opérateurs homogènes :

$$A_{01} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ b_1 \times \cos(q_{10}) & \cos(q_{10}) & -\sin(q_{10}) & 0 \\ b_1 \times \sin(q_{10}) & \sin(q_{10}) & \cos(q_{10}) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ B_{Gl1} & R_{Gl1} \end{bmatrix}$$

$$A_{12} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ b_2 \times \cos(q_{21}) & \cos(q_{21}) & -\sin(q_{21}) & 0 \\ b_2 \times \sin(q_{21}) & \sin(q_{21}) & \cos(q_{21}) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

$$A_{23} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ b_3 \times \cos(q_{32}) & \cos(q_{32}) & -\sin(q_{32}) & 0 \\ b_3 \times \sin(q_{32}) & \sin(q_{32}) & \cos(q_{32}) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

$$A_{02} = A_{01}A_{12} = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ B_{Gl2} & R_{Gl2} \end{bmatrix}$$

$$A_{03} = A_{02}A_{23} = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ B_{Gl3} & R_{Gl3} \end{bmatrix}$$

L'opérateur A_{0i} définit la position (B_{Gli}) et l'orientation (R_{Gli}) d'un système de coordonnées attaché au corps i (coordonnées locales) par rapport à un système de coordonnées attachés à la base (coordonnées globales). Les matrices de passage sont déterminées en utilisant les parties orientations des opérateurs homogènes par rapport aux coordonnées de base. Par conséquent les matrices de passage ont la forme suivante :

$$P_i = \begin{bmatrix} R_{Gli} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & R_{Gli} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & R_{Gli} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & R_{Gli} \end{bmatrix}_{12 \times 12} \quad (2-12)$$

Chaque élément du robot a sa propre matrice de passage qui est liée à la configuration du robot.

2.2.1. Assemblage des matrices de masse et rigidité

Une fois que les matrices de masse et de rigidité des éléments du robot sont exprimées dans le repère global, il faut assembler ces matrices afin d'obtenir les matrices de masse et de rigidité de la structure complète du robot.

Les matrices de rigidité dans le repère global sont données par K_{01} , K_{02} , K_{03} . La collaboration de ces matrices au sein de la matrice de rigidité la structure complète (K) est définie par :

$$K = \begin{bmatrix} [K_{01}] & [0] & [0] \\ [0] & [K_{02}] & [0] \\ [0] & [0] & [K_{03}] \end{bmatrix}_{21 \times 21}$$

On suit la même démarche pour déterminer la matrice de masse de la structure. Les rigidités des liaisons sont modélisées par un élément de poutre ayant la même rigidité suivant son axe de la liaison. Cet élément intervient comme un élément de poutre dans la matrice de rigidité de la structure. On peut décrire la matrice d'une rigidité 3D du ressort afin de représenter la rigidité de $j^{\text{ème}}$ liaison du robot comme suit :

$$K_{lj} = \begin{bmatrix} K_{uj} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -K_{uj} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & K_{vj} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -K_{vj} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & K_{wj} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -K_{wj} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & K_{\theta_x,j} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -K_{\theta_x,j} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & K_{\theta_y,j} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -K_{\theta_y,j} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & K_{\theta_z,j} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -K_{\theta_z,j} \\ -K_{uj} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & K_{uj} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -K_{vj} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & K_{vj} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -K_{wj} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & K_{wj} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -K_{\theta_x,j} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & K_{\theta_x,j} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -K_{\theta_y,j} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & K_{\theta_y,j} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -K_{\theta_z,j} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & K_{\theta_z,j} \end{bmatrix}$$

Sachant que chaque configuration du robot tout au long de la trajectoire d'usinage (figure 2-4) a son comportement dynamique, la démarche suivante est utilisée pour chaque pas de la trajectoire.

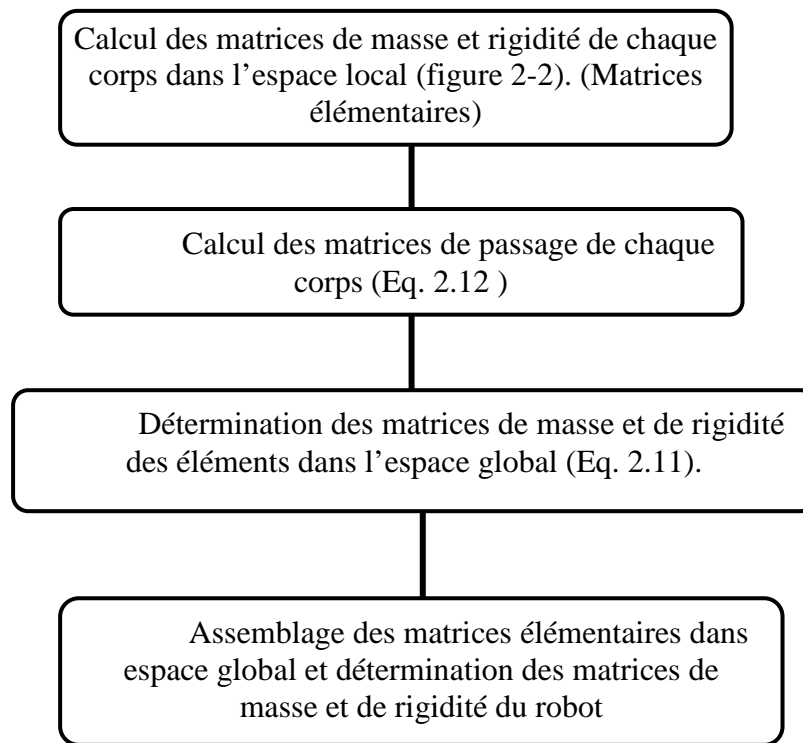


Figure 2-11 : Démarche de modélisation du robot dans un trajet d'usinage

Pour les mêmes conditions de coupe et la même trajectoire d'usinage présentées dans la section 2-1, les fréquences et les déformées modales du robot sont déterminées pour chaque configuration par les équations 2-4. Les déformées modales de certains modes et leurs variations de fréquences propres le long de la trajectoire d'usinage sont illustrées par la figure 2-12. (Les déformées modales de tous les modes et leurs variations sur la trajectoire sont données en annexe 1).

On peut observer sur la figure 2-12 que les fréquences propres du robot obtenues à partir de cette approche sont dans une large gamme des fréquences (de 5 Hz à 10k Hz). Par conséquent cette approche permet d'étudier la stabilité et le broutement dans un grand intervalle de la vitesse de rotation de la broche UGV.

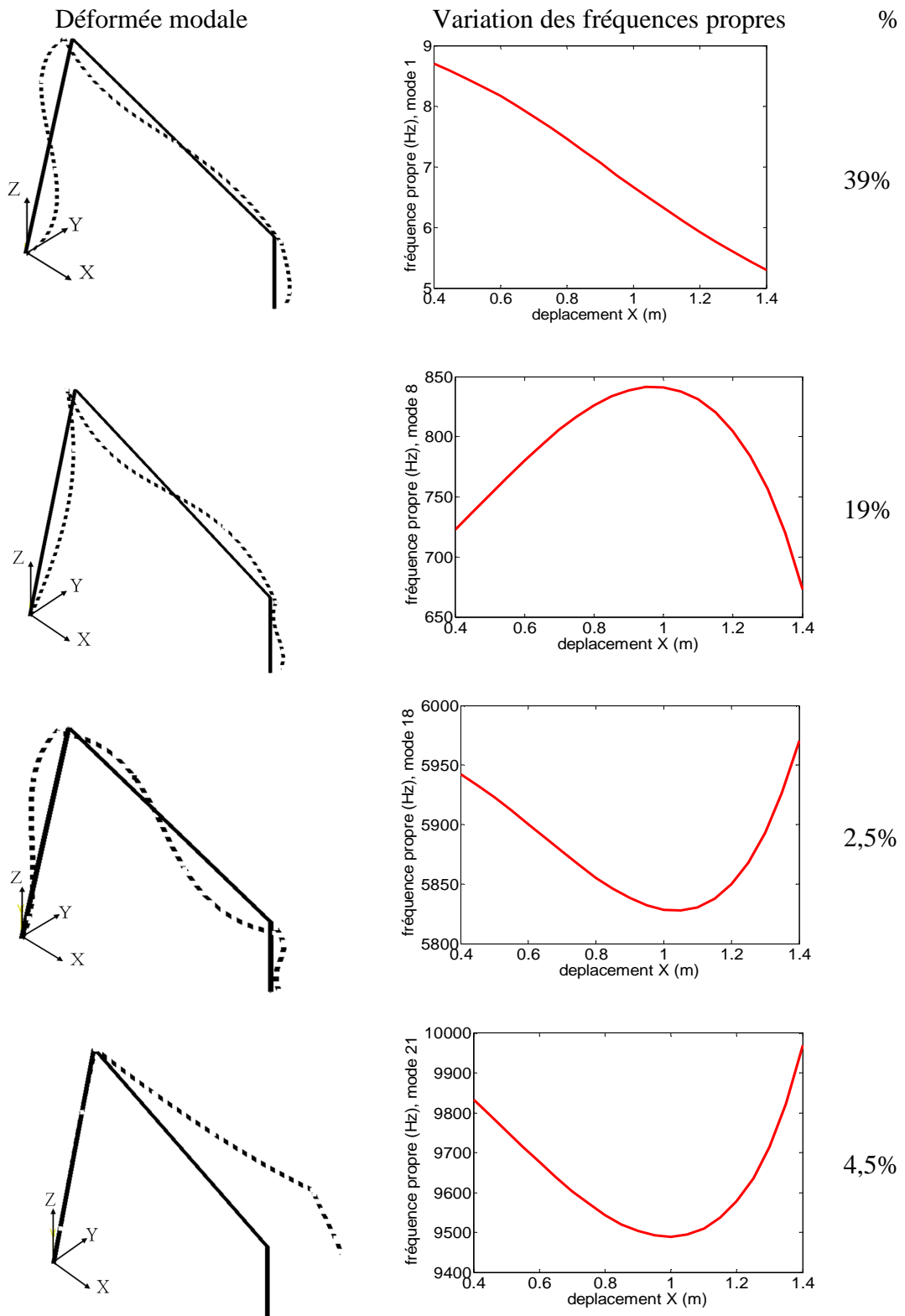


Figure 2-12 : Variation des fréquences et des modes dans la trajectoire d'usage

2.2.2. Matrice d'amortissement

La matrice d'amortissement, \mathbf{C} dans l'équation de mouvement (Eq. 2-1), du robot est considérée comme une combinaison de la matrice de masse \mathbf{M} et de la matrice de rigidité \mathbf{K} (hypothèse de Rayleigh).

$$\mathbf{C} = \alpha\mathbf{K} + \beta\mathbf{M} \quad (2-13)$$

Les paramètres α et β sont déterminés par les résultats expérimentaux. R. Béarée a réalisé des essais expérimentaux sur le robot STAUBLI 170 BH en deux configurations présentées en figure 2-13 [Béarée 2014]. Il déplace l'axe 1 du robot, au moment où l'axe est arrêté, les vibrations de l'effecteur sont observées. Les vibrations de l'effecteur du robot sont mesurées par un laser tracker avec une précision de $\pm 15 \mu\text{m}/\text{m}$.

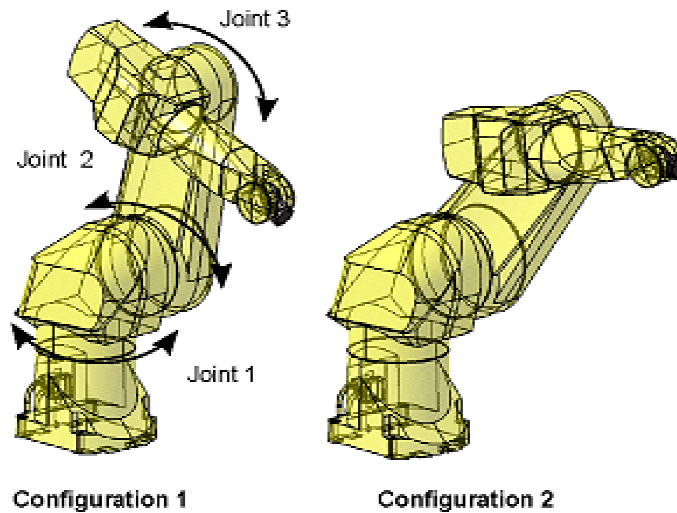


Figure 2-13 : Les configurations des essais expérimentaux [Béarée 2014]

Pour la première configuration, la première fréquence propre obtenue est 8.2 Hz et pour la seconde 5.9 Hz. Le taux d'amortissement estimé pour toutes les deux configurations est 6,5%. Ces résultats sont appliqués afin de déterminer les coefficients de la matrice d'amortissement (α et β) en utilisant la définition d'amortissement modale suivante :

$$\eta_k = \frac{1}{2} \left(\alpha \omega_{0k} + \frac{\beta}{\omega_{0k}} \right) \quad (2-14)$$

Où ω_{0k} est la fréquence propre du $k^{\text{ème}}$ mode.

2.2.3. Analyse de la stabilité

Les lobes de stabilité associés aux différents modes de vibrations avec la même configuration (figure 2-6) et les mêmes conditions de coupe données dans le tableau 2-3 sont représentés sur la figure 2-14. On peut observer que les lobes de stabilité tracés en prenant en compte les flexibilités des segments du robot permettent d'étudier les limites de stabilité pour des vitesses représentatives de la broche UGV (la capacité maximale de la broche montée sur le robot).

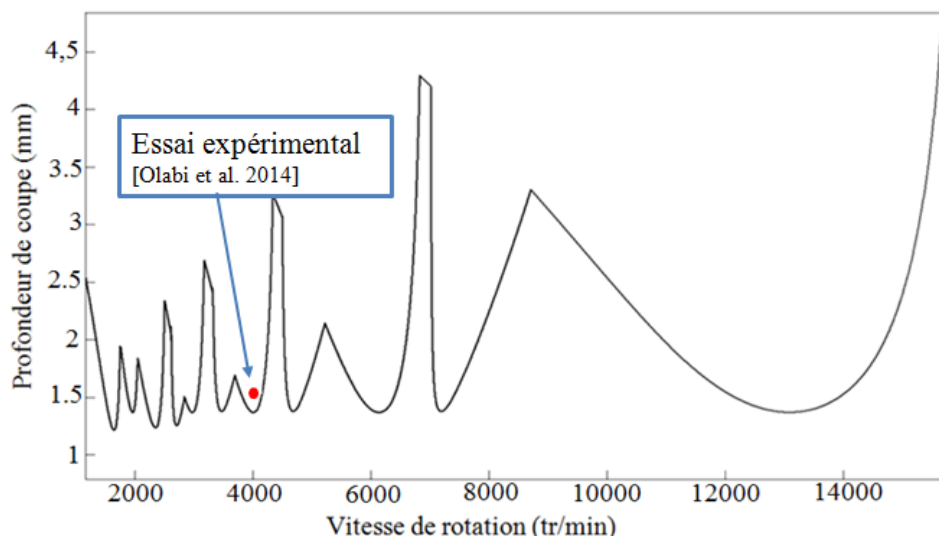


Figure 2-14 : Diagramme des lobes de stabilité du robot modélisé par l'approche corps et liaisons flexibles

3. Comparaison des deux approches de modélisation du point de vue de la stabilité

Deux approches de la modélisation, des flexibilités localisées et AMS, ont été mises en œuvre pour étudier le comportement du robot dans son espace de travail. Elles sont performantes en termes de temps de calcul et de simplicité de modélisation par rapport à la MEF.

Les fréquences propres obtenues par l'approche corps rigides et liaisons flexibles (méthode des flexibilités localisées) correspondent aux basses fréquences de la structure. Cela ne permet donc pas d'étudier la stabilité du système dans les gammes de vitesse plus élevées, caractéristiques de l'électrobroche installée sur le robot STAUBLI 170 BH. De plus, les

éléments du robot sont globalement dix fois moins rigides que les corps des machines-outils. Ignorer la flexibilité des éléments n'est pas réaliste pour analyser le comportement dynamique de la structure d'un robot sériel en vue de prédire sa stabilité en usinage.

L'approche corps flexibles et liaisons flexibles par la méthode AMS est une version simplifiée de MEF. L'approche AMS est une approche plus réaliste par rapport à l'approche des flexibilités localisées pour décrire le comportement dynamique de la structure d'un robot. Les fréquences propres obtenues par cette approche sont dans une large gamme de fréquences (de 30 Hz à 14 k Hz). Cela nous permet d'étudier l'instabilité en usinage robotisé pour des vitesses de rotation de la broche basses ou conventionnelles, ainsi que pour des vitesses élevées caractéristiques des électrobroches UGV installées sur les robots d'usinages.

4. Conclusion

Deux approches de modélisation dynamique ont été présentées et comparées afin d'identifier une méthode adaptée pour analyser la stabilité des robots d'usinage : l'approche corps rigides et liaisons flexibles (des flexibilités localisées) et l'approche corps flexibles et liaisons flexibles (AMS).

Ces deux approches sont pratiques pour l'identification du comportement dynamique du robot en différentes configurations tout au long d'une trajectoire d'usinage.

L'approche corps rigides et liaisons flexibles n'est pas adaptée pour la détermination des limites de stabilité dans le domaine d'application des électrobroches UGV. La prise en compte de la flexibilité des segments par l'approche AMS permet de définir un modèle qui décrit les comportements dynamiques de la structure du robot de façon plus réaliste. Un modèle simplifié du robot avec des éléments poutres 3D a été proposé afin de réduire les calculs par rapport à un modèle EF avec des éléments volumiques. Une large gamme de fréquences propres du robot est obtenue ; ce qui permet d'analyser la stabilité dans un grand intervalle de vitesses d'électrobroches UGV.

Une comparaison des résultats de la stabilité par les deux approches avec celle d'essai expérimental nous permet de conclure que l'approche AMS est plus performante et appropriée pour analyser le broutement des robots d'usinage. Par conséquent, la modélisation du robot industriel ABB IRB6660 dans le chapitre 3 est réalisée par cette approche.

Chapitre 3 : Modélisation dynamique du robot industriel ABB IRB 6660

1 Introduction

L'objectif de ce chapitre est d'établir un modèle dynamique du robot industriel ABB IRB6660 par l'approche de corps flexibles et liaisons flexibles (AMS) proposée au chapitre précédent pour analyser la stabilité de la coupe en usinage robotisé.

La première partie de ce chapitre est consacrée à la présentation du robot d'usinage industriel ABB IRB6660. Ensuite, les modèles géométriques direct et inverse du robot sont présentés afin de déterminer les paramètres géométriques et cinématiques du modèle dynamique.

En deuxième partie, un modèle du robot est développé à l'aide d'éléments de poutre tridimensionnels (3D) sous le logiciel MATLAB®. Une procédure de recalage du modèle du robot est réalisée en deux étapes. Premièrement, chaque corps du robot modélisé par les éléments de poutre 3D sous MATLAB® est recalé par une approche MEF fine du même corps dans des conditions aux limites similaires. Deuxièmement, le modèle global est recalé sur la base des fonctions de réponse en fréquence (FRF) expérimentales en bout d'outil afin de déterminer les paramètres géométriques de la broche et les taux d'amortissement de la structure. Le modèle, une fois recalé, peut être utilisé pour prédire le comportement dynamique du robot en différentes positions et configurations de l'espace de travail.

En troisième partie, les variations des propriétés modales du robot, consécutifs aux changements de configurations des parties parallèle et sérielle du robot ABB IRB6660, sont étudiées à l'aide du modèle numérique. Les conséquences du changement de la configuration du robot sur le comportement dynamique en bout d'outil sont ensuite investiguées le long des trajectoires d'usinage et notamment sur la stabilité en usinage robotisé.

2 Présentation du robot industriel ABB IRB 6660

Le robot ABB IRB6660 est un robot à 6 degrés de liberté avec six liaisons motorisées ($q_1 \dots q_6$) et trois liaisons non motorisées (q_{p1} , q_{p2} et q_{p3}) comme présenté sur la figure 3-1. Il est initialement conçu pour le parachèvement robotisé et le pré-usinage de pièces de fonderie. Le robot ABB IRB6660 est un robot hybride composé d'une chaîne sérielle, avec trois liaisons motorisées (q_4 , q_5 et q_6), et une chaîne parallèle, avec deux liaisons motorisées (q_2 et q_3) et trois liaisons non motorisées (passive) (q_{p1} , q_{p2} et q_{p3}), intégrées dans la structure du robot.

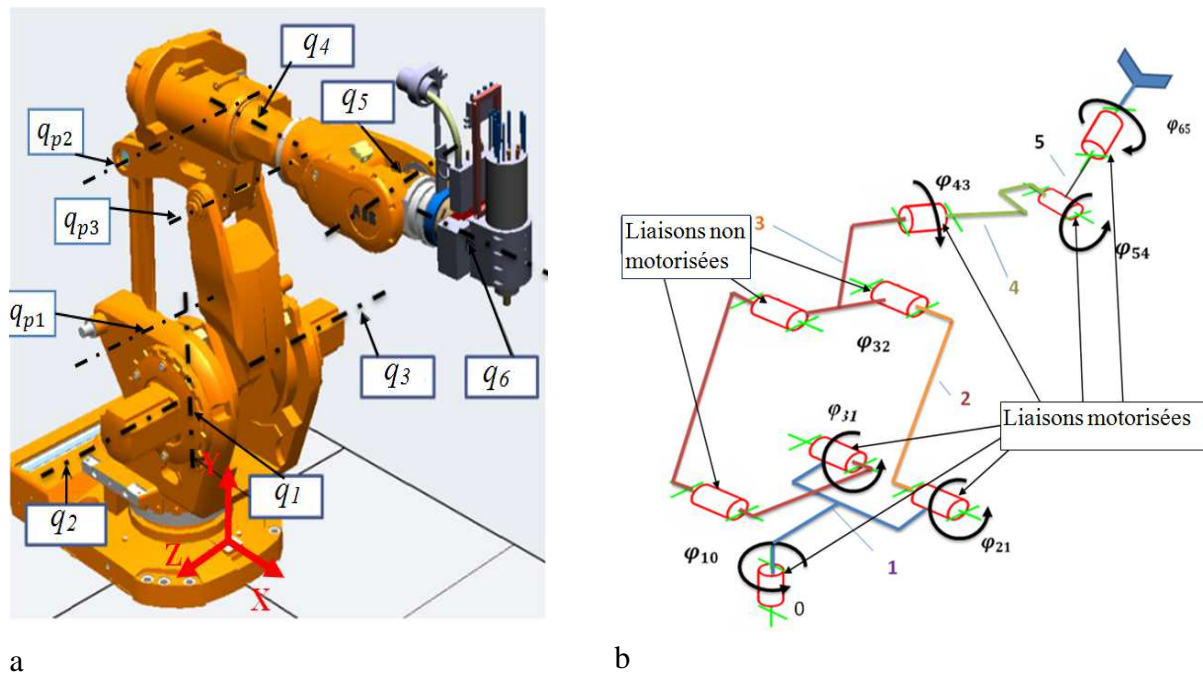


Figure 3-1 : a) Modèle CAO du robot ABB IRB6660 représentant les liaisons b) Schéma cinématique du robot.

2.1. Modèle géométrique direct (MGD)

Par la définition du modèle géométrique direct (MGD) présentée en section 2-2, le MGD du robot ABB IRB6660 peut être exprimé sur la forme [Subrin 2013] :

$$A_{06} = \underbrace{R_{01}^z(\varphi_{10}) \cdot T_{11}^y(b_1)}_{A_{01}} \cdot \underbrace{R_{12}^x(\varphi_{21}) \cdot T_{22}^y(b_2)}_{A_{12}} \cdot \underbrace{R_{23}^x(\varphi_{32})}_{A_{23}} \cdot \underbrace{T_{33}^z(b_3) \cdot R_{34}^y(\varphi_{43})}_{A_{34}} \cdot \underbrace{T_{44}^y(a_4) \cdot R_{45}^z(\varphi_{56})}_{A_{45}} \cdot \underbrace{R_{56}^x(\varphi_{65})}_{A_{56}} \quad (3.1)$$

où les angles $\varphi_{10} \dots \varphi_{56}$ et les paramètres géométriques $b_1 \dots b_3$, a_4 et a_6 sont présentés dans la figure 3-2. Les paramètres géométriques sont donnés par le constructeur du robot, ABB¹.

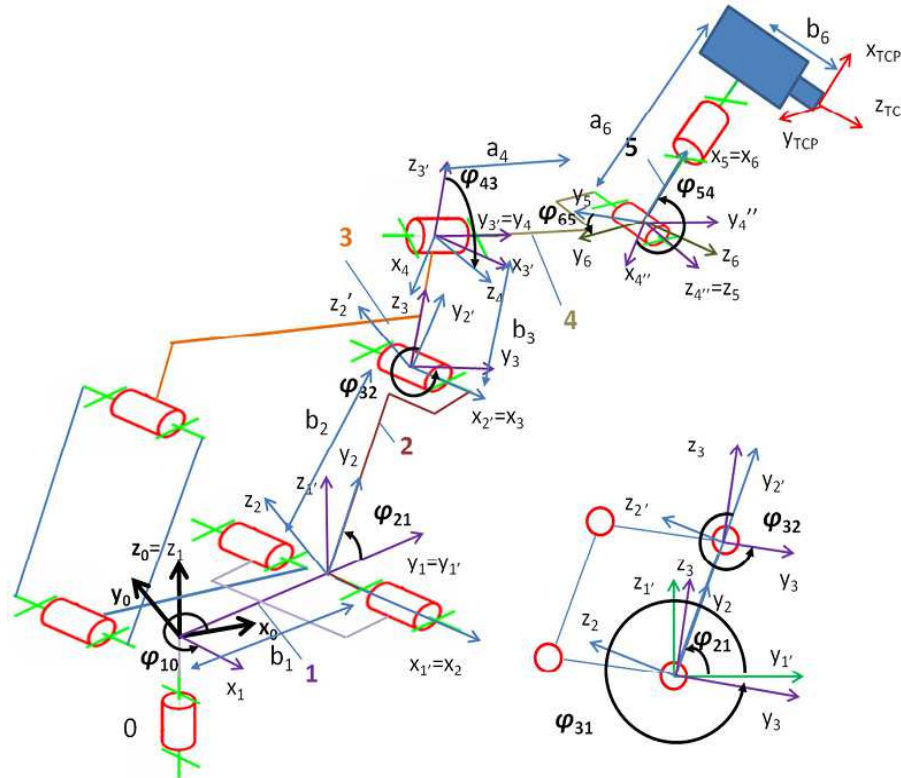


Figure 3-2 : Modélisation de l'IRB6660 par la méthode TCS [Subrin 2013]

L'angle φ_{32} défini dans l'équation 3-2 est en fonction des orientations des liaisons motorisées 2 et 3 [Subrin 2013] :

$$\varphi_{32} = \varphi_{31} + \varphi_{21} \quad (3-2)$$

Le MGD de la partie parallèle, qui détermine les positions et orientations de ses éléments constitutifs par des opérateurs homogènes est défini comme suit :

$$A_{0p1} = A_{01} \cdot R_{1'p1}^x(\varphi_{31}) \cdot T_{p1p1'}^y(b_{p1}) \quad (3-3)$$

$$A_{0p2} = A_{0p1} \cdot R_{p1'p2}^x(\varphi_{p2p1}) \cdot T_{p2p2'}^y(b_{p2}) \quad (3-4)$$

¹ <http://www.abb.fr>

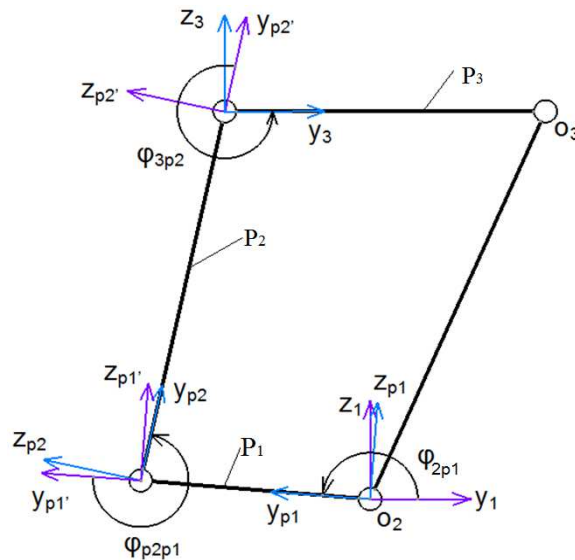


Figure 3-3 Schéma de la partie parallèle par la méthode TCS

Les deux liaisons motorisées q_1 et q_2 sont coaxiales et change la posture de la partie parallèle du robot. Les angles φ_{2p1} , φ_{p2p1} et φ_{3p2} caractérisent les orientations dépendantes des liaisons 1 et 2.

2.2. Modèle géométrique inverse (MGI)

Le modèle géométrique inverse consiste à calculer les coordonnées articulaires correspondantes à une pose donnée de l'organe terminal [Khalil 1999]. Le MGI du robot ABB IRB6660 est déjà réalisé par Kevin S. et al. [Subrin 2013].

3 Modèle corps et liaisons flexibles du robot ABB IRB6660

La modélisation du comportement dynamique du robot est basée sur des hypothèses suivantes :

- Le bâti du robot est considéré suffisamment rigide pour ne pas avoir d'effet sur le comportement dynamique de la structure ;
- Les corps du robot sont modélisés par des éléments de poutres tridimensionnels, de type Euler-Bernoulli, sans prendre en compte l'effet de cisaillement ;
- Les liaisons entre l'arbre de broche, le porte-outil et l'outil sont considérées infiniment rigide.

Les conclusions du chapitre précédent montrent que l'approche corps flexibles et liaisons flexibles (ASM) permet de prédire les comportements dynamiques du robot dans l'objectif d'analyser la stabilité en usinage. Par conséquent, dans cette partie la modélisation de robot ABB IRB6660 est réalisée par l'approche (ASM). Dans cette méthode, chaque corps du robot est modélisé par un agencement d'éléments de poutre à trois dimensions et douze degrés de liberté par nœud (figure 2-9). Une représentation de ce modèle analytique, des éléments 3D de poutres, du robot est présentée sur la figure 3-4b. La génération de ce modèle se fait selon les étapes de modélisation suivantes (La section 2-2 a détaillé ces étapes de la modélisation) :

1. Calculer les matrices de masse et de rigidité de chaque élément dans le repère local ;
2. Déterminer les matrices de passage du repère local au repère global à l'aide du MDI du robot ;
3. Calculer les matrices de masse et de rigidité dans le repère global à l'aide des matrices de passage (matrices élémentaires) ;
4. Assembler les éléments poutres du robot dans le repère global à partir des matrices élémentaires.

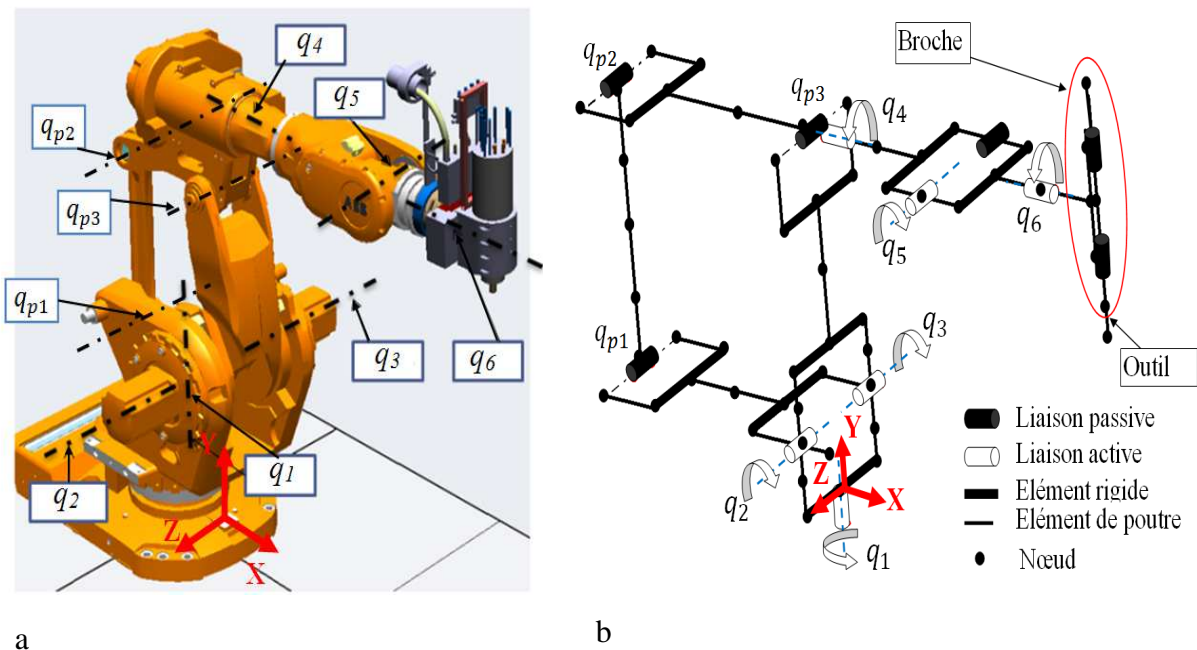


Figure 3-4 : a) Modèle CAO de Robot ABB IRB6660 b) Modélisation du robot par éléments poutre 3D.

Une fois établi, ce modèle numérique nécessite un recalage préalable pour simuler le comportement dynamique de la structure réelle de robot ABB IRB6660. Les géométries des

éléments poutres équivalents (figure 3-4 b) et les paramètres dynamiques tels que les taux d'amortissement de la structure du robot-broche-outil sont des paramètres du modèle numérique à recalculer.

Certains paramètres du modèle analytique sont déjà identifiés. Les valeurs de raideur des articulations ont été obtenues à partir d'essais expérimentaux sur un robot ABB IRB6660. Les raideurs sont identifiées par la démarche statistique développée par C. Dumas [Dumas et al. 2011] et mise en place pour le robot ABB IRB6660 par K. Subrin et al. [Subrin et al. 2013]. Ils ont chargé le robot dans les configurations prédéfinies afin de solliciter chaque fois seulement un axe du robot. Les déplacements de l'effecteur du robot sont mesurés par laser tracker et les composantes d'efforts sont mesurées par un capteur de forces installé sur l'effecteur du robot.



Figure 3-5 : Charge statique en bout d'effecteur pour solliciter des axes [Subrin 2013]

Les résultats d'identification des rigidités articulaires sont présentés dans le tableau 3-1.

Tableau 3-1 Les rigidités articulaires [Subrin et al. 2013].

Axe1	Axe2	Axe3	Axe4	Axe5	Axe6
10^6	2×10^6	2×10^6	4×10^5	4×10^5	$4 \times 10^5 \frac{N.m}{rad}$

3.1.Démarche de recalage

La structure du robot est modélisée par éléments finis (figure 3-4b) sur la base des paramètres géométriques et dynamiques approximatifs. Le recalage de modèle consiste à corriger certaines approximations. Les paramètres approximatifs du modèle numérique sont recalés en deux étapes :

- Recalage des paramètres géométriques des éléments du robot ;
- Recalage du modèle global (robot-broche-outil) par les résultats d'analyses modales expérimentales. Les paramètres géométriques des éléments du robot sont déjà recalés en première étape. Par conséquent, l'objectif de la deuxième étape du recalage est d'ajuster les paramètres géométriques de la broche et les taux d'amortissement de la structure de robot-broche-outil. Cette étape consiste à deux niveaux de recalage :
 - a. Recalage des fréquences propres ;
 - b. Recalage des amortissements modaux.

La première étape du recalage consiste à recalculer les géométries des éléments poutres équivalentes du modèle analytique présenté dans la figure 3-4b. Les représentations géométriques issues du modèle CAO de chaque corps du robot ABB IRB6660 s'appuient sur les données constructeur ABB (fabricant du robot). Chaque corps est modélisé par éléments finis sur CATIA® ou ANSYS® avec les mêmes conditions aux limites que celles du robot présentées dans le tableau 3-2. Ces modèles EF fins constituent les références pour comparer avec les modèles simplifiés, poutres 3D, des corps et optimiser les paramètres géométriques de ces derniers.

Par contre, la représentation géométrique des éléments de la broche installée sur le robot ABB IRB6660 ne sont pas disponibles. Par conséquent, en deuxième étape, les analyses modales expérimentales sont utilisées en tant que référence pour recalculer les géométries des éléments de poutre équivalents de la broche. L'assemblage des poutres équivalentes optimisées du robot, issus de la première étape du recalage et les éléments poutre initiaux de la broche nous permet de faire cette comparaison. En deuxième niveau de cette étape, les taux d'amortissement de la structure de l'ensemble robot-broche-outil sont recalés par comparaison avec ceux issus de l'identification modale expérimentale.

La figure 3-6 présente les étapes de la démarche recalage proposée pour la modélisation dynamique afin de prédire le comportement dynamique réel du robot.

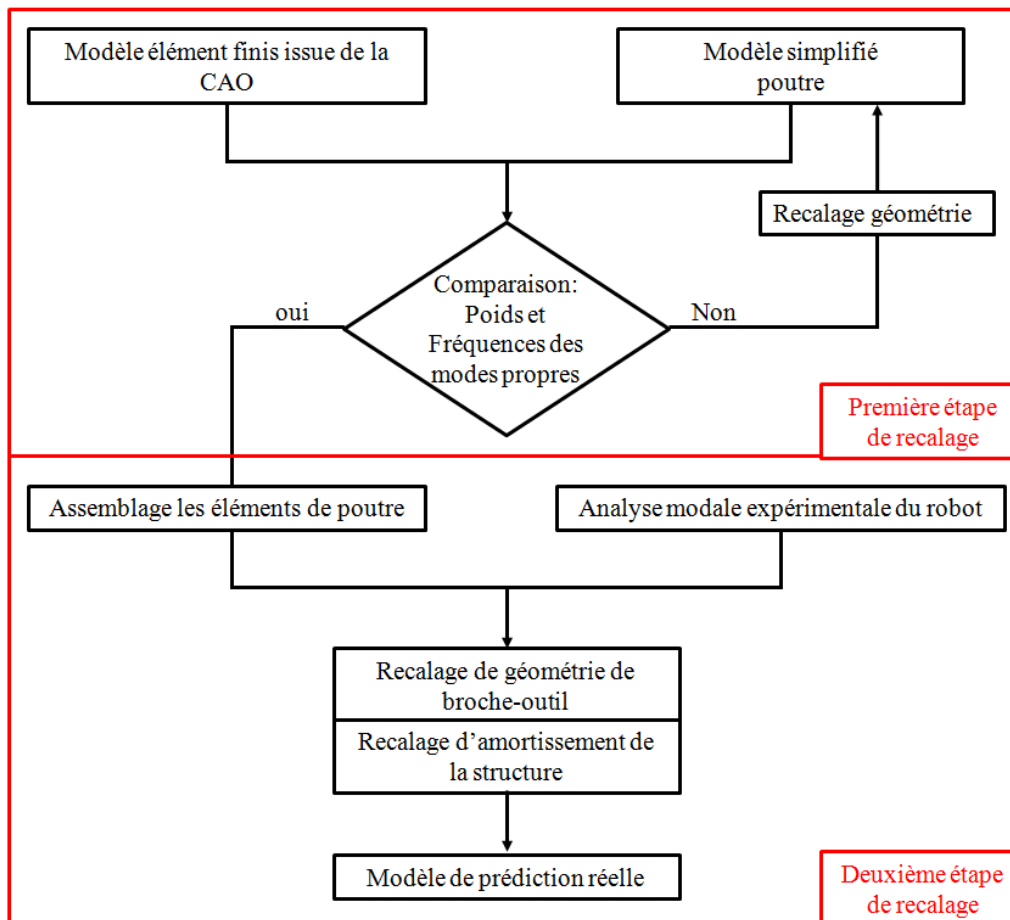


Figure 3-6 : Algorithme de recalage du modèle analytique en deux étapes

3.1.1. PAS1 : Optimisation des paramètres géométriques des corps

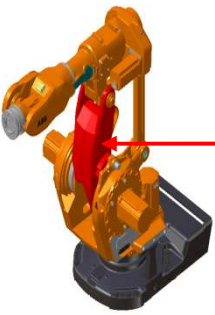
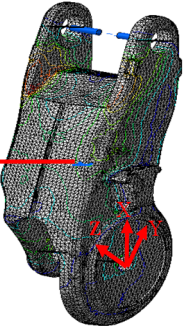
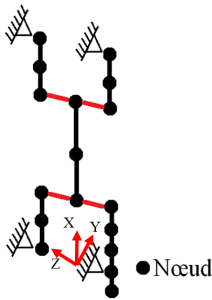
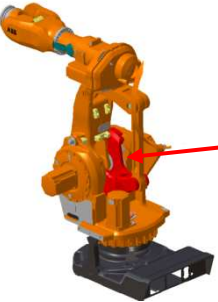
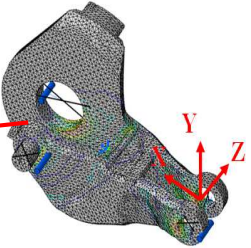
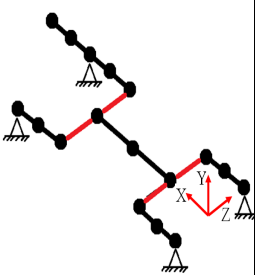
La modélisation des corps du robot par des éléments poutres (figure 3-4b) est développée sous le logiciel MATLAB®. Les dimensions des éléments poutres du modèle numérique sous MATLAB® sont des paramètres à recalibrer. Le modèle volumique issu de la CAO de chaque corps du robot fourni par le constructeur est maillé par éléments finis et constitue la référence éléments finis du corps. Deux critères de comparaison entre les modèles numériques sont établis :

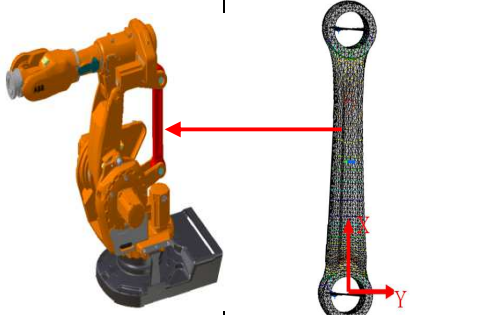
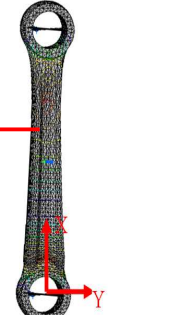
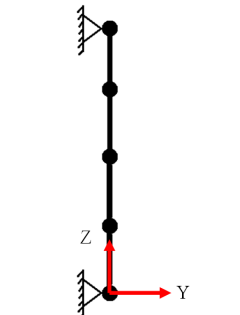
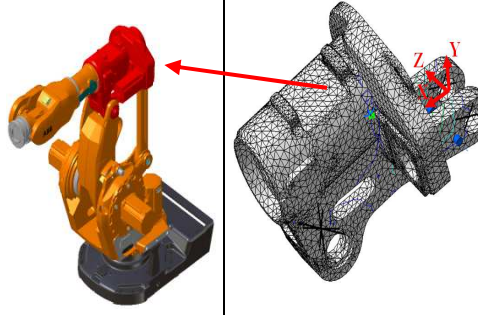
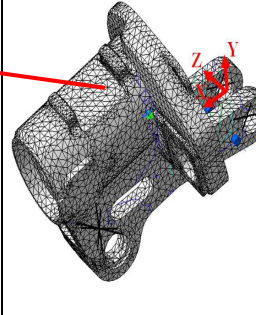
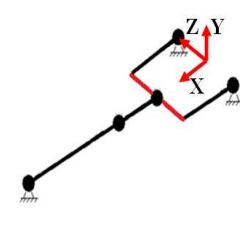
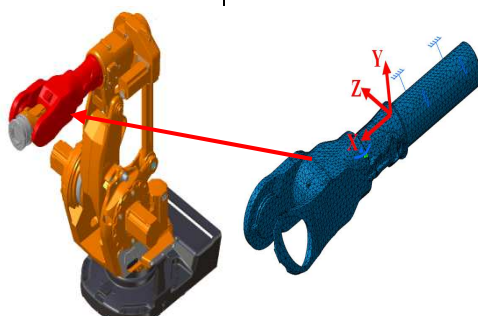
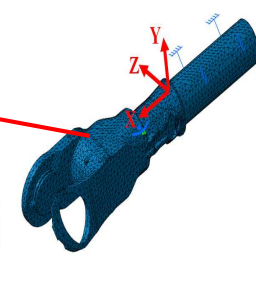
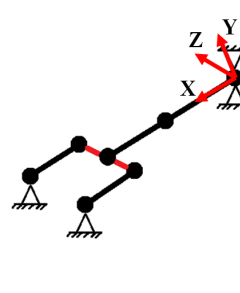
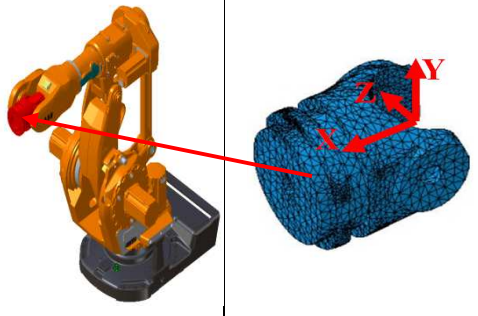
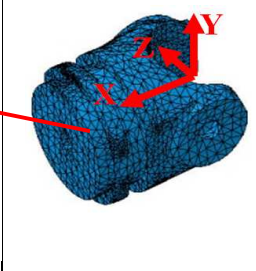
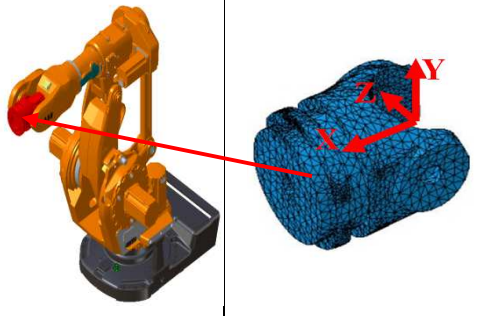
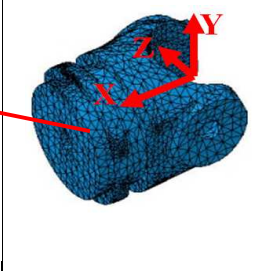
- Les poids des corps ;
- Les modes et fréquences propres des corps (les modes de torsion, flexion, traction et compression).

L'optimisation des paramètres géométriques et matériaux d'un élément poutre équivalente est obtenue à l'issue d'une minimisation de la différence entre les poids respectifs de deux modèles et la minimisation de l'écart entre les fréquences propres des mêmes modes (les modes torsion, flexion et traction-compression) du modèle des éléments finis issu de la CAO et celles du modèle des éléments finis poutres, équivalente réalisée sous MATLAB® avec les mêmes conditions aux limites (tableau 3-2).

Au début les dimensions des éléments poutres équivalents développés sous MATLAB® sont estimées au plus proche des modèles CAO des corps du robot. Le nombre d'éléments poutres de chaque corps dans le modèle numérique du robot développé sous MATLAB® dépend de la forme des corps et des déformées modales des modes propres significatifs (les modes torsion, flexion et traction-compression) du modèle EF fin issu de la CAO. Le tableau 3-2 présente les modèles des éléments finis issus de la CAO sous CATIA V5® et les modèles poutres équivalentes implémentées sous MATLAB®.

Tableau 3-2 : Les modèles éléments finis des corps du robot sous CATIA® et les modèles des éléments de poutres équivalents des corps du robot sous MATLAB®

Corps sur le robot	MEF	Résultats	Modèle simplifié	Resultats	Erreur
		Masse 166Kg		Masse 160Kg	3.5 %
		Mode de torsion 646 Hz		Mode de torsion 646 Hz	0 %
		Mode de flexion 930 Hz		Mode de flexion 930 Hz	0 %
		Mode de flexion 967 Hz		Mode de flexion 966 Hz	0.1 %
		Masse 98.7 Kg		Masse 99 Kg	0.2%
		Mode de flexion 921 Hz		Mode de flexion 931 Hz	1 %
		Mode de flexion 1072 Hz		Mode de flexion 1070 Hz	0.2%
		Mode de torsion 1422 Hz		Mode de torsion 1417 Hz	0.3%

		Masse 28.1		Masse 28.5	1.4%
		Mode de flexion 462 Hz		Mode de flexion 415 Hz	10%
		Mode de flexion 806 Hz		Mode de flexion 795 Hz	1.4%
		Mode de torsion 1626 Hz		Mode de torsion 1667 Hz	2.5 %
		Masse 210 Kg		Masse 210.2 Kg	0.1 %
		Mode de torsion 317 Hz		Mode de torsion 314 Hz	1%
		Mode de flexion 397 Hz		Mode de flexion 395 Hz	0.5 %
		Masse 208 Kg		Masse 204	2 %
		Mode de flexion 127 Hz		Mode de flexion 133 Hz	4.7%
		Mode de flexion 141 Hz		Mode de flexion 134 Hz	5 %
		Mode de torsion 492 Hz	Mode de torsion 494 Hz	0.4 %	
		Masse 33 Kg	Masse 33Kg	0%	
		Mode de flexion 2496 Hz	Mode de flexion 2496 Hz	0%	
		Mode de torsion 3478 Hz	Mode de torsion 3488 Hz	0.3%	
		Mode traction-compression 3726 Hz	Mode traction-compression 3725 Hz	0.03%	

3.1.2. PAS2 : Recalage modal des modèles

La première étape de recalage a porté sur les paramètres géométriques du modèle AMS de la structure du robot sur la base d'une comparaison entre un modèle EF volumiques et le modèle poutres équivalentes. Certains paramètres comme les dimensions et les matériaux de la broche restent inconnus en raison du manque d'informations sur la géométrie de la broche. Les amortissements modaux de la structure du robot restent également inconnus. La comparaison des propriétés modales du modèle numérique et celle obtenues expérimentalement nous aident à identifier ces paramètres.

Les éléments poutre des corps recalés en première étape sont assemblés et les raideurs articulaires, obtenues de façon expérimentale (tableau 3-1), sont intégrées aux nœuds des liaisons du modèle. Le modèle global de la structure du robot est ainsi généré. La broche et l'outil sont modélisés et présentés sur la figure 3-4b par les éléments poutre 3D. Le détail de l'assemblage de poutres équivalentes de la broche est fourni dans la figure 3-7.

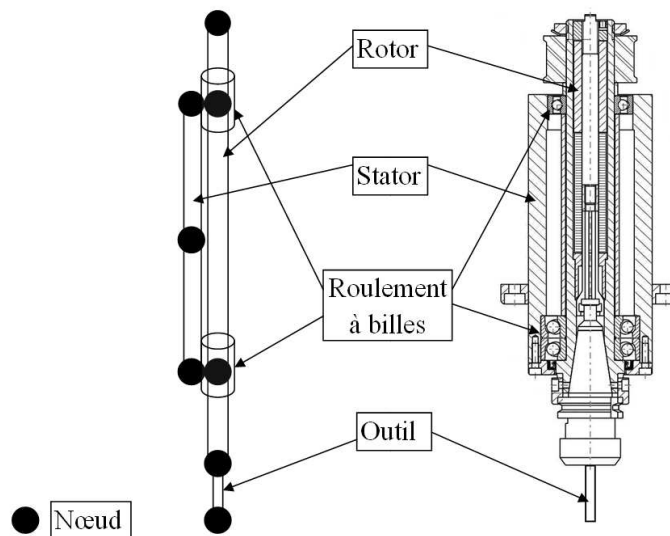


Figure 3-7 : Le modèle AMS de la broche modélisée par les éléments de poutres

Après assemblage du modèle de la structure du robot et celui de l'ensemble broche-outil (la liaison entre l'arbre de la broche et l'outil est considérée rigide), l'étude du comportement dynamique global et l'analyse du comportement modal est rendue possible. La comparaison des résultats d'analyse modale issue de modèle numérique et celle d'expérimentation est réalisée afin de recalibrer le modèle numérique.

Les paramètres à recalibrer sont les géométries et les propriétés matériaux (le module de Young et la densité) de chaque élément de la broche sur le modèle numérique ainsi que les taux d'amortissement de la structure globale du robot. Pour cette raison, la deuxième étape de recalibrage est à deux niveaux :

- recalibrage fréquentiel ;
- recalibrage d'amortissement.

La matrice d'amortissement du robot est supposée proportionnelle aux matrices de masse \mathbf{M} et de rigidité \mathbf{K} (hypothèse de Rayleigh) comme présenté en section 2.2.2. L'objectif du recalibrage est de minimiser l'écart entre la FRF expérimentale et celle obtenue par le modèle numérique du même point de mesure et même point d'impact.

L'analyse modale expérimentale a été effectuée sur le robot ABB IRB6660 en différents points de l'espace du travail par S. Mejri et al. [Mejri et al. 2015]. Ces résultats d'identification modale expérimentale constituent la référence pour le recalibrage des paramètres dimensionnels des poutres équivalentes de la broche et les taux d'amortissement de modèle dynamique du robot.

Les opérations d'usinage considérées avec le robot ABB IRB6660 sont des opérations de fraisage de flan caractérisées par deux composantes d'effort dans le plan perpendiculaire à l'axe de l'outil. Ainsi les FRFs dans le plan perpendiculaire à l'axe d'outil sont prises en considération pour le recalibrage du modèles poutre équivalent.

3.1.2.1. Protocole expérimental

Les Fonctions de Réponses en Fréquences (FRF) expérimentales de la structure du robot-broche-outil sont obtenues en excitant avec un marteau d'impact (PCB Piezotronics, modèle 086D05). L'impact est appliqué en direction radiale de l'outil fraisage (\varnothing 12mm) et la réponse vibratoire correspondante est mesurée avec deux accéléromètres unidirectionnels (PCB Piezotronics, Modèle 333C68) installés sur l'outil comme illustré dans la figure 3-8b et c. Les points des mesures et d'impact sont les mêmes sur le modèle numérique (Figure 3-8a). L'outil en carbure monobloc (diamètre 12mm avec deux dents) est freiné dans le porte-outil.

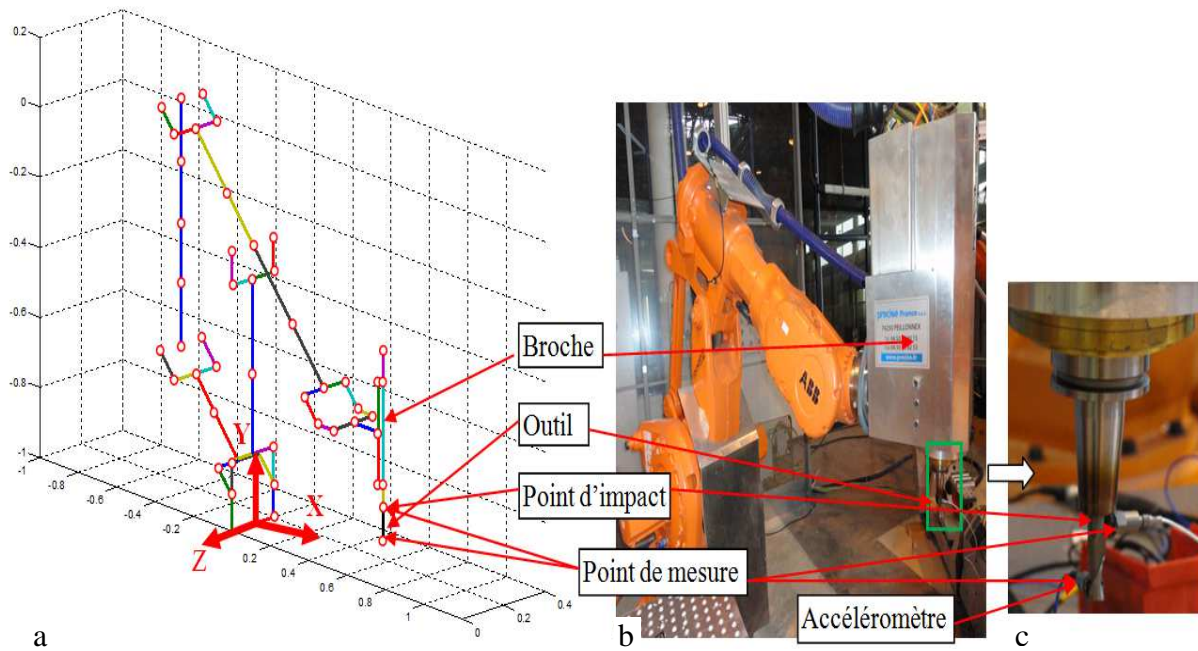


Figure 3-8 : a) Modèle du robot développé sur MATLAB® b) Installation des équipements de mesures sur le robot c) Outil, Porte-outil et positions des accéléromètres

Les fonctions de transfert du modèle numérique (développé sur MATLAB®) sont déterminées par les équations suivantes :

$$H_{ij}(\omega) = \frac{X_i(\omega)}{F_j(\omega)} = \sum_{k=1}^n \frac{P_{ik}P_{jk}}{-\omega^2 + \omega_{0k}^2 + 2\eta_k\omega_{0k}\omega} = \sum_{k=1}^n G_k(\omega)P_{ik}P_{jk} \quad (3-5)$$

Où ω_{0k} , P_{ik} et η_k sont respectivement la pulsation propre, la $i^{\text{ème}}$ coordonnée de la déformée modale et le facteur d'amortissement modal du $k^{\text{ème}}$ mode propre. ω est la variable de Fourier correspondant à une pulsation de vibration de la structure. $F_j(\omega)$ et $X_i(\omega)$ sont respectivement la force d'excitation au point d'impact j et le déplacement au point de mesure i de la structure.

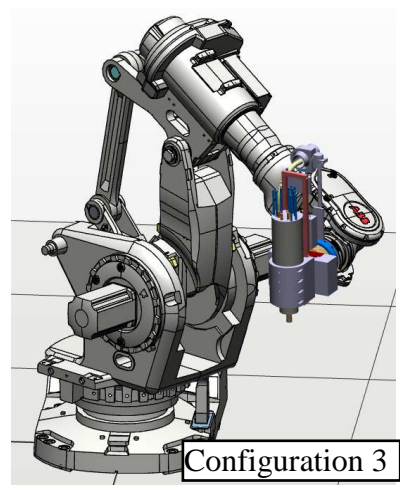
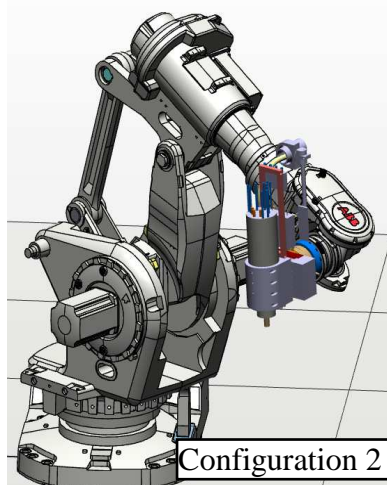
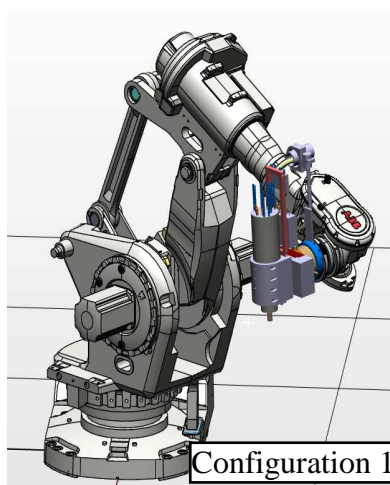
Étant donné que la réponse issue de l'analyse modale expérimentale est en accélération au point de mesure, la FRF du modèle numérique doit être dérivée deux fois pour être comparable à la FRF expérimentale.

$$A_{ij}(\omega) = \frac{\ddot{X}(\omega)}{F(\omega)} = -\omega^2 H_{ij}(\omega) \quad (3-6)$$

Les essais d'analyses modales sur la structure de l'ensemble robot-broche-outil sont réalisés en différentes configurations présentées dans le tableau 3-3 et la figure 3-9 (les angles des articulations sont illustrés dans la figure 3-2).

Tableau 3-3 : Les configurations des essais modaux

Configuration	φ_{10}	φ_{21}	φ_{31}	φ_{43}	φ_{54}	φ_{65}
1	55°	24°	331.3	88	93	-106
2	55°	17°	330	111	85	-104
3	55°	11°	328	117	76	-103
4	55°	4.4°	327.6	124	66.7	-101
5	55°	-1.4°	327.5	132	57	-97
6	55°	-6.5°	327	142	47	-92
7	55°	-10°	326.8	157	37	-82
8	55°	-13°	326	177	30.4	-64
9	55°	-13.4°	326	208	28	-39



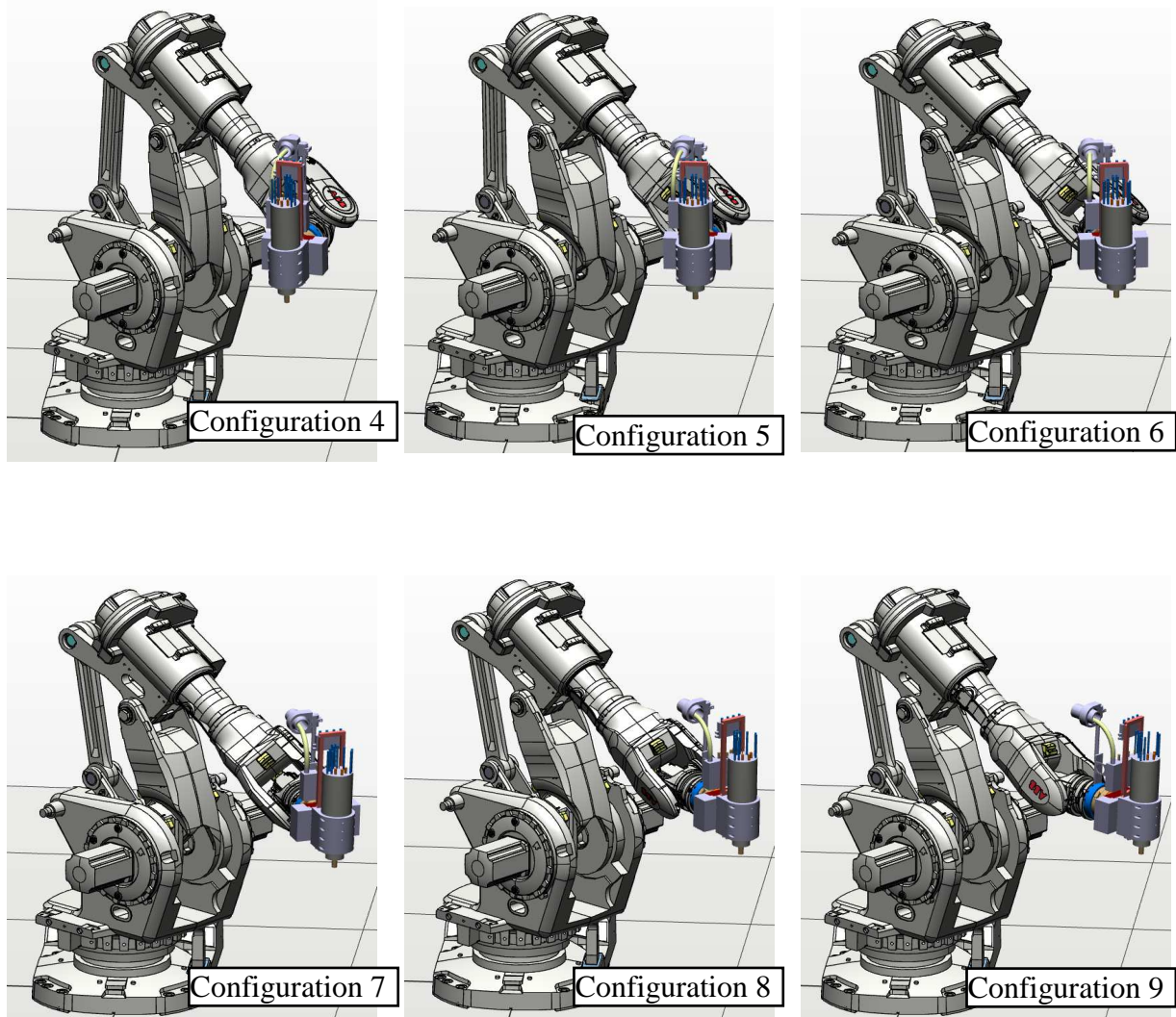


Figure 3-9 : a) Les configurations présentées dans le tableau 3-3.

D'autres essais sont effectués dans les mêmes configurations mais, sans la broche. Ils nous permettent d'identifier l'influence de la broche sur le comportement modal global de la structure du robot. En particulier les fréquences propres liées à l'ensemble broche-outil peuvent être identifiées.

3.1.2.2. Recalage du modèle numérique

Dans cette étape les dimensions des éléments poutres de la broche (figure 3-7) du robot constituent les critères d'optimisation. La fonction objectif à minimiser est l'écart entre les courbes FRF théoriques issues du modèle numérique et celles mesurées expérimentalement.

La figure 3-10 présente les FRFs en différentes configurations de la structure de l'ensemble robot-broche-outil (9 configurations) présentées dans le tableau 3-3 et la figure 3-9. On peut observer que les deux modes ayant comme fréquence propres 875Hz et 1370 Hz ne changent pas avec l'évolution de la configuration du robot.

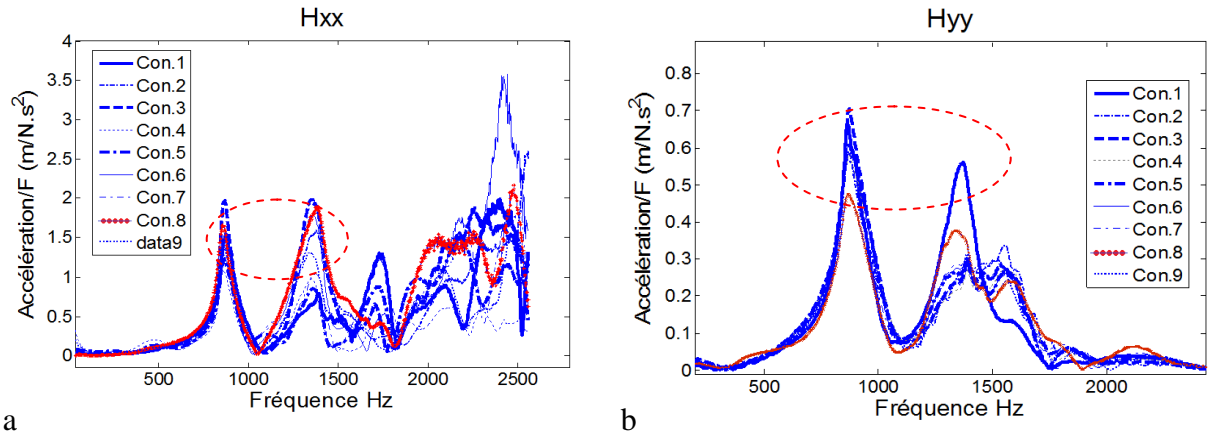
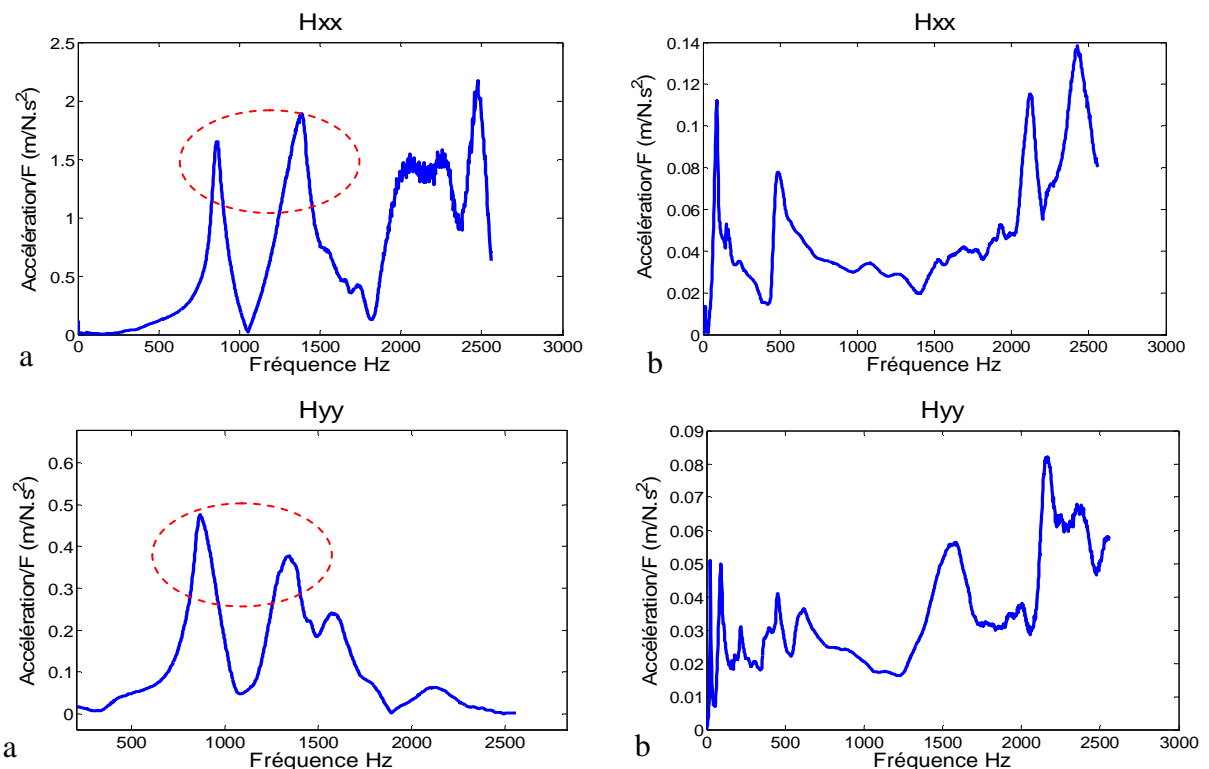


Figure 3-10 : Les FRFs de l'ensemble robot-broche-outil, mesurées en bout d'outil, pour différentes configurations a) La mesure et l'impact sont dans la direction x b) La mesure et l'impact sont dans la direction y.

L'essai modal est refait dans le cas où la broche n'est pas montée sur le robot. Les figures 3-11b montrent que les deux fréquences 875Hz et 1370 Hz n'apparaissent si la broche est montée sur le robot, ce qui signifie que ces modes sont liés au comportement de la broche-outil.



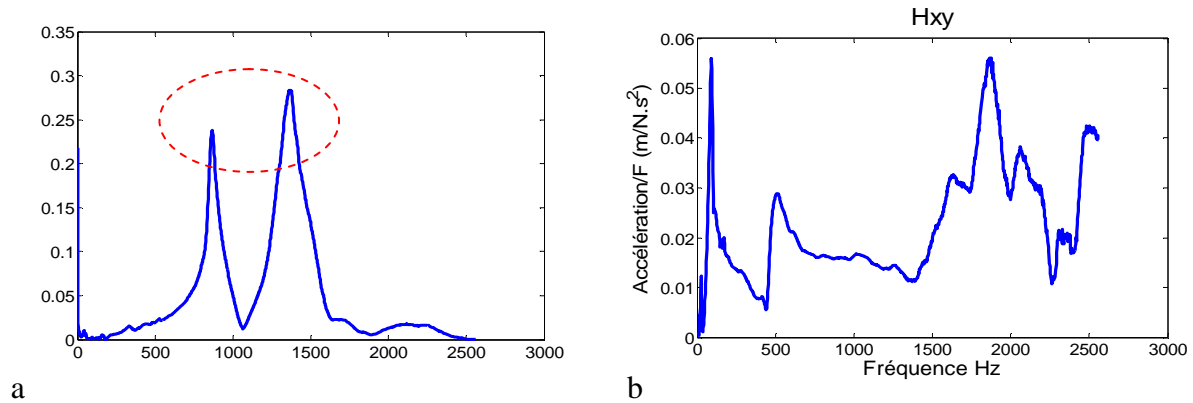


Figure 3-11 : a) La FRF de la structure de l'ensemble robot-broche-outil b) La FRF du robot sans la broche

Par conséquent, on focalise sur ces modes pour optimiser les paramètres géométriques et matériaux de la broche-outil du modèle numérique. La figure 3-12 présente les résultats du recalage fréquentiel du modèle numérique par les résultats expérimentaux sur la structure de robot-broche-outil.

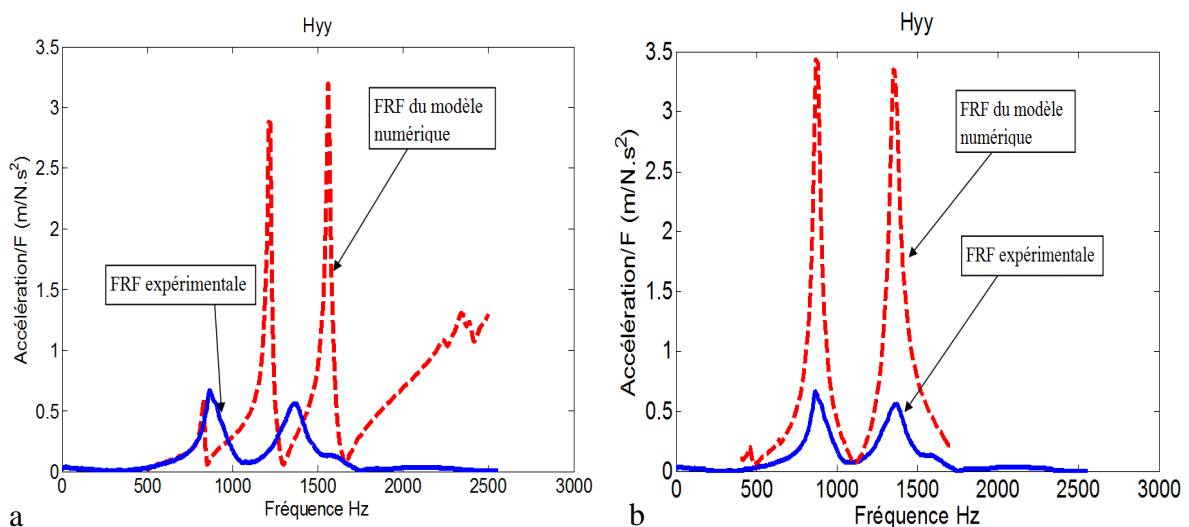


Figure 3-12 :a) La FRF expérimentale et numérique au bout d'outil avant recalage b) après recalage fréquentiel

Le deuxième niveau de recalage consiste à recaler l'amortissement du modèle. La matrice d'amortissement du robot (C) est considérée proportionnelle à la matrice de masse M et de la matrice de rigidité K .

$$C = \alpha K + \beta M$$

Les paramètres α et β sont des paramètres de recalage. On minimise l'écart entre la FRF expérimentale et celle du numérique en variant les paramètres de recalage (α et β). La figure 3-13 présente le résultat de recalage, issue de l'optimisation. Les amplitudes de la FRF

numérique sont plus proches de celles de la FRF expérimentale en comparaison des courbes de la figure 3-12.

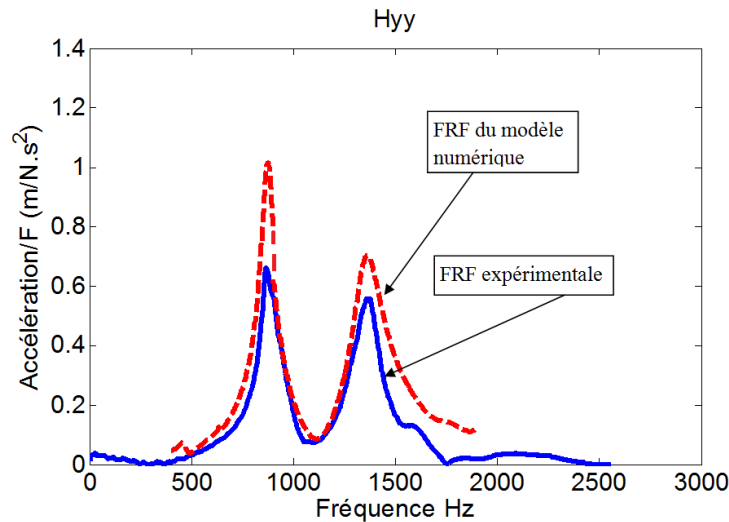


Figure 3-13 : recalage d'amortissement

La simulation du modèle numérique recalé permet de prédire le comportement dynamique du robot en différentes configurations dans l'espace du travail. Les effets de changement de la configuration des différentes parties du robot sur le comportement dynamique du système et la stabilité en usinage, à ce stade, peuvent être investigués.

4 Exploitation du modèle numérique

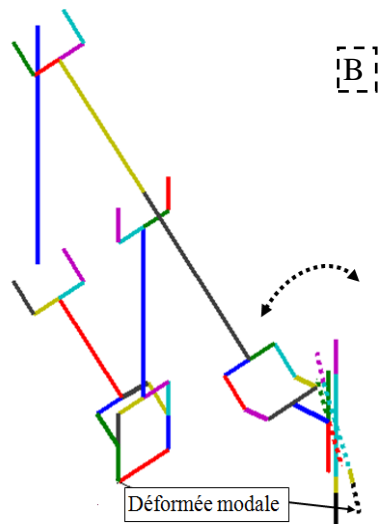
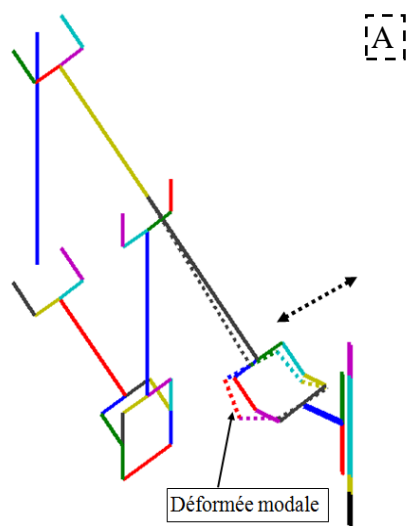
Le robot ABB IRB6660 est composé d'une structure sérielle et d'une structure parallèle. La partie parallèle est configurée par les axes 2 et 3 et la partie sérielle par les axes 4, 5, 6. Par conséquent, dans cette section, l'étude des variations du comportement dynamique du robot issu du changement de la configuration de chaque partie est effectuée. L'axe 1 du robot, présenté dans les figures 3-1 et 3-4, n'a pas d'effet sur le comportement dynamique, car la rotation autour de cet axe ne change pas la configuration intrinsèque de la structure dont le comportement reste identique en appliquant cette même rotation au repère de référence.

La broche installée sur le robot est une électrobroche FISCHER MFW 1412/36 d'une puissance de 15.2 kW et de vitesse maximale de 36000 tr/min. La plage de la vitesse d'application de la broche est limitée entre 5000 tr/min jusqu'à 30000 tr/min. Le fraisage avec un outil à deux dents dans cette plage de vitesse peut exciter la structure dans une gamme fréquentielle de 150 Hz jusqu'à 1000 Hz. Par conséquent, les variations du comportement dynamique sont observées dans cette gamme fréquentielle.

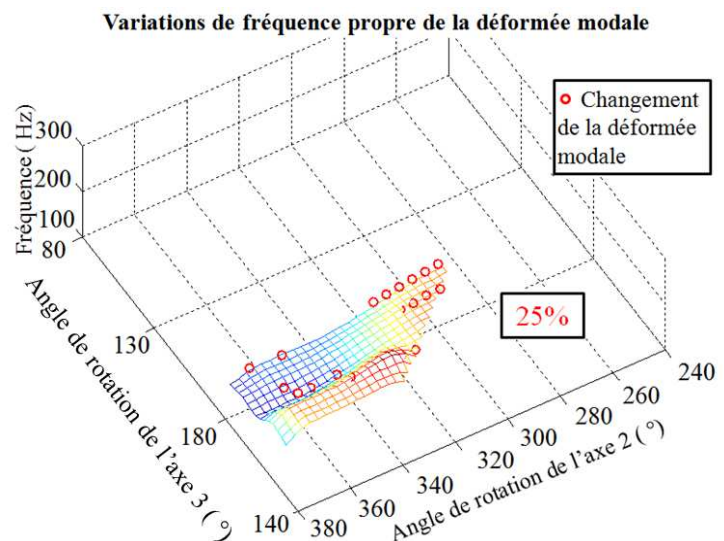
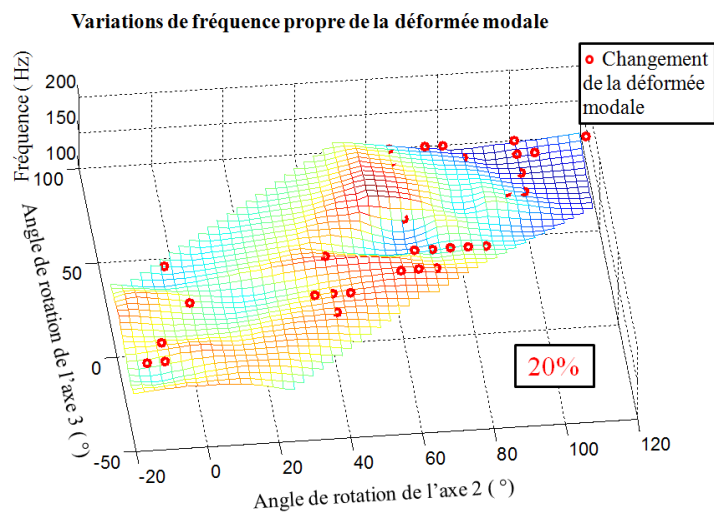
Deux types de configuration ont été sélectionnés de telle sorte que seulement une des parties (partie parallèle ou sérielle) de la structure du robot contribue au mouvement. En première étape, la posture de la partie parallèle est changée sans modifier la partie sérielle. Pour cela, seules les valeurs des axes 2 et 3 (φ_{21} et φ_{31} dans la figure 3-2) évoluent.

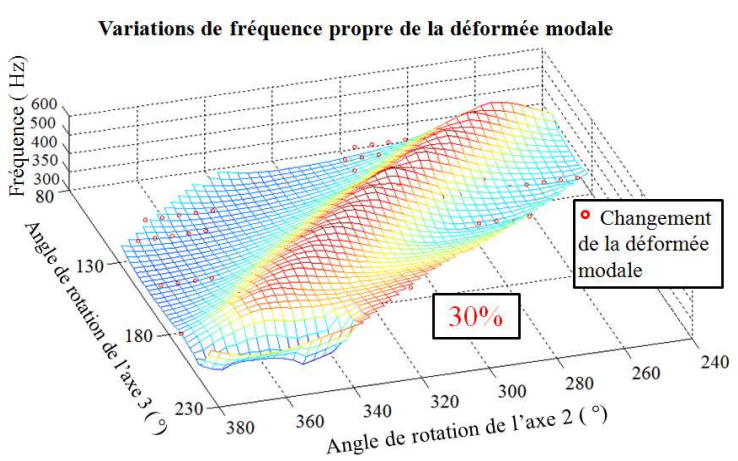
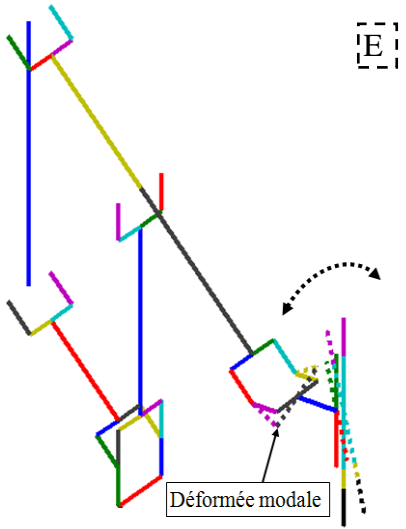
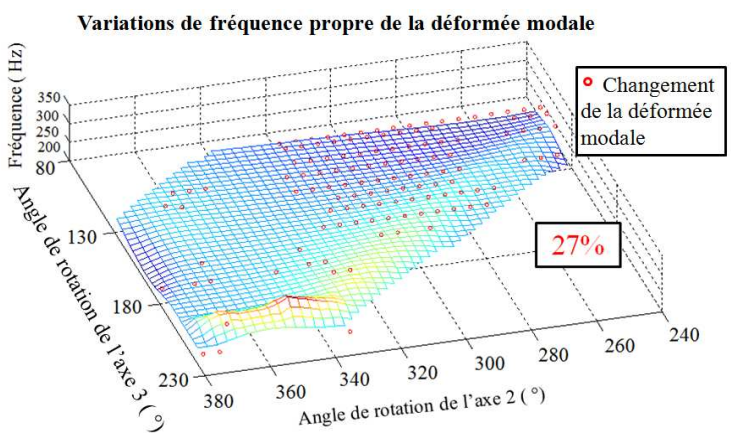
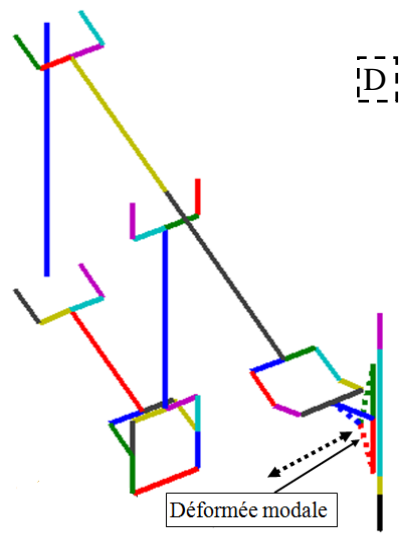
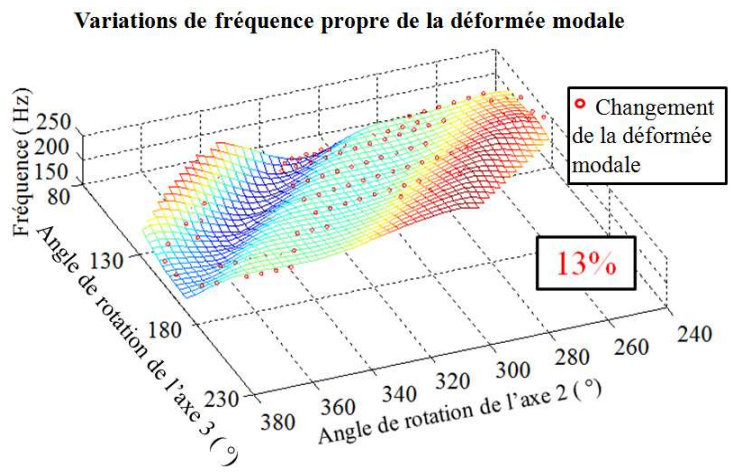
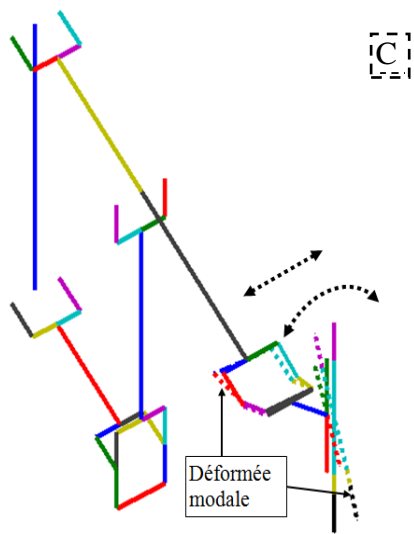
La figure 3- 14 présente les variations fréquentielles de déformées modales (présentées par A, B, C, D, E, F, G, H, I, J et K dans la figure 3-14) en fonction de l'évolution angulaire des axes 2 et 3. On peut observer que le changement de la déformée modale est très fréquent. Les modes A-K sont choisis car ils sont systématiquement présents dans les plages de fréquences sélectionnées. Les variations des valeurs propres pour les modes considérés sont entre 7% jusqu'à 30%.

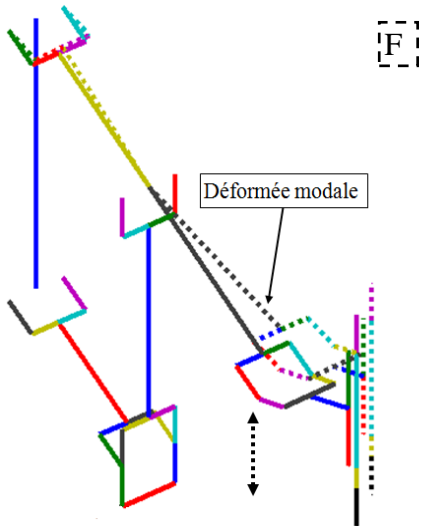
Déformée modale



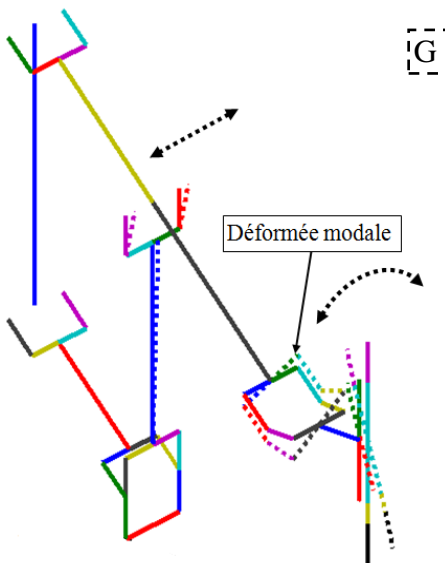
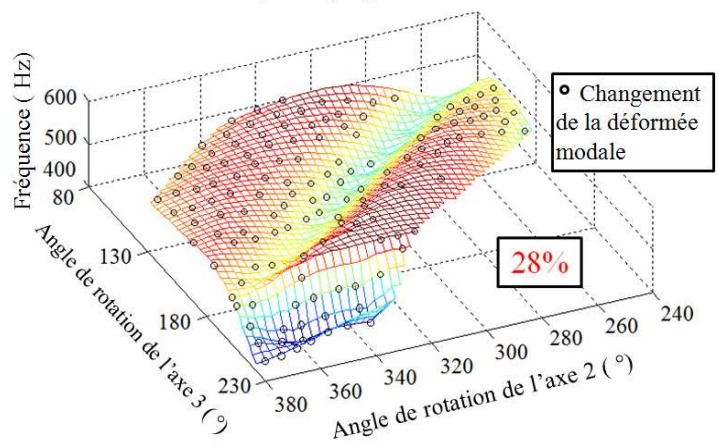
Variations des fréquences propres



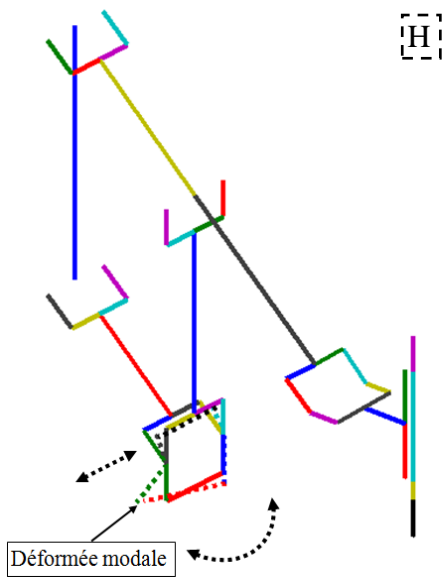
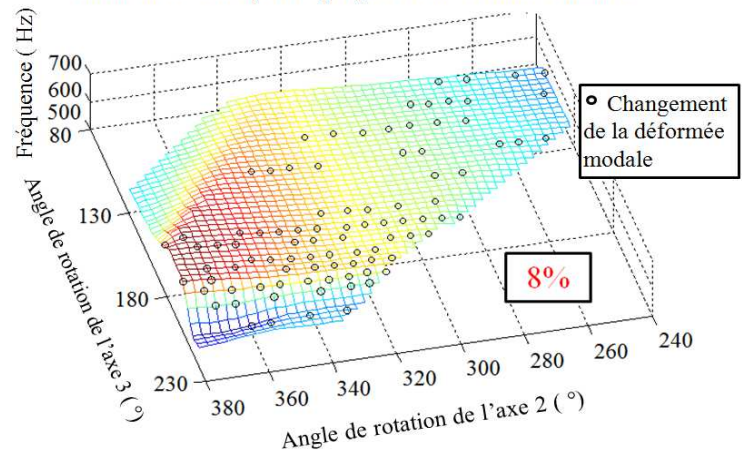




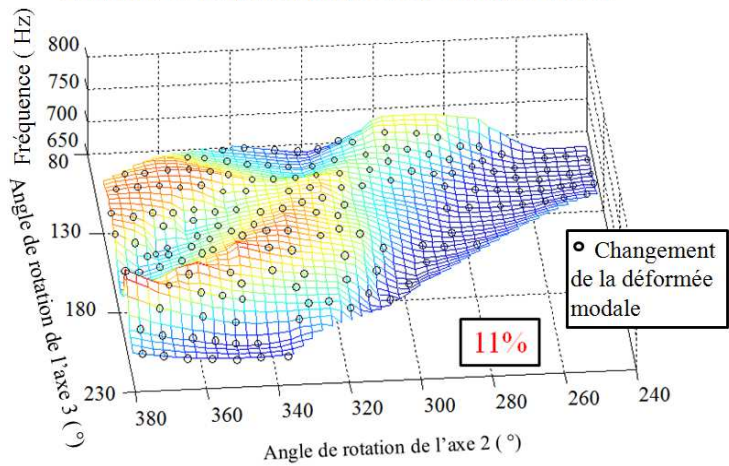
Variations de fréquence propre de la déformée modale



Variations de fréquence propre de la déformée modale



Variations de fréquence propre de la déformée modale



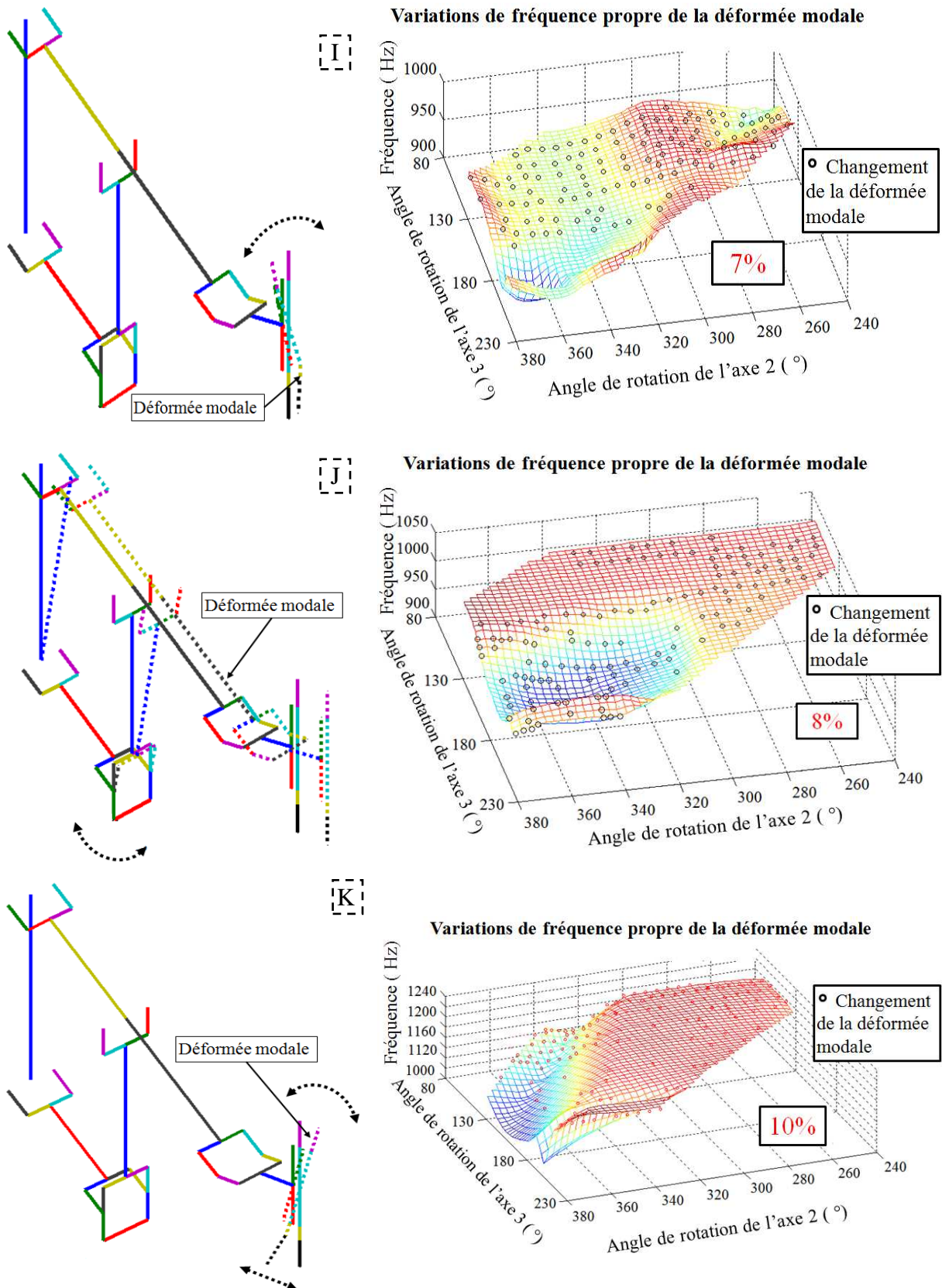


Figure 3-14 : Les variations des modes et des valeurs propres de la structure du robot-broche-outil en fonction de différentes configurations de la partie parallèle.

L'effet du changement de la configuration de la partie sérielle du robot sur les variations du comportement est étudié sur une trajectoire où la configuration de la partie parallèle ne change pas. La figure 3-15 présente cette trajectoire et les configurations du robot.

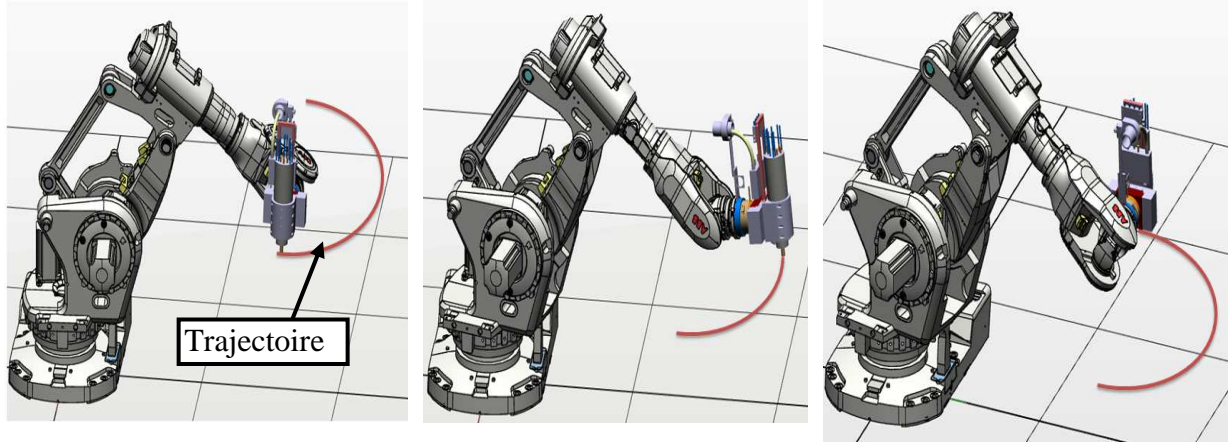


Figure 3-15 : La trajectoire définie pour ne faire évoluer que la partie sérielle de la structure

10 points sont sélectionnés pour observer les variations des modes et des valeurs propres du robot tout au long de la trajectoire (figure 3-16).

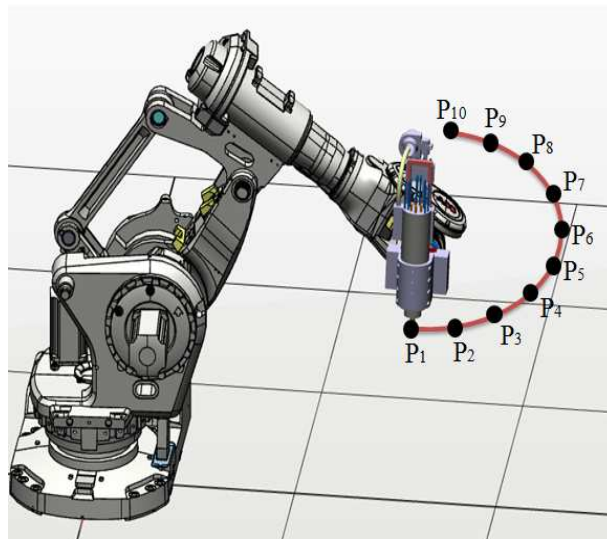


Figure 3-16 : Les points sélectionnés sur la trajectoire définie

On observe les variations des modes A-K présentés dans la figure 3-14. Cela permet des comparaisons entre les différents cas.

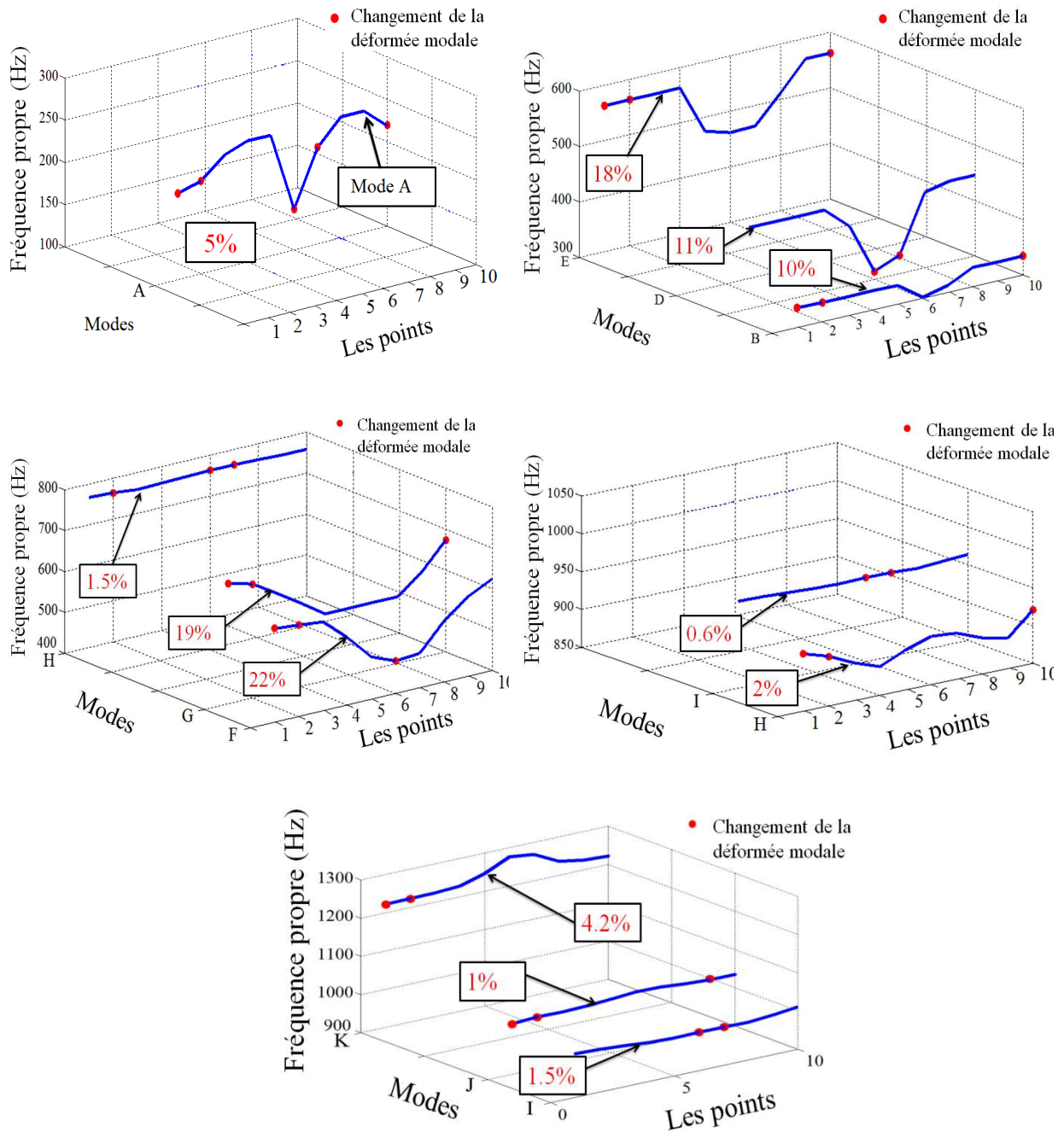


Figure 3-17 : Les variations des modes et des valeurs propres de la structure du robot-broche-outil dues au changement de la configuration de la partie sérielle du robot

Les variations des valeurs propres pour les modes considérés sont entre 1% jusqu'à 22%. Les résultats montrent que :

- Les variations de la configuration de la partie parallèle ou sérielle du robot ont un rôle plus au moins importants sur les variations du comportement du robot. Par exemple, pour la déformée modale G la variation de la partie sérielle du robot induit 18% de la variation sur la valeur propre tandis que la variation de configuration de la partie

parallèle impose 8%. En revanche, pour les déformées A et B, les valeurs propres sont plus influencées par le changement de la configuration de la partie parallèle.

- Le changement de mode (déformée modale) est très fréquent les dans deux cas. On peut observer que pour la même fréquence propre, avec changement de la configuration, les déformées modales sont très différentes. Cela est présenté clairement dans les figures 3-14 et 3-17.
- Les déformées les plus importantes sont au niveau du poignet et de la broche du robot. Ce résultat montre la nécessité de suivre le comportement vibratoire de ces organes de façon rigoureuse.

On a choisi une trajectoire rectiligne, telle que présentée dans la figure 3-18, pour investiguer l'évolution des propriétés modales, mesurés à travers les FRFs du robot au bout d'outil. La figure 3-18 représente ce trajet par 4 points.

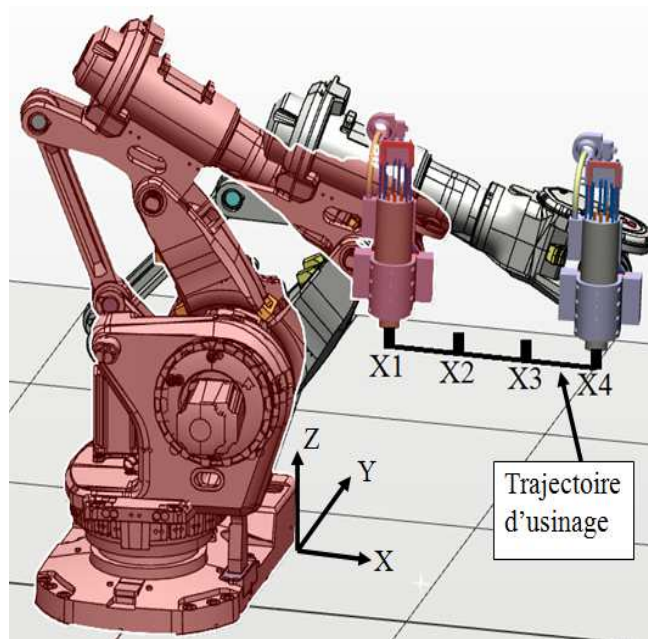


Figure 3-18 : La trajectoire linéaire pour étudier le comportement modal du robot

La figure 3-19 représente le même trajet et les configurations issues du modèle numérique développé sous MATLAB®.

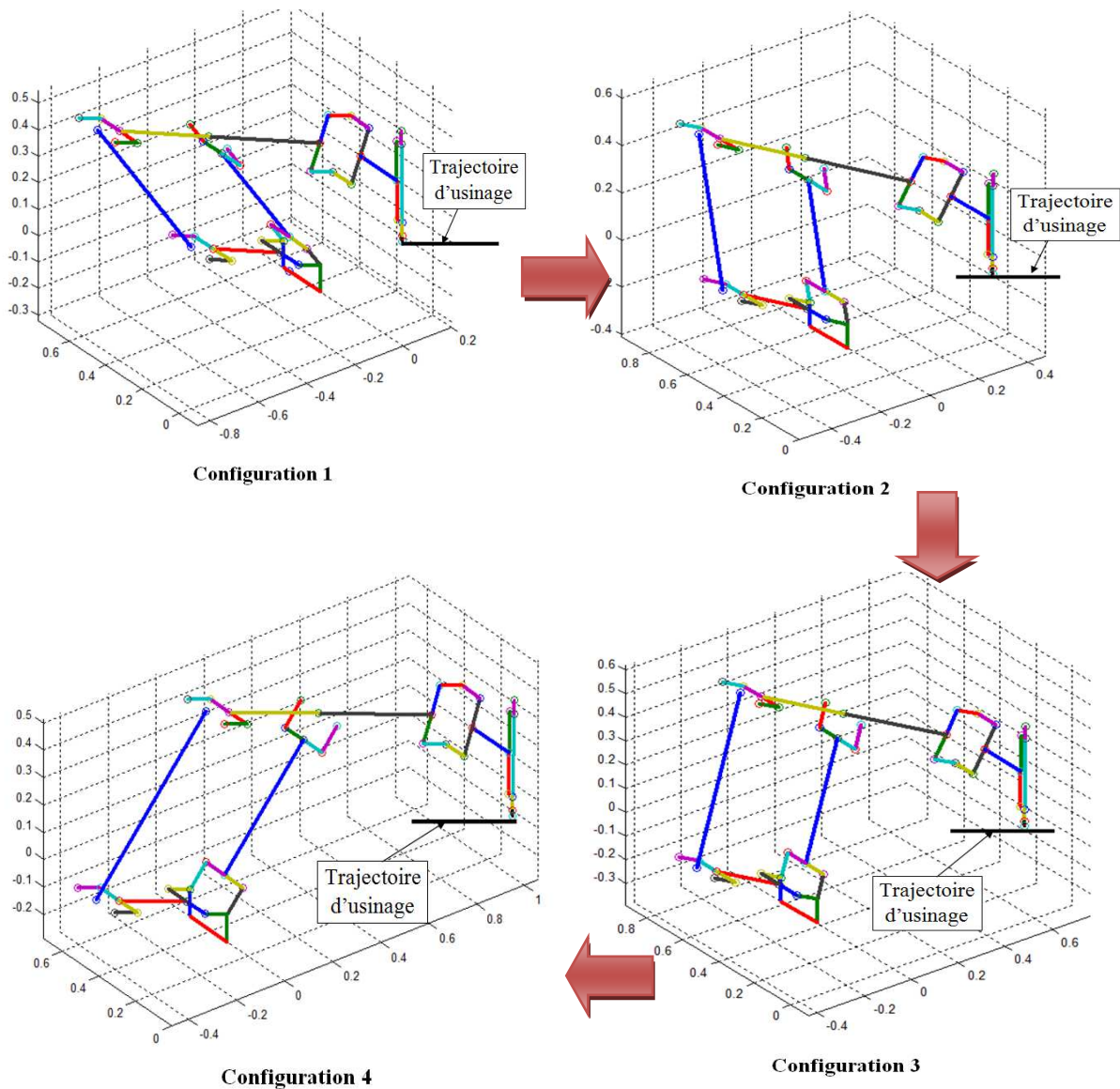


Figure 3-19 : Le modèle sous MATLAB® se déplace à des configurations du robot tout au long de la trajectoire d'usinage (figure 3-18)

La figure 3-20 montre l'évolution des FRFs du modèle numérique au point d'impact et de mesure au bout d'outil. On observe l'apparition et la disparition de pics fréquences relatives à des modes pendant le déplacement du robot du point X1 au point X4. Cela signifie que les déplacements du robot tout au long d'une trajectoire d'usinage peuvent changer les propriétés modales (les déformées et fréquences propres) ainsi que les comportements vibratoires de la structure de robot-broche-outil.

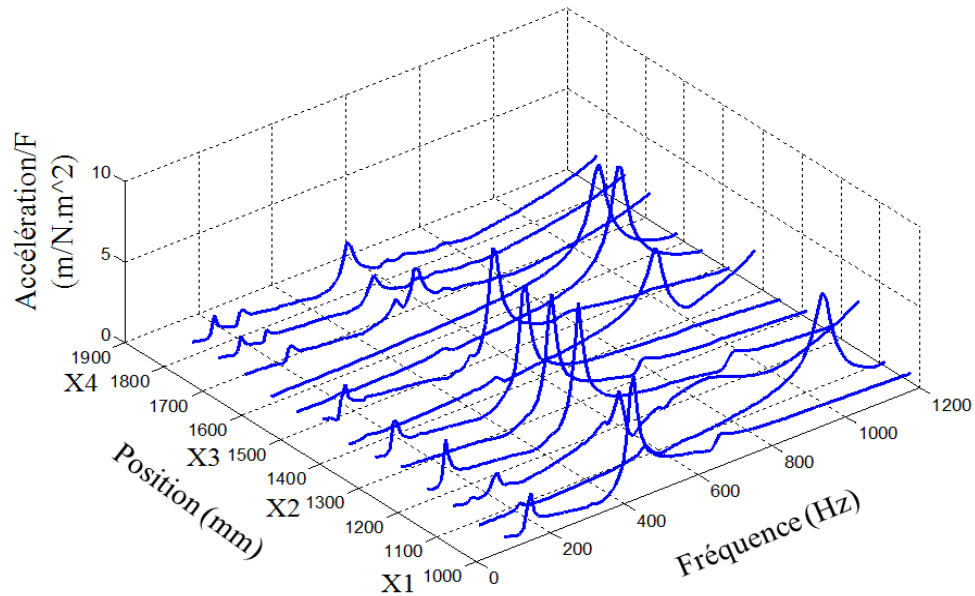


Figure 3-20 : Les variations des FRFs de la structure de robot-broche-outil tout au long de la trajectoire d'usinage

5 Conclusions

Un modèle numérique du robot ABB IRB6660 par une approche corps et liaisons flexibles a été développé. Dans ce modèle, les corps du robot sont modélisés par des éléments poutre à trois dimensions. L'originalité de notre approche réside dans le développement d'un modèle capable d'étudier le déplacement du robot dans son espace de travail et de prédire l'évolution de son comportement dynamique.

Une procédure de recalage du modèle numérique est mise en place afin d'identifier les paramètres géométriques des éléments du modèle ainsi que les amortissements de la structure de l'ensemble robot-broche-outil. La section de chaque élément de poutre du robot a été déterminée en optimisant sa réponse fréquentielle relativement à celle d'un modèle éléments finis fin construit à partir de la géométrie issue de la CAO du robot. Les géométries de la broche-outil et les amortissements de la structure sont identifiés sur la base de l'identification modale expérimentale.

Les variations des comportements modaux de la structure dues au changement de la configuration de la partie parallèle et de la partie sérielle du robot ont été étudiées. On constate des variations des fréquences propres significatives associées à des changements de la nature des déformées modales. Ce constat rend très délicat l'identification modale

expérimentale de la structure comme du robot-broche-outil le long d'une trajectoire d'usinage. En revanche, ce modèle numérique permet de les prendre facilement en considération ce qui est très important pour analyser le comportement vibratoire de la structure de robot-broche-outil.

Chapitre 4 : Analyse de la stabilité en usinage robotisé

1 Introduction

Le comportement dynamique du robot d'usinage ABB IRB6660 dans son espace de travail est sujet à de fortes variations en raison des changements de configuration. La prise en compte de ces variations est nécessaire pour l'analyse du comportement vibratoire et de la stabilité en usinage du système robot-broche-outil.

L'objectif de ce chapitre est de développer une méthode d'analyse de la stabilité en usinage robotisé permettant de prendre en compte, en plus des paramètres de coupe, les variations des poses du robot le long de trajectoires d'usinage.

L'analyse classique de la stabilité en usinage peut être caractérisée par un diagramme des lobes de stabilité qui séparent les zones de coupe stables et instables en fonction des paramètres de coupe. Le diagramme des lobes de stabilité est un outil efficace pour prédire et contrôler le phénomène du broutement en usinage. C'est une méthode analytique qui permet d'avoir une vision plus globale de la stabilité en fonction des paramètres de coupe.

La première partie de ce chapitre décrit le phénomène d'instabilité de la coupe en usinage robotisé. La boucle fermée d'usinage présentée au premier chapitre (figure 1-13) est développée dans le cas de l'usinage robotisé. Ensuite, à l'aide du modèle analytique développé, des diagrammes des lobes de stabilité en trois dimensions sont proposés. Cette représentation 3D permet d'observer la stabilité en usinage robotisé en fonction d'un troisième paramètre qui est la position de l'outil le long d'une trajectoire.

La deuxième partie est consacrée à la validation expérimentale des lobes de stabilité obtenus par l'approche analytique proposée. Les essais d'usinage sont réalisés avec le robot d'usinage industriel ABB IRB6660. Une analyse des mesures expérimentales, telles que le niveau sonore et les accélérations pendant d'opération d'usinage, permet d'identifier le caractère stable ou instable des vibrations en usinage.

La troisième partie de ce chapitre présente les stratégies optimales en usinage robotisé. Le diagramme 3D de stabilité établi en première partie est utilisé pour déterminer des

scénarios d'usinage garantissant la stabilité du process. Ces stratégies permettent d'optimiser les paramètres de coupe ou de position du robot en usinage afin de garantir la stabilité.

2 Analyse de la stabilité en usinage robotisé

Le comportement dynamique du robot, en raison des changements continus de la configuration tout au long des trajets d'usinage, subit des variations. Par conséquent, une nouvelle méthode de présentation de la limite de stabilité en usinage robotisé prenant en compte la pose du robot est nécessaire. Cette nouvelle méthode doit identifier les conditions de stabilité en fonction des paramètres de coupe ainsi que les variations du comportement dynamique du robot tout au long des trajectoires d'usinage. Pour cela, une étude bibliographique a été réalisée sur des opérations d'usinage telles que le fraisage, l'alésage et l'usinage de paroi mince.

Les représentations 3D des lobes de stabilité intégrant une dimension supplémentaire relative à la position de l'outil présentées par U. Bravo et al. [Bravo et al. 2005], I. Mané et al. [Mané et al. 2008] pour l'analyse de la stabilité de l'usinage de paroi mince sont pertinentes dans le cas de l'usinage robotisé, car les comportements dynamiques du système varient tout au long des trajectoires d'usinage. Cette représentation 3D, peut également être utilisée dans le cas de l'usinage robotisé.

2.1. Diagramme tridimensionnel des lobes de stabilité

Le diagramme 3D des lobes de stabilité permet de prendre en compte les effets des variations du comportement dynamique du robot tout au long des trajets sur la stabilité en usinage. Pour établir ce diagramme dans chaque configuration du robot, les lobes de stabilité doivent être tracés en considérant le comportement dynamique réel. La boucle fermée d'usinage représentative du mécanisme de génération de la surface dans le cas de l'usinage robotisé est modifiée comme indiqué en figure 4-1. Au sein de cette nouvelle boucle analytique décrivant la stabilité d'usinage le modèle dynamique est recalculé à chaque pas de temps en considérant les nouvelles configurations du robot.

Des lobes de stabilité sont tracés à chaque point de la trajectoire d'usinage en fonction de la vitesse et de la profondeur de coupe. Ainsi, le diagramme tridimensionnel de la stabilité est établi en ajoutant un axe supplémentaire représentant la position de l'effecteur du robot tout au long du trajet d'usinage.

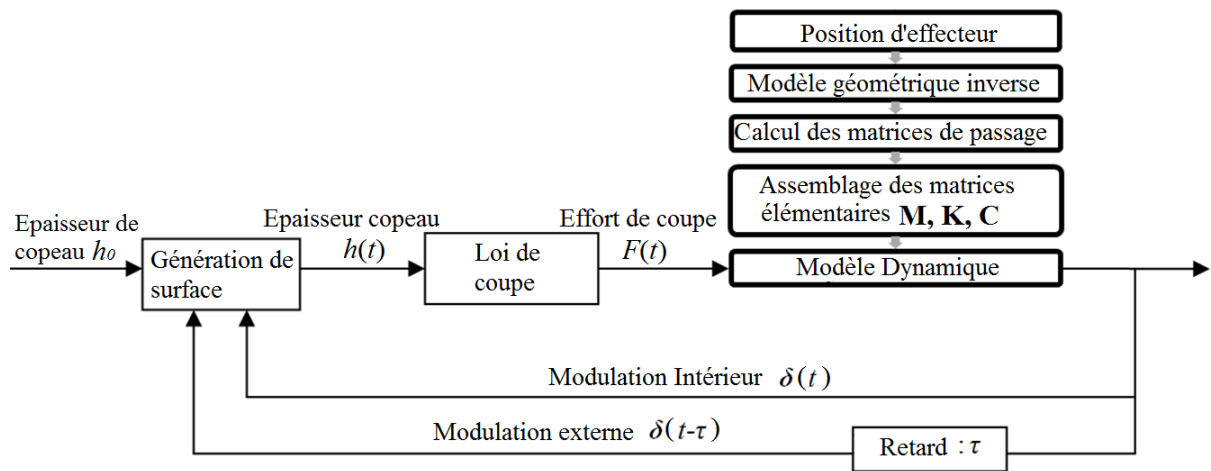
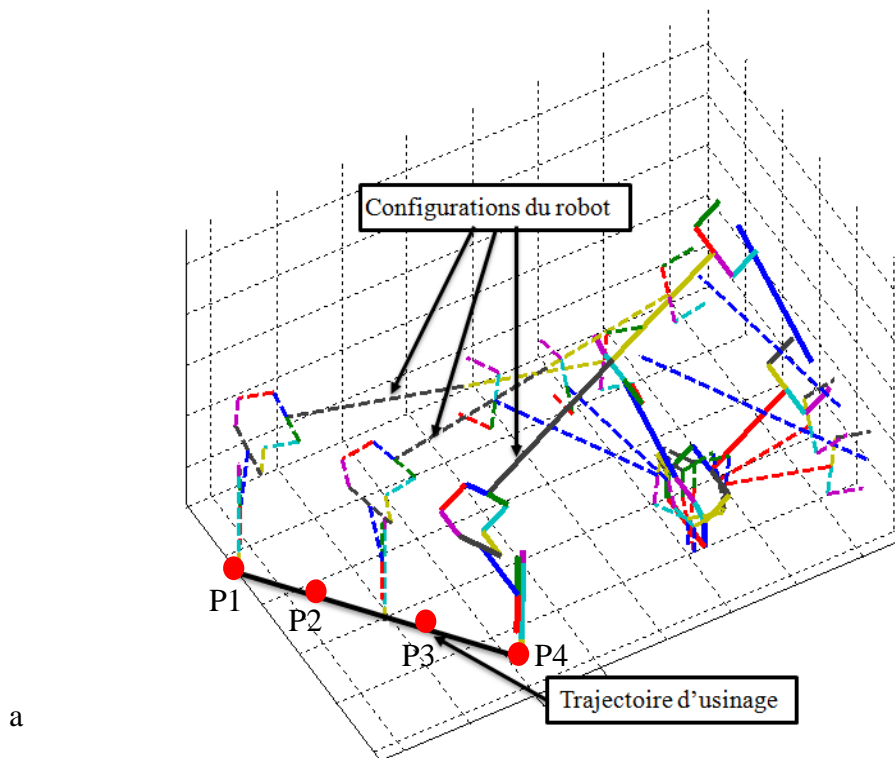


Figure 4-1 : Représentation par schéma bloc de la boucle auto-régénérative des vibrations en usinage robotisé

Une trajectoire linéaire, représentative d'un usinage a été choisie pour générer ce diagramme de stabilité 3D. La figure 4-2 présente les déplacements du robot ABB IRB6660 tout au long du trajet d'usinage.



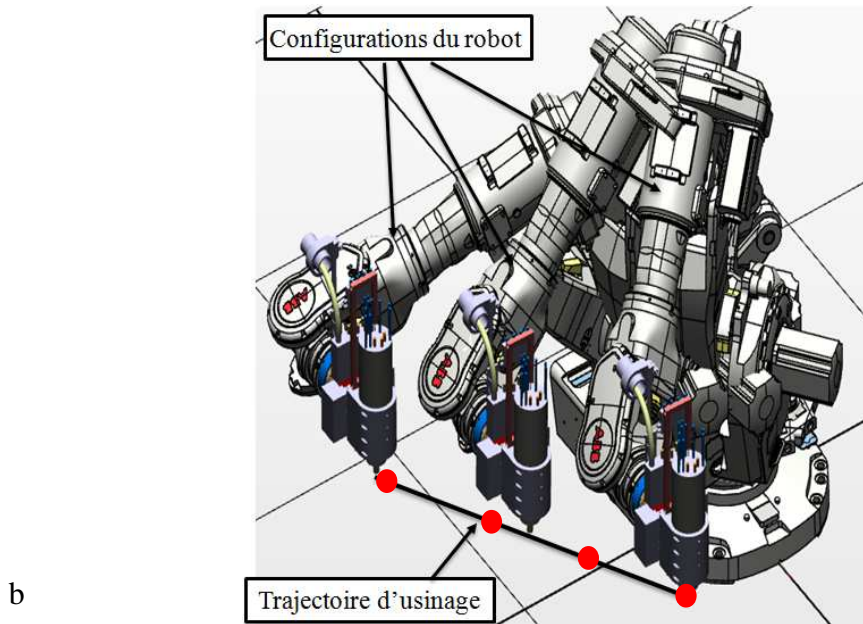


Figure 4-2 : Configurations étudiées a) représentées sous MATLAB® b) représentée sous RobotStudio®.

La boucle fermée d'usinage présentée dans la figure 4-1 permet d'établir le diagramme de stabilité en 3D en fonction de la profondeur de coupe, de la vitesse de rotation et du déplacement du robot le long de la trajectoire considérée. Pour chaque point de la trajectoire, le modèle dynamique du robot est recalculé selon la démarche de modélisation présentée en section 2.2.1 et ensuite, réinjecté dans la boucle fermée d'usinage. La figure 4-3 montre les lobes de stabilité établis par cette approche en quatre points de la trajectoire de la figure 4-2.

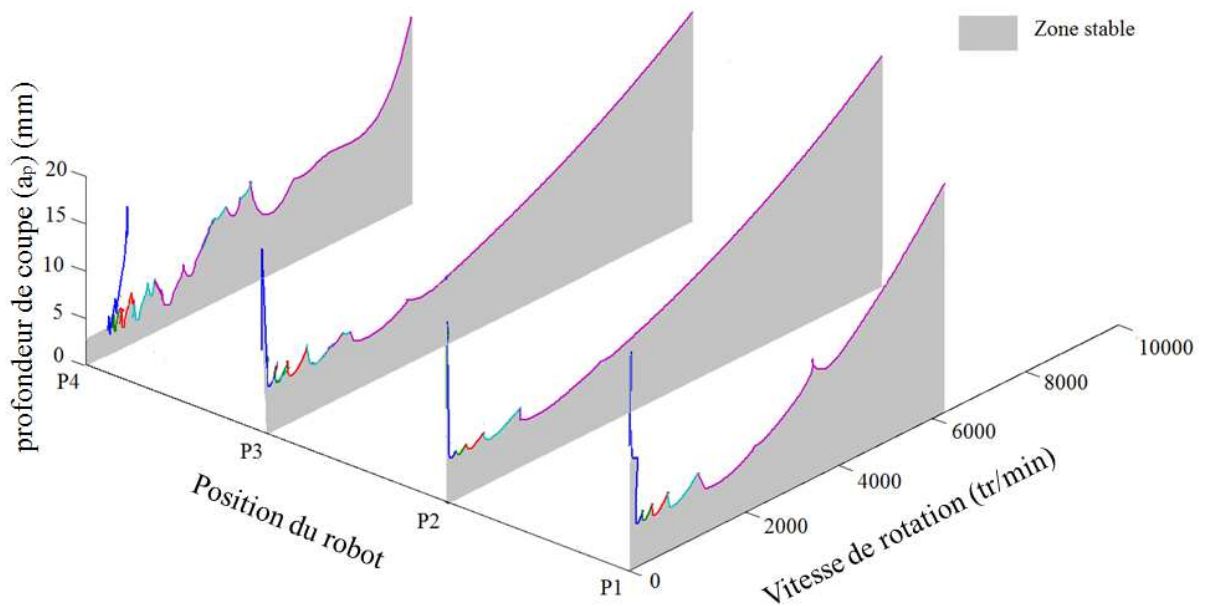


Figure 4-3 : Diagramme de stabilité en 3D de l'usinage robotisé.

L'usinage considéré est un fraisage d'épaulement avec des composantes d'efforts de coupe dans la direction d'avance et perpendiculaire à la surface d'usinage. La détermination des limites de stabilité est présentée dans la section 2.1.1.

Les configurations articulaires du robot correspondant aux quatre points (P1...P4) montrés dans les figures 4-2a et 4-3 sont données dans le tableau 4-1 :

Tableau 4-1 : Les configurations articulaires du robot pour les point P1... P4

Point	φ_{10}	φ_{21}	φ_{31}	φ_{43}	φ_{54}	φ_{65}
P1	-104	65.25	16.6	-93.6	-102	-73
P2	-89.8	30	35.8	-88.6	-88.4	-54
P3	-81.9	22.2	38.2	-83.6	-82.2	-51
P4	-18.2	61	19.5	-42.5	-25.7	-39

3 Essais d'usinage

Les essais d'usinage sont réalisés sur le robot ABB IRB6660 afin de valider les résultats de stabilité obtenus sur le modèle numérique du robot. Les paramètres de coupe et les configurations du robot le long d'une trajectoire sont définis à partir du modèle numérique et l'analyse de la stabilité en usinage est comparée avec les résultats issus des essais expérimentaux. Le diagramme des lobes de stabilité 3D est établi pour la trajectoire rectiligne entre P1 et P4 définie sur la figure 4-2 avec une discrétisation augmentée des points du trajet comme illustré dans la figure 4-4.

Pour usiner avec des profondeurs de coupe constantes de 5 et 8mm, le diagramme 3D de stabilité est coupé par un plan parallèle aux axes du déplacement et de la vitesse de rotation à la profondeur désirée comme présenté dans les figure 4-4 et figure 4-5. Cela nous permet d'identifier les zones stables et instables de coupe en lien avec un usinage robotisé à profondeur constante.

La figure 4-5 présente les deux tâches d'usinage sélectionnées pour une trajectoire rectiligne entre les points P2 et P3. La simulation par le modèle numérique montre que la tâche d'usinage 1 avec une profondeur de passe de 5mm est dans la zone stable alors que la deuxième tâche d'usinage avec la profondeur de 8mm est dans la zone instable. Les essais

d'usinage sont réalisés dans les mêmes conditions opératoires afin de comparer avec les résultats numériques.

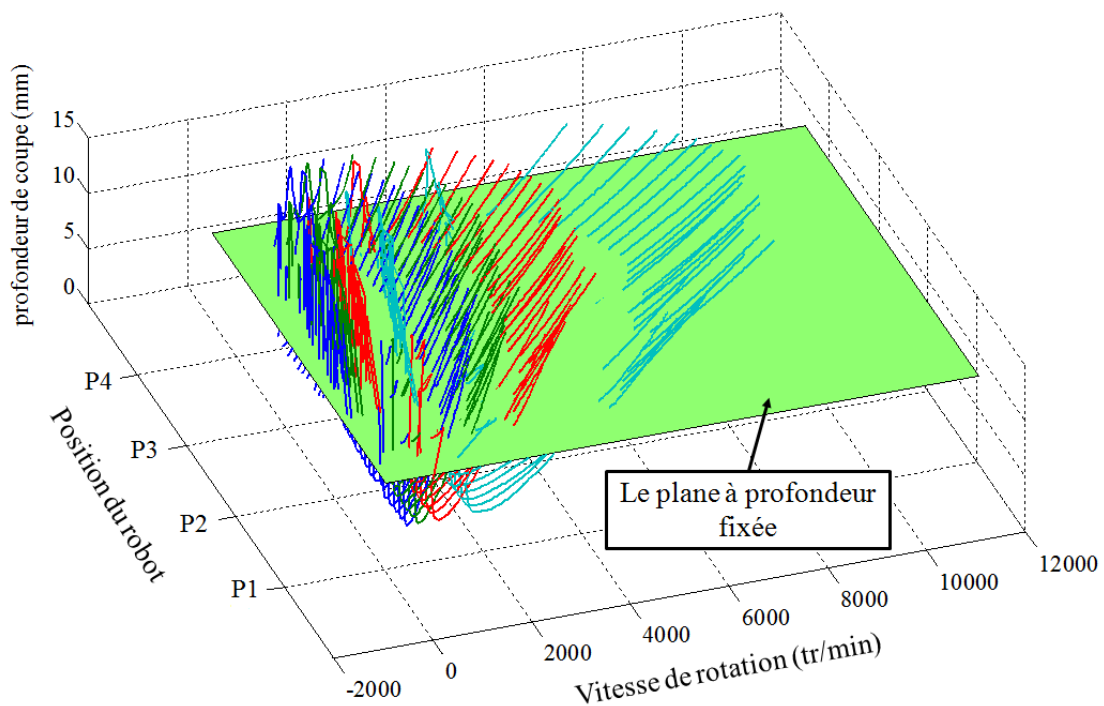


Figure 4-4 : Diagramme des lobes de stabilité 3D et un plan à profondeur fixée.

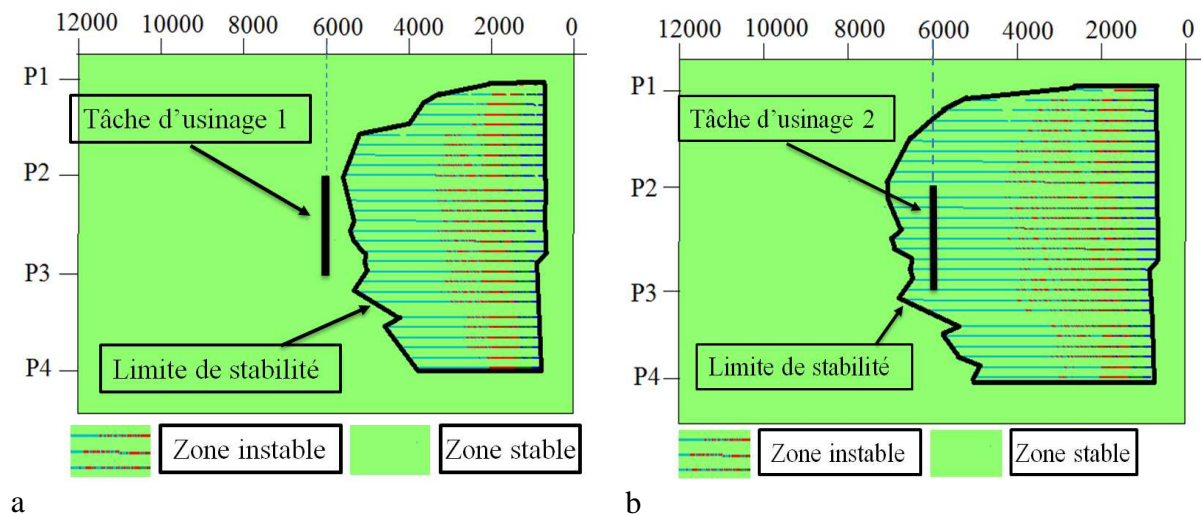


Figure 4-5 : Les tâches d'usinage sélectionnées a) avec la profondeur 5mm (dans la zone stable) b) avec la profondeur 8mm (dans la zone instable)

Les essais sont réalisés avec un robot d'usinage industriel ABB IRB6660 équipé d'une électrobroche FISCHER MFW 1412/36 d'une puissance de 15.2 kW de la vitesse maximale de 36000 tr/min. Les configurations du robot tout au long de la trajectoire d'usinage (figure 4-

2) des tâches d'usinage (figure 4-5) sont identiques à celles sélectionnées pour les simulations numériques.

Des moyens de mesures vibratoires sont utilisés pour identifier et distinguer l'état de vibration de la structure (stable ou instable) pendant les opérations d'usinage considérées.

3.1.Banc de tests

- **Equipement de mesure des signaux**

Les signaux de deux accéléromètres (DYTRAN 3041A3) sont analysés avec le logiciel 01dB. Les deux accéléromètres sont installés sur la broche du robot dans les directions d'avance et perpendiculairement à la surface usinée pour mesurer l'accélération de la structure résultant de l'opération d'usinage sur la structure. À l'aide de ces signaux, le comportement vibratoire du robot en usinage, stable ou instable, peut être étudié.

- **Mesures acoustiques**

Ce moyen est pratique, simple à mettre en œuvre et moins coûteux par rapport à d'autres méthodes d'identification. Le son généré par l'usinage a été enregistré puis analysé à l'aide du logiciel Audacity®. Les signaux sont filtrés pour éliminer les bruits de l'atelier. L'analyse fréquentielle des signaux obtenus indique les fréquences de vibrations pendant les opérations d'usinage [Gagnol 2006].

La figure 4-6 présente les positions des deux accéléromètres sur la broche et le micro pour enregistrer les sons pendant l'opération d'usinage.

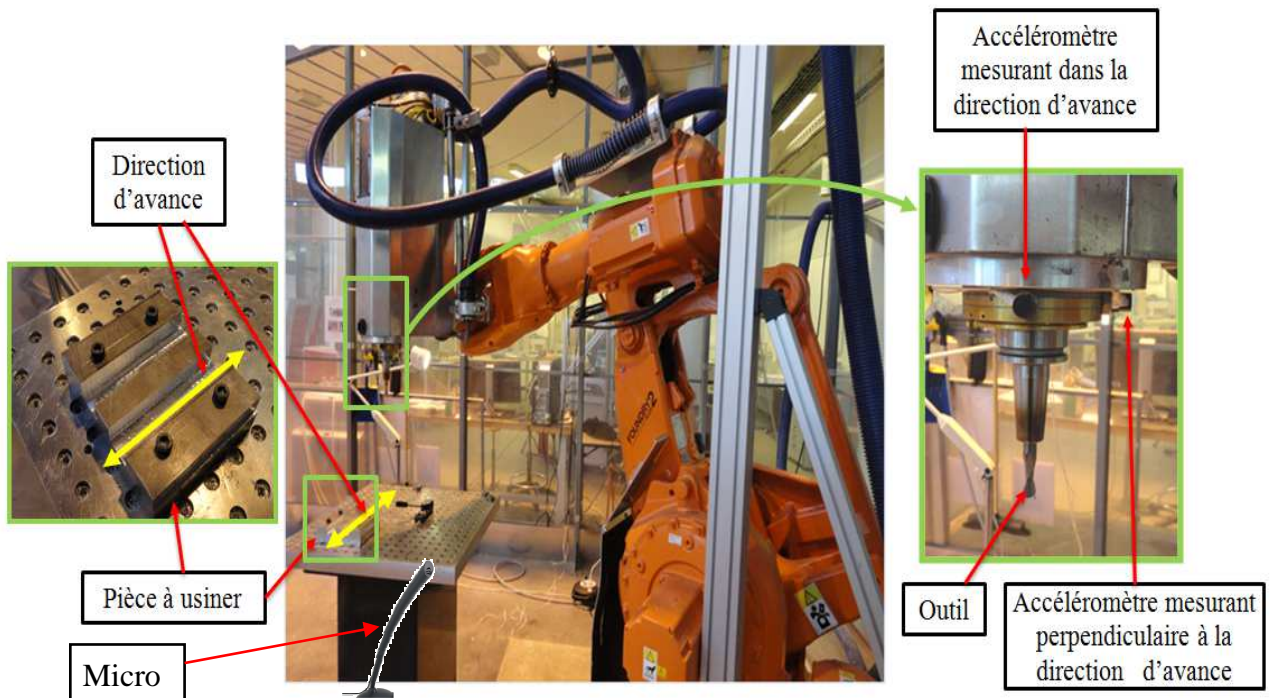


Figure 4-6 : Equipements de mesures des vibrations pendant l'opération d'usinage

Par conséquent, les critères d'identification d'état de vibration (stable ou instable) de l'opération d'usinage sont basés sur des mesures d'accélérations au niveau de la broche, des mesures acoustiques du son généré par la coupe et l'analyse de l'état de la surface usinée.

3.1.1. Paramètres d'usinage

L'outil d'usinage est une fraise en carbure monobloc à deux dents de diamètre 12 mm. Les essais d'usinage sur la pièce en Aluminium AW7050 sont réalisés avec les paramètres de coupe présentés dans le tableau 4-2.

Tableau 4-2 : paramètres d'usinage

Tâche d'usinage	Vitesse de rotation (rpm)	Avance (V_f) mm/min (mm/tour/dent)	Vitesse de coupe (m/min)	a_p	a_r
1	6000	600 (0.05)	226	5	6
2	6000	600 (0.05)	226	8	6

Les paramètres d'usinage comme la profondeur de coupe (a_p) et l'engagement d'outil (a_r) sont représentés sur la figure suivante :

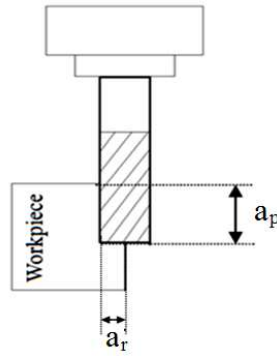


Figure 4-7 La profondeur de coupe a_p et l'engagement latéral d'outil a_r

L'opération d'usinage est une opération de fraisage en opposition. Dans ce mode de fraisage, la direction de l'avance est opposée au sens de rotation (figure 4-8a). L'épaisseur des copeaux est nulle au début de la coupe et augmente jusqu'à la fin de la passe jusqu'à l'avance par dent programmée.

Le fraisage en opposition a été choisi car dans ce mode d'usinage la probabilité d'apparition du phénomène d'instabilité en usinage est plus grande par rapport au fraisage en avalant. L'usinage en avalant amortit plus les vibrations d'outil par rapport de l'usinage en opposition et la force de [Chigbogu et al. 2013].

La figure 4-8a présente les profils d'usinage en opposition et d'usinage en avalant. Les trajectoires des essais d'usinage expérimentaux présentées dans la figure 4-8b sont définies en opposition.

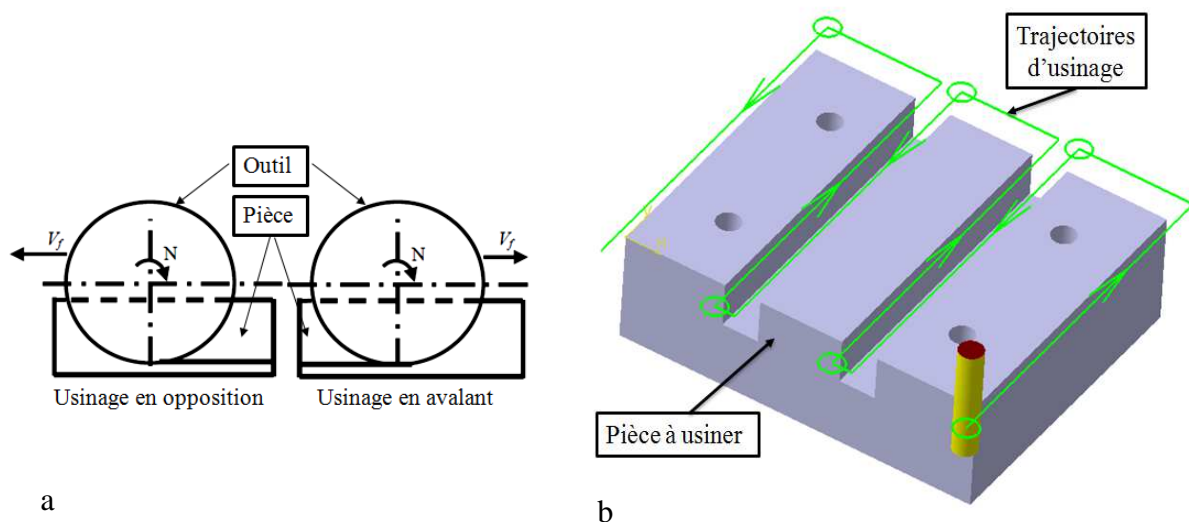


Figure 4-8 : a) Deux modes d'usinage b) Trajectoires d'usinage en mode opposition

3.2. Résultats expérimentaux

La figure 4-9 présente les mesures des accélérations dans deux directions : la direction d'avance d'usinage et la direction perpendiculaire à l'avance, pendant les opérations d'usinage pour les tâches d'usinage 1 et 2 (tableau 4-2). On note l'apparition d'un pic fréquentiel fort à la fréquence 262 Hz dans le cas d'usinage de la tâche 2 par rapport la tâche1 est bien visible dans la figure 4-9a. Elle est bien distincte de la fréquence de passage des dents d'outil (200 Hz). Elle est proche des valeurs propres des modes des déformées modales D ou E (figure 3-14) de la structure de l'ensemble robot-broche-outil. Les autres pics sont majoritairement des harmoniques de la fréquence de passage des dents d'outil et les fréquences résonances plus proches des harmoniques d'excitation.

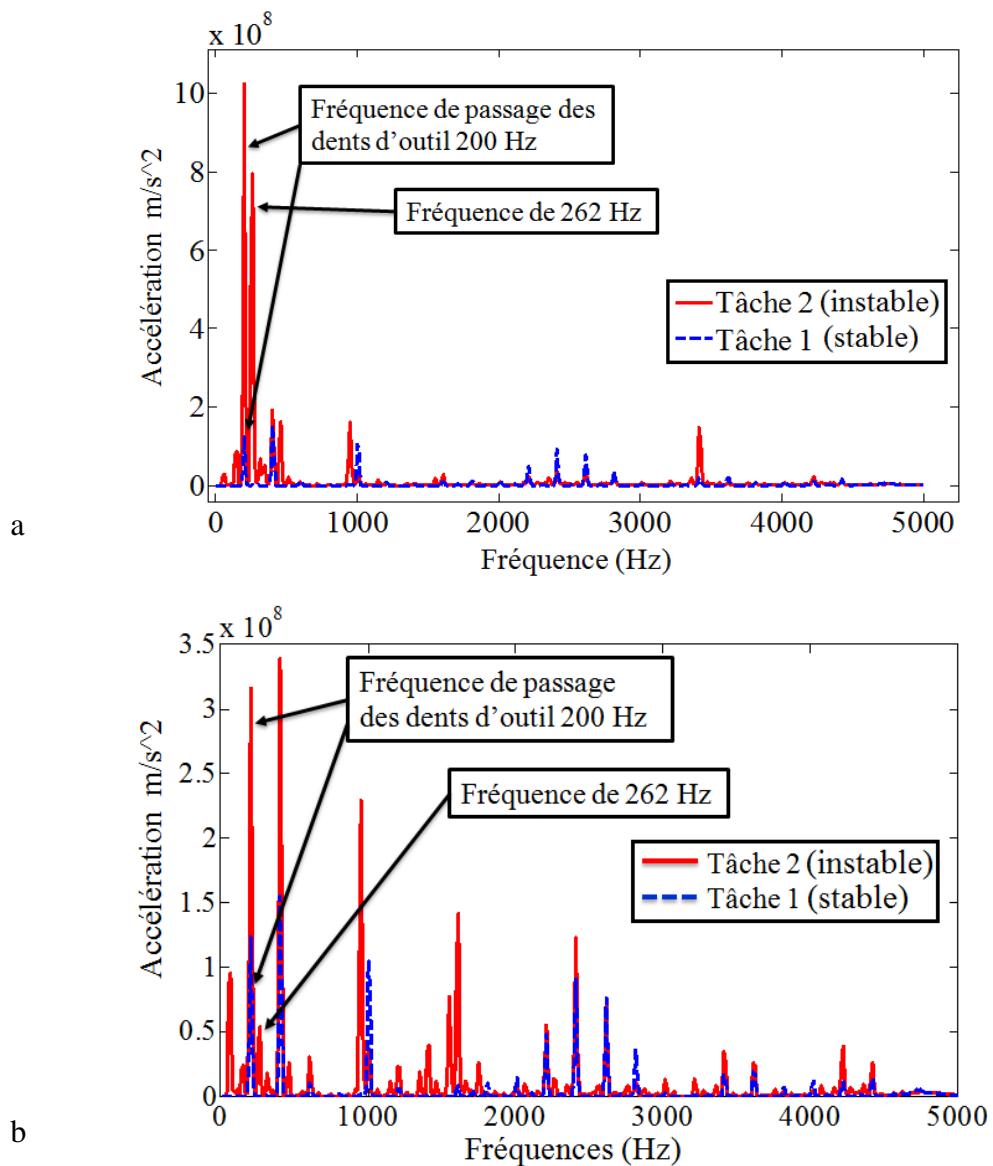


Figure 4-9 : a) Mesures d'accélérations en direction perpendiculaire d'avance b) Mesures d'accélérations en direction avance

Les mesures du son pendant les opérations d'usinage montrent que pour la tâche 1 les vibrations sont amorties quelques secondes après l'engagement d'outil dans la pièce. En revanche, pour la tâche 2 les vibrations s'établissent de façon continue pendant toute la durée de l'opération.

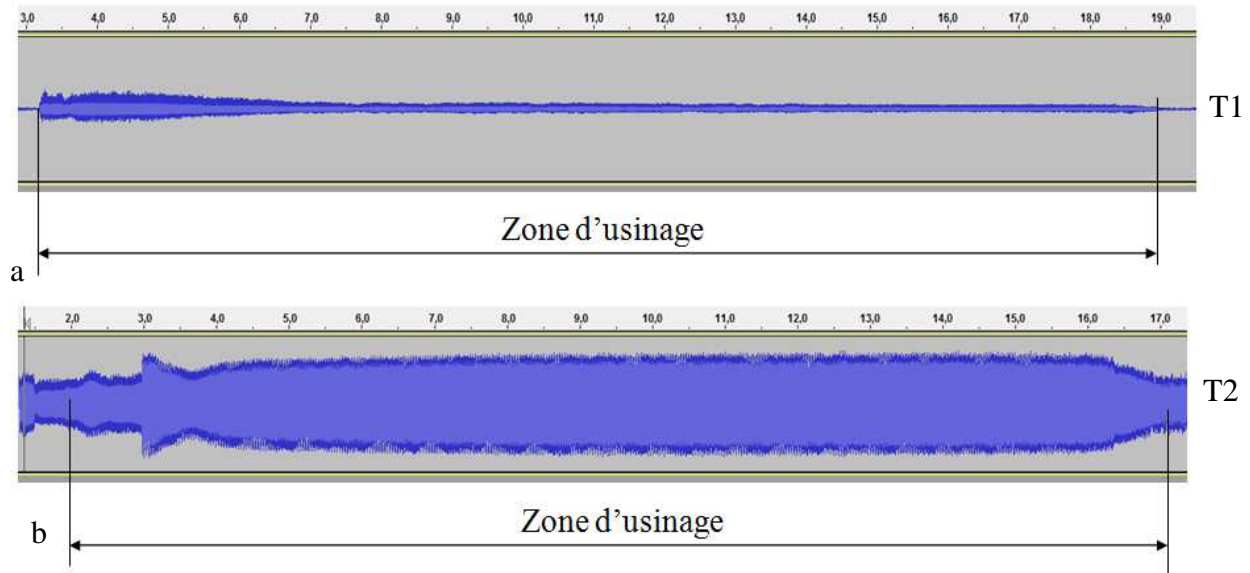


Figure 4-10 : a) Mesures sonores pour la tâche 1 b) Mesures sonore pour la tâche 2

En raison de fort bruit de passage des dents, l'analyse fréquentielle des signaux sonores ne permet pas de distinguer clairement la fréquence de 262 Hz parmi des fréquences de passage des dents. La figure 4-11 présente les résultats de FFT (Fast Fourier Transform) des signaux sonores des deux tâches.

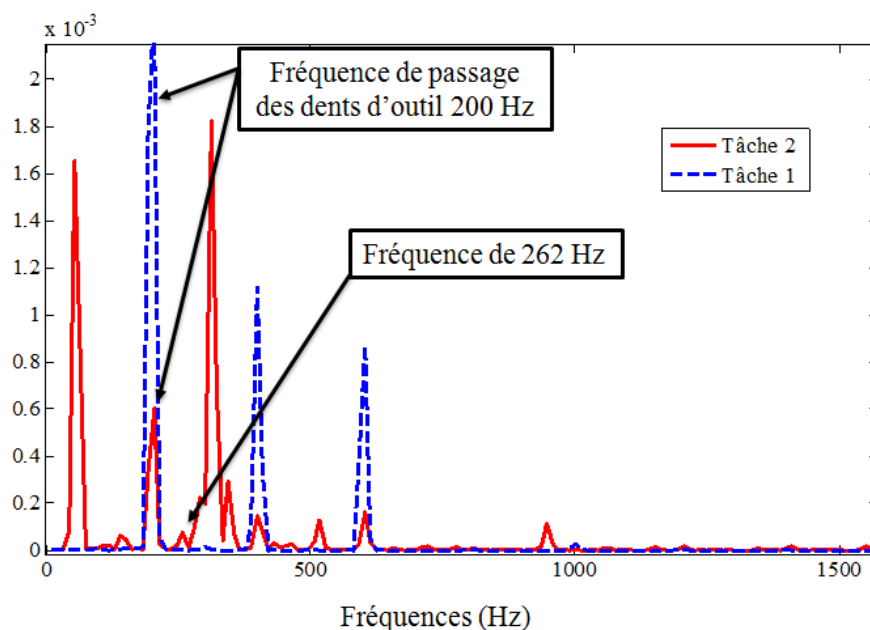


Figure 4-11 : FFT des signaux sonores mesurés lors de l'usinage

En revanche, l'état de la surface usinée montre clairement les marques du broutement dans le cas d'usinage de la tâche 2.

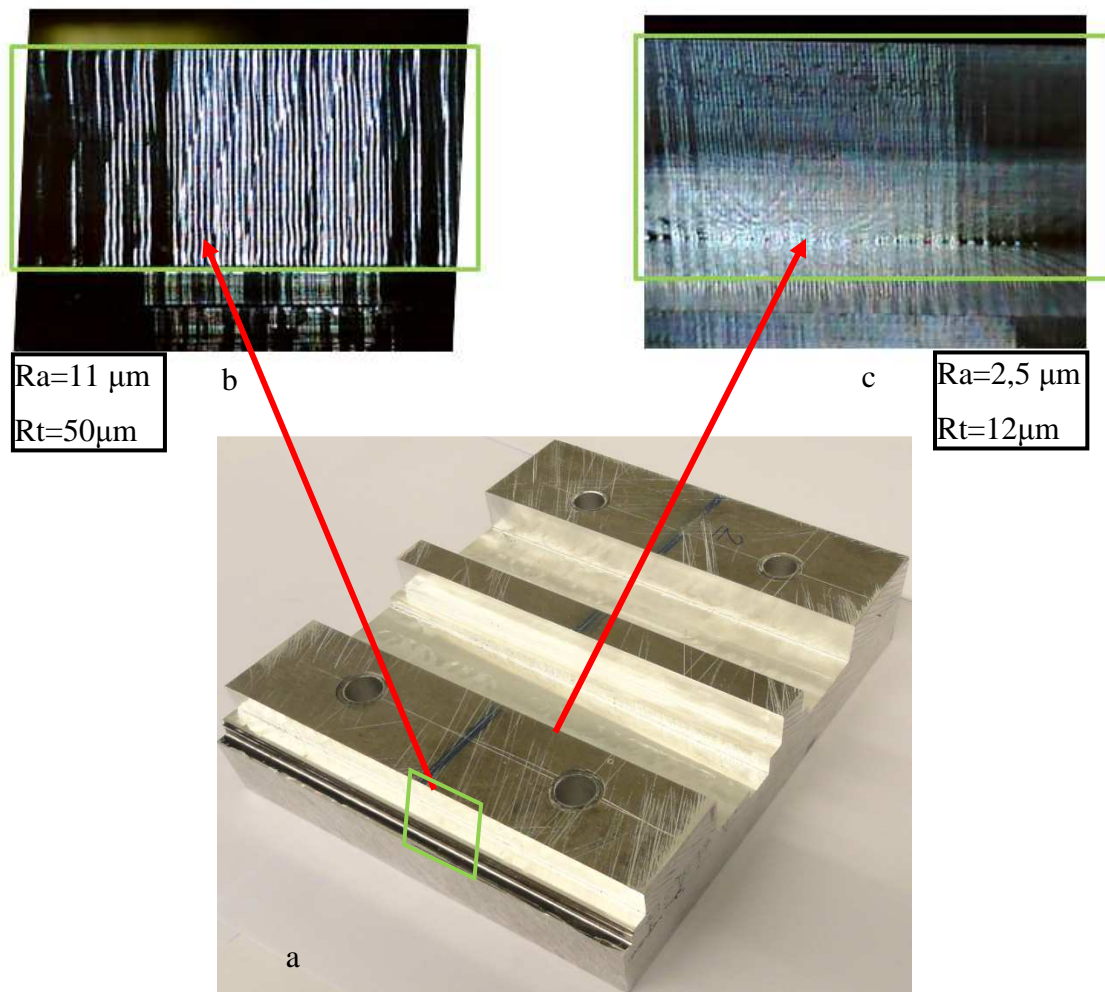


Figure 4-12 : a) Pièce à usiner b) Surface usinée de la tâche 2 c) Surface usinée de la tâche 1

Les résultats expérimentaux montrent l'instabilité de la tâche 2 d'usinage et la stabilité de la tâche 1. Ces résultats sont en accord avec les prédictions issues du modèle numérique.

Les diagrammes des lobes 3D issus du modèle numérique peuvent être un outil performant pour prendre des décisions au niveau des stratégies et pour déterminer les paramètres d'usinage garantissant la stabilité de la structure.

4 Stratégies d'usinage

Les diagrammes de stabilité 3D présentés donnent une bonne vision de la stabilité en usinage robotisé en fonction des paramètres de la coupe et des configurations du robot. Ces diagrammes peuvent servir à l'optimisation des conditions de coupe en usinage par l'élaboration de stratégies d'usinage adaptées.

Différentes conditions d'usinage peuvent être élaborées en usinage. L'usinage à profondeur constante ou à vitesse de rotation constante ou à position du robot constante (la pièce est attachée à une table mobile) et etc.

En usinage à profondeur constante, des zones stables et instables sont identifiées de la façon suivante : une coupe du diagramme par un plan parallèle aux axes de la position du robot et de la vitesse de rotation à la profondeur désirée permet de définir les zones stables et instables de l'usinage (figure 4-4). En usinage à profondeur constante, les zones stables et instables sont fonction de la position de l'effecteur du robot et la vitesse de rotation de la broche.

Dans la section précédente, la profondeur de la coupe a été diminuée de 8 mm à 5 mm pour rendre l'usinage stable. Cette diminution se traduit par une réduction de 40% du volume du copeau et productivité en usinage. La figure 4-5b présente l'usinage à profondeur constante 8mm; on peut observer qu'avec l'augmentation de la vitesse de rotation on peut déplacer la zone instable à la zone stable sans changer d'autres paramètres d'usinage. Par conséquent, un essai représentatif de la tâche d'usinage 3 a été réalisé et présenté dans la figure 4-13. Les paramètres de coupe retenus sont présentés dans le tableau 4-3.

Tableau 4-3 : Les paramètres d'usinage pour les tâches 2 et 3.

Tâche d'usinage	Vitesse de rotation (rpm)	Avance (Vf) mm/min (mm/tour/dent)	Vitesse de coupe (m/min)	a_p	a_r
2	6000	600 (0.05)	226	8	6
3	10000	1000 (0.05)	346.8	8	6

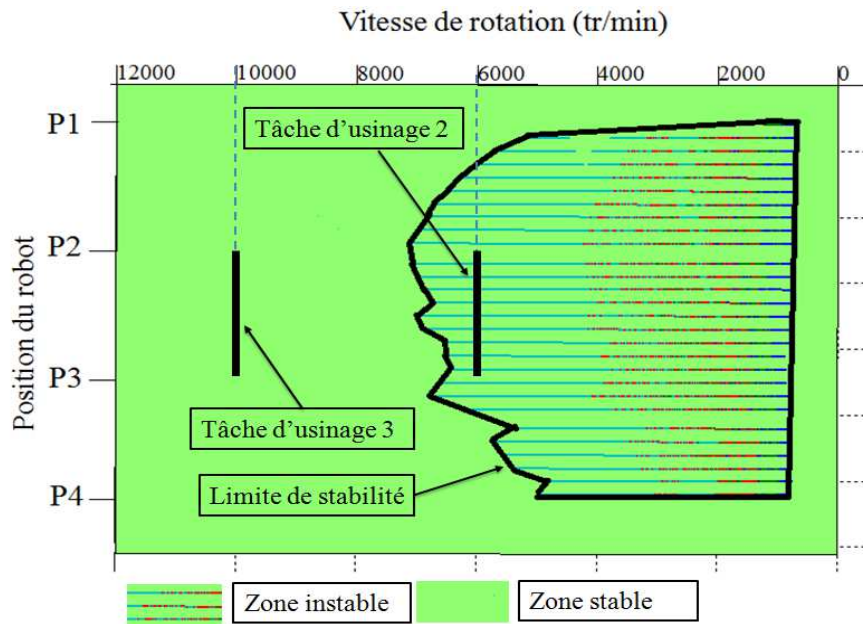


Figure 4-13 : Augmentation de la vitesse de rotation de 6000 tr/min pour la tâche 2 à 10000 tr/min pour la tâche 3

L'analyse des fréquences pendant d'opération d'usinage et l'état de la surface usinée, présentés dans la figure 4-14 confirment la stabilité vibratoire de la coupe en usinage de la tâche 3 par rapport de la tâche 2.

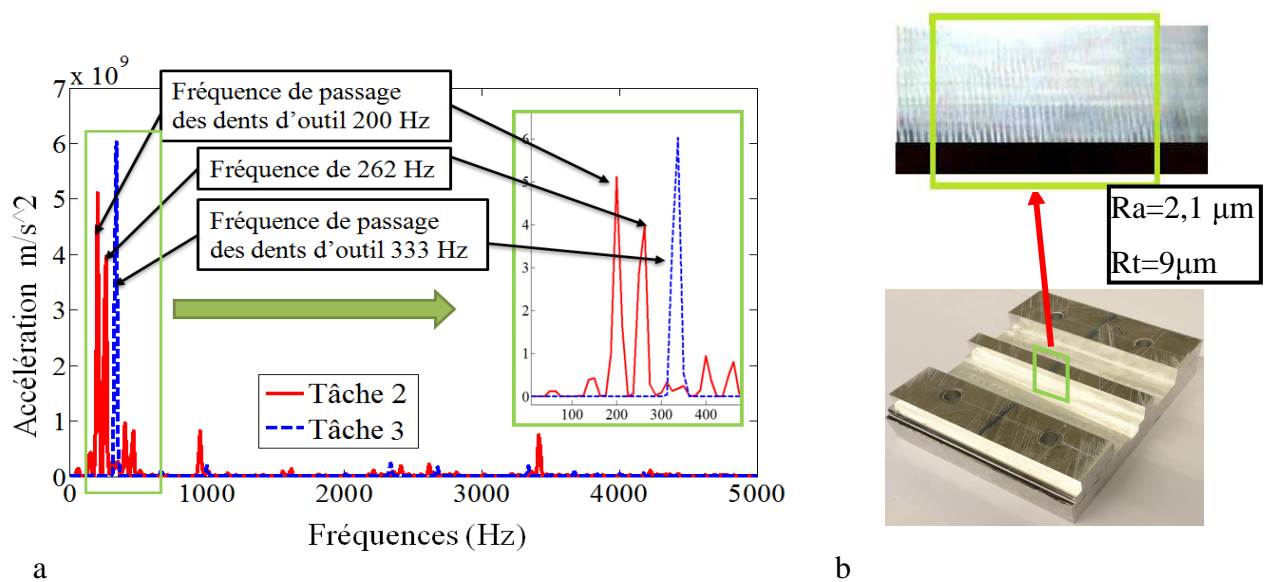


Figure 4-14 : a) Comparaisons fréquentielles des deux tâches d'usinage 2 et 3 b) Etat de la surface usinée de la tâche 3

En usinage à vitesse de rotation constante, une méthode similaire peut être utilisée pour distinguer les zones stables et instables. Une coupe du diagramme de stabilité 3D par un

plan parallèle aux axes de la position du robot et de la profondeur de coupe à la vitesse de la rotation désirée permet de définir les zones stables et instables de l'usinage.

La figure 4-15 présente les zones stables et instables en fonction de la profondeur et la position de l'effecteur du robot pour les vitesses de rotation constantes de 4000 tr/min, 6000 tr/min et 10000 tr/min .

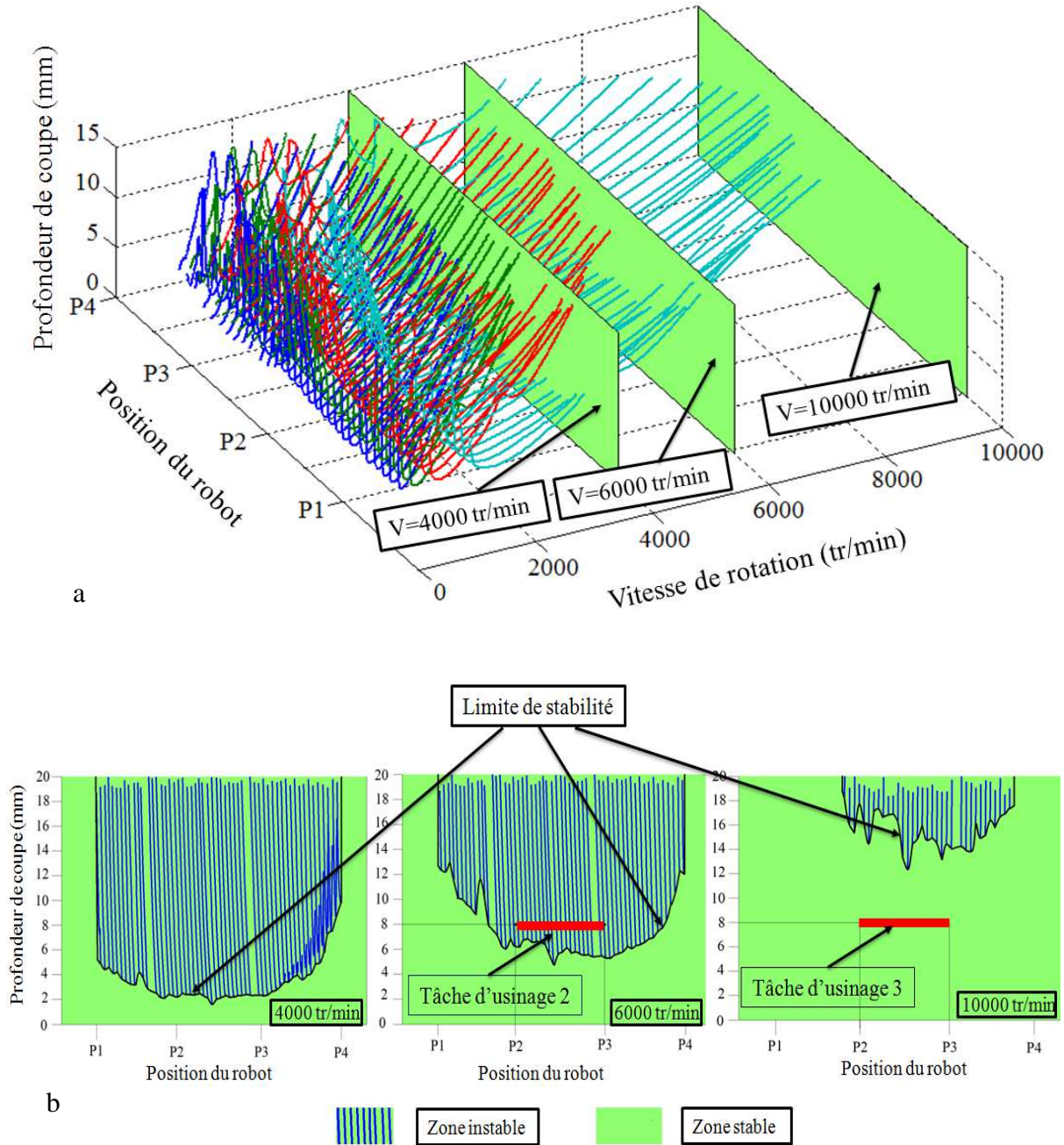


Figure 4-15 : a) le diagramme de stabilité 3D avec les sections de la vitesse constante b) Zones stables et instables pour les vitesses constantes 4000 tr/min, 6000 tr/min et 10000 tr/min et les essais d'usinage réalisés

De la même façon, en usinage avec la position de l'effecteur du robot constante, les zones stables et instables sont identifiées. La figure 4-16 présente les diagrammes de stabilité pour les quatre configurations P1...P4. (On retrouve ici le diagramme de stabilité classique)

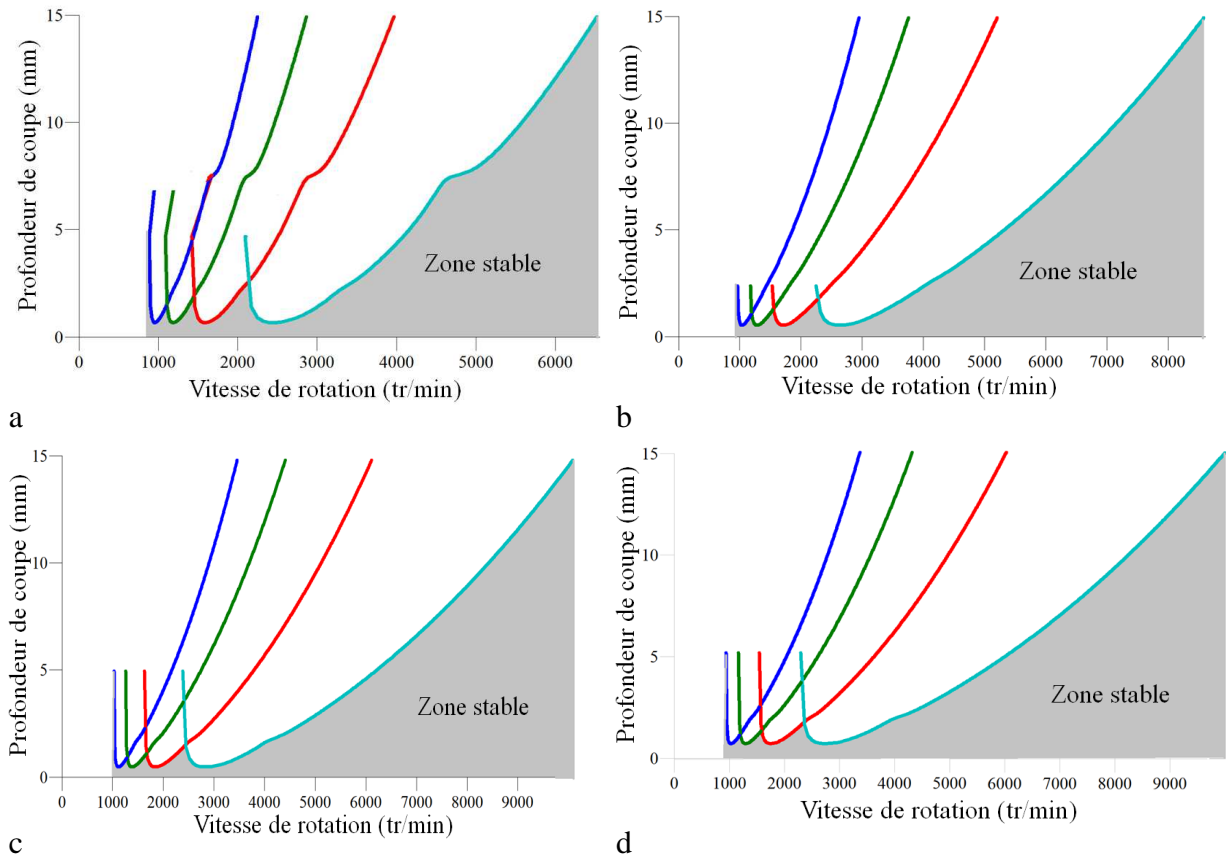


Figure 4-16 : Le diagramme des lobes de stabilité pour les positions a) P1 b) P2 c) P3 d) P4

Les zones stables et instables peuvent être identifiées pour les autres stratégies d'usinage en fonction des paramètres de coupe et la position du robot.

5 Conclusions

Dans ce chapitre, la stabilité en usinage robotisé a été étudiée sur la base du modèle numérique développé sous MATLAB® du robot ABB IRB6660 dans le chapitre précédent. Ce modèle numérique peut être actualisé en tout point de l'espace de travail du robot.

Un diagramme de lobe de stabilité en 3D est proposé en ajoutant un axe supplémentaire représentant la position de l'effecteur du robot. Ce diagramme permet de prendre en compte les variations du comportement dynamique du robot tout au long de la trajectoire d'usinage. Ce diagramme est établi en fonction de la profondeur de coupe, la vitesse de rotation et le déplacement du robot pour une trajectoire d'usinage donnée.

Les essais d'usinage ont été réalisés sur le robot ABB IRB6660 pour valider expérimentalement les lobes de stabilité 3D issue du modèle numérique du robot. Les résultats des prédictions par le modèle numérique ont été confirmés par les essais d'usinage avec le robot.

Les premières étapes d'optimisation d'opérations d'usinage robotisé vis-à-vis de la stabilité en fonction des paramètres de coupe ont été étudiées. De cette façon, la représentation 3D de la stabilité a servi à choisir des paramètres de coupe en usinage robotisé à travers des stratégies d'usinage spécifiques. Cette démarche d'étude donne une bonne vision complète de l'influence des paramètres de coupe sur les limites de stabilité et permet de déterminer des stratégies d'usinages adaptées pour assurer des limites de stabilité.

A travers nos études, la configuration du robot apparaît comme un paramètre très influent sur le comportement dynamique du robot ainsi que sur la stabilité. Par conséquent, le prochain chapitre est consacré à l'optimisation de la configuration du robot du point de vue de la stabilité par la gestion des redondances.

Chapitre 5 : Optimisation de la configuration du robot du point de vue de la stabilité par la gestion des redondances

1. Introduction

Le phénomène de broutement en usinage robotisé dépend non seulement des paramètres de coupe mais également de la configuration du robot. Le robot peut suivre un trajet d'usinage en différentes configurations pour une même pose de l'organe terminal en raison des redondances offertes par sa chaîne cinématique. Cette propriété offre la possibilité d'optimiser la configuration du robot du point de vue de la stabilité par la gestion des redondances.

Le chapitre précédent présente les méthodes d'optimisation des paramètres de coupe tout au long des trajectoires d'usinage en usinage robotisé. Dans ce chapitre, l'optimisation de la stabilité de la coupe le long d'une trajectoire d'usinage est réalisée par la gestion des redondances cinématiques du robot vis-à-vis de la tâche d'usinage 5 axes et que nous désignons par redondance fonctionnelle.

La première partie de ce chapitre porte sur l'étude des zones stables et instables en usinage robotisé avec un degré de redondance fonctionnelle afin d'optimiser l'opération d'usinage. Nous montrons à travers nos travaux que sans changement des paramètres de coupe, la stabilité de l'usinage le long d'une trajectoire d'usinage peut être assurée par l'optimisation des configurations du robot dans l'espace de mouvement interne par rapport à la tâche de l'usinage 5 axes. Des essais d'usinage sont réalisés afin de confirmer l'effet du changement de configuration sur la stabilité en usinage robotisé.

La deuxième partie présente une opération d'usinage robotisé avec deux degrés de redondances fonctionnelles. Le deuxième degré de redondance est introduit en fixant la pièce à usiner sur une table orientable. Cette analyse montre les possibilités de réglage du comportement dynamique du robot dans son espace de travail par le biais du pilotage intelligent de cette double redondance. L'apport d'un degré de redondance supplémentaire pour une tâche d'usinage robotisé est investigué ainsi que les conséquences sur la stabilité de

la coupe. Cela nous permet d'exploiter avantageusement l'usinage robotisé pour les tâches plus complexes sans passer par les zones instables par la gestion des redondances.

2. Définition de la redondance

Un robot est redondant lorsque le nombre de degrés de liberté de l'organe terminal est inférieur au nombre de degrés de liberté de l'espace articulaire (nombre d'articulations motorisées) [Khalil 1999]. Cette propriété permet d'augmenter le volume du domaine accessible et de préserver les capacités de déplacement de l'organe terminal en présence d'obstacles.

Avant de présenter les différents types de redondance du robot, les notions d'espace sont définies [Gogu 2008] :

- L'espace articulaire d'un robot est l'espace défini par un vecteur dont les composantes sont des variables articulaires. Les coordonnées associées sont appelées coordonnées articulaires. Dans la figure 3-2 les coordonnées articulaires sont définies comme $[\varphi_{10} \varphi_{21} \varphi_{32} \varphi_{43} \varphi_{54} \varphi_{65}]$. Sa dimension m est égale aux nombres de variables articulaires indépendantes et définit le degré de mobilité de la structure mécanique. Dans le cas des chaînes cinématiques élémentaires ouvertes, les robots sériels, la mobilité est la somme des mobilités des articulations.

$$m = \sum_{i=1}^s f_i$$

Où s est le nombre total de liaisons et f_i est le nombre de degrés de liberté de la liaison i .

- L'espace opérationnel est ensemble de poses atteignables par un repaire attaché à un point caractéristique de l'effecteur du robot. Celui dans lequel est représentée la pose de l'organe terminal. Sa dimension n est égale au nombre de degrés de liberté maximum que possède l'organe terminal et est égale au nombre de paramètres indépendants nécessaires pour décrire la pose de ce dernier dans l'espace. Dans l'espace tridimensionnel ce nombre est six (trois paramètres de position et trois d'orientation). On peut donc conclure $n \leq 6$ et $n \leq m$.
- Le degré d'une tâche d'usinage représente le nombre de paramètres indépendants ou degrés de liberté nécessaires à l'organe terminal pour réaliser la tâche désirée.

On peut introduire les trois définitions suivantes [Gogu 2002] :

- Redondance structurale : un robot manipulateur sériel a une redondance structurale quand la dimension de l'espace articulaire m est plus grande que celle de l'espace opérationnel n . Le degré de redondance structurale se calcule comme suit :

$$r_s = m - n \quad (5-1)$$

- Redondance fonctionnelle : un robot manipulateur sériel a une redondance fonctionnelle quand la dimension de l'espace opérationnel n est plus grande que le degré de la tâche réalisé t . Le degré de redondance fonctionnelle se détermine comme suit :

$$r_f = n - t \quad (5-2)$$

- Redondance cinématique : un robot manipulateur sériel a une redondance cinématique quand la dimension de l'espace articulaire m est plus grande que le degré de la tâche t .

$$r_c = m - t \quad (5-3)$$

En utilisant les relations précédentes, la redondance cinématique peut être définie à partir des redondances fonctionnelle et structurale.

$$r_c = r_f + r_s \quad (5-4)$$

Dans notre cas, le robot ABB IRB6660 dont la structure présentée dans le chapitre 3, possède un espace articulaire et opérationnel de dimension six ($m=6$ et $n=6$) et par conséquent la redondance structurale du robot est égale à zéro ($r_s = 0$). Par exemple, pour une position donnée dans l'espace tridimensionnels, et sans prendre en compte les orientations, la tâche possède trois degrés ($t=3$) et les degrés respectifs des redondances fonctionnelle et cinématique du robot sont égaux à trois ($r_f = 6 - 3 = 3$ et $r_c = 3 + 0 = 3$).

3. Usinage robotisé avec un degré de redondance

Dans certaines opérations d'usinage telles que : le perçage, le surfacage, le rainurage etc. l'outil doit rester perpendiculaire à la surface à usiner. Le degré de la tâche d'usinage est cinq (trois positions et deux orientations). Dans le cas du robot ABB IRB6660 avec 6 axes motorisés et une dimension de l'espace articulaire de 6 ($n= m= 6$), la redondance fonctionnelle est égale à 1 ($r_f = 1$). Cette redondance permet d'avoir une infinité de

configurations pour un point donné dans l'espace des tâches comme présentées dans la figure 5-1 (la redondance est la rotation autour de l'axe de l'outil).

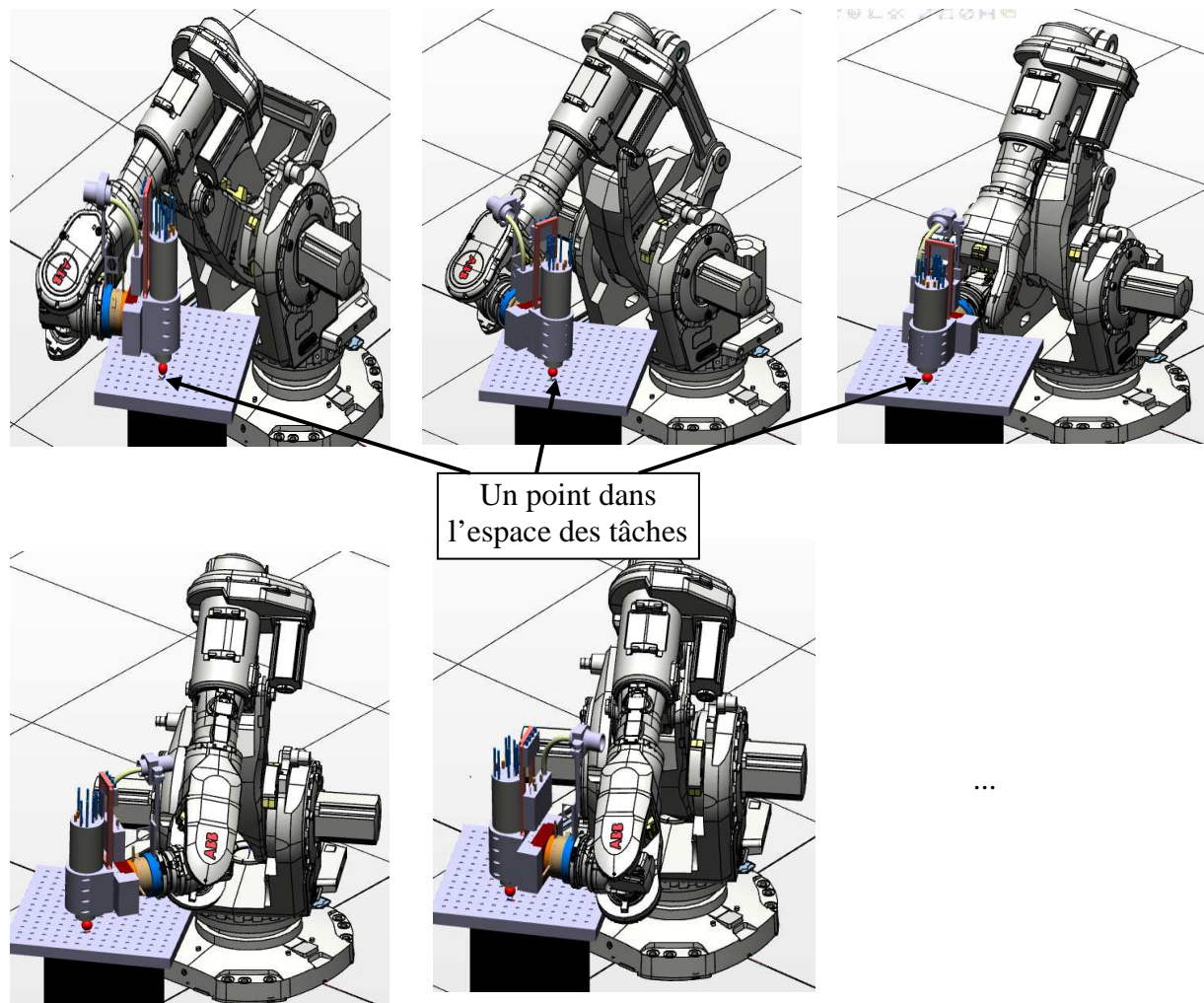


Figure 5-1 : Les diverses configurations du robot pour une spécification donnée de la tâche.

En considérant le repère local attaché au bout d'outil (X_7, Y_7, Z_7) par rapport au repère de base (X_0, Y_0, Z_0) (figure 5-2), la redondance fonctionnelle présentée sur la figure 5-1 est représentée par la rotation de la structure : robot-broche-outil autour de l'axe d'outil (Z_7 dans la figure 5-2). Elle est quantifiée par l'angle θ_{z7} comme présenté sur la figure 5-2. Le repère local attaché à la broche, après avoir tourné de θ_{z7} est noté (X_7, Y_7, Z_7).

Le changement de la configuration du robot dû au changement d'orientation de la broche (θ_{z7}) modifie le comportement dynamique du robot et déplace, par conséquent, les limites de stabilité en usinage. Ainsi, pour chaque changement de l'angle (θ_{z7}) représentatif de la redondance fonctionnelle les limites de stabilité doivent être réévaluées. Ces limites sont déterminées par l'approche présentée dans la section 2.1.1 du chapitre 2 et la section 2.1 du

chapitre 4. Dans cette analyse, les paramètres de coupe présentés dans le tableau 5-1 sont considérés constants pour toutes les configurations d'usinage.

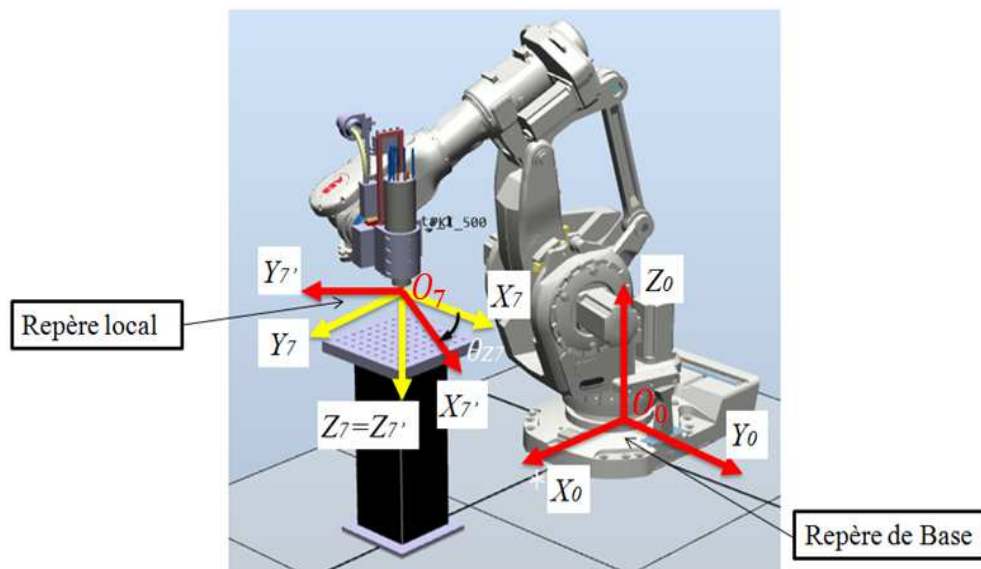


Figure 5-2 : Position du repère local attaché au bout d'outil par rapport au repère global attaché à la base

Tableau 5-1 : Les paramètres de coupe considérés pour la simulation et les essais d'usinage

Vitesse de rotation (rpm)	Avance (Vf) (mm/min)/ (mm/tour/dent)	Vitesse de coupe (m/min)	a_r
6000	600 / (0.05)	226	6

La figure 5-3 présente les zones stables et instables ainsi que la limite de stabilité déterminée à partir du modèle numérique en fonction de la rotation de la structure du robot-broche-outil autour de l'axe de l'outil (θ_{z7}) caractéristique de la redondance fonctionnelle. La position P3 présentée dans la section 2-1 du chapitre 4 (figure 4-2 a) est sélectionnée pour la simulation.

Cette méthode de présentation de la stabilité nous permet d'identifier les zones stables ou instables ainsi que les limites de stabilité pour un point donné sur la trajectoire d'usinage. Cette représentation est adaptée pour observer, en fonction du paramètre « angle de rotation », les limites de stabilité.

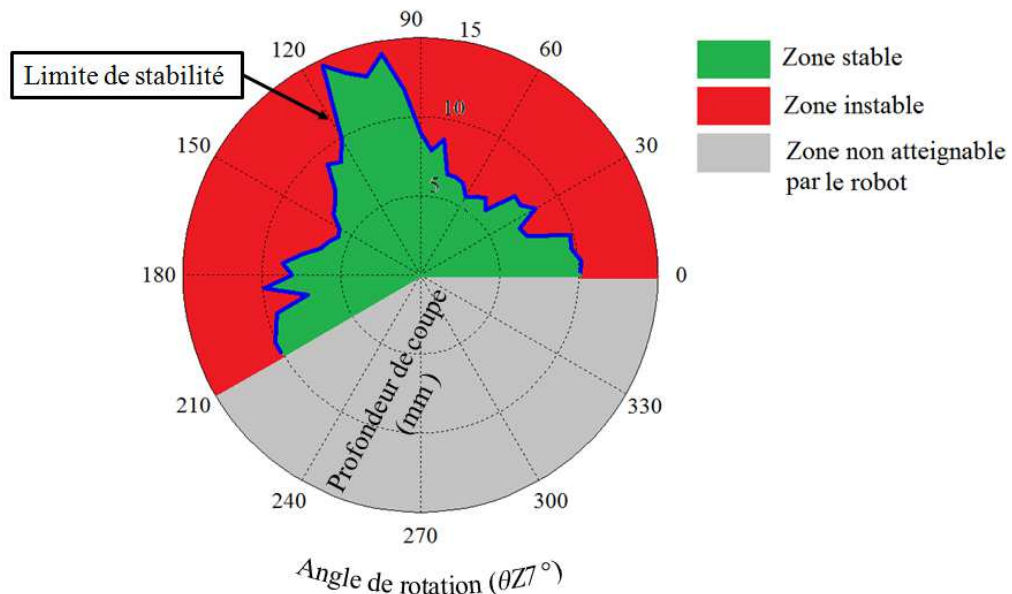


Figure 5-3 : Zones stables et instables en usinage robotisé en fonction de l'angle θ_{ZZ} (degré de redondance fonctionnelle) pour le point P3 défini en figure 4-2.

Les essais d'usinage sont établis pour confirmer les résultats des simulations à partir de modèle numérique.

3.1.Essais d'usinage expérimentaux

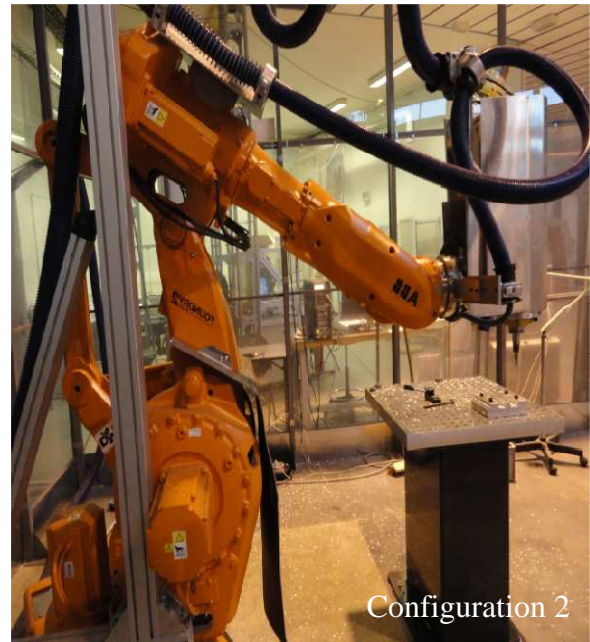
Les essais d'usinage sont réalisés sur le robot ABB IRB6660. Les postures du robot présentant des marges minimum et maximum de stabilité sont sélectionnées à l'aide du diagramme stabilité théorique présenté dans la figure 5-3. Deux configurations sont identifiées (figure 5-4a), pour une même position d'outil, la première configuration conduit à une marge de stabilité faible tandis que la deuxième permet une prise de passe plus importante.

Pour la configuration1, avec une marge de stabilité faible (figure 5-4a), la profondeur de coupe (a_p) est augmentée progressivement pour atteindre la limite de stabilité. Dans un deuxième temps, ce protocole est reconduit sur la configuration 2 du robot, théoriquement plus stable en usinage.



Configuration 1

a



Configuration 2

b

Figure 5-4 : Deux configurations sélectionnées à partir des résultats de simulation a) avec une marge de stabilité faible b) avec une marge de stabilité maximale

Le tableau 5-2 montre les états de l'usinage, stable ou instable, pour les paramètres d'usinage donnés et pour les deux configurations présentées dans la figure 5-4.

Tableau 5-2 : Paramètres de coupe pour deux configurations considérées pour les essais d'usinage (la profondeur de coupe a_p et l'engagement latéral d'outil a_r sont présentés dans la figure 4-7).

Configuration	Vitesse de rotation (rpm)	Avance (V_f) mm/min (mm/tour/dent)	Vitesse de coupe (m/min)	a_p	a_r	Usinage
1	6000	600 (0.05)	226	5	6	Stable
1	6000	600(0.05)	226	8	6	Instable
2	6000	600 (0.05)	226	8	6	Stable

La figure 5-5 présente les résultats d'essais d'usinage sur le diagramme de limite de stabilité issu du modèle numérique afin de comparer les prévisions avec la réalité. Les critères d'identification de l'état vibratoire (stable ou instable) sont présentés dans la section 3.1.1 du chapitre 4.

On peut observer que les essais d'usinage avec la configuration 1 du robot pour une profondeur de passe 5mm ($a_p=5\text{mm}$ et $a_r=6\text{mm}$) est stable et devient instable pour une profondeur 8 mm ($a_p=8\text{mm}$ et $a_r=6\text{mm}$). En revanche, l'essai d'usinage pour la même profondeur de 8mm ($a_p=8\text{mm}$ et $a_r=6\text{mm}$) est stable dans la configuration 2 du robot.

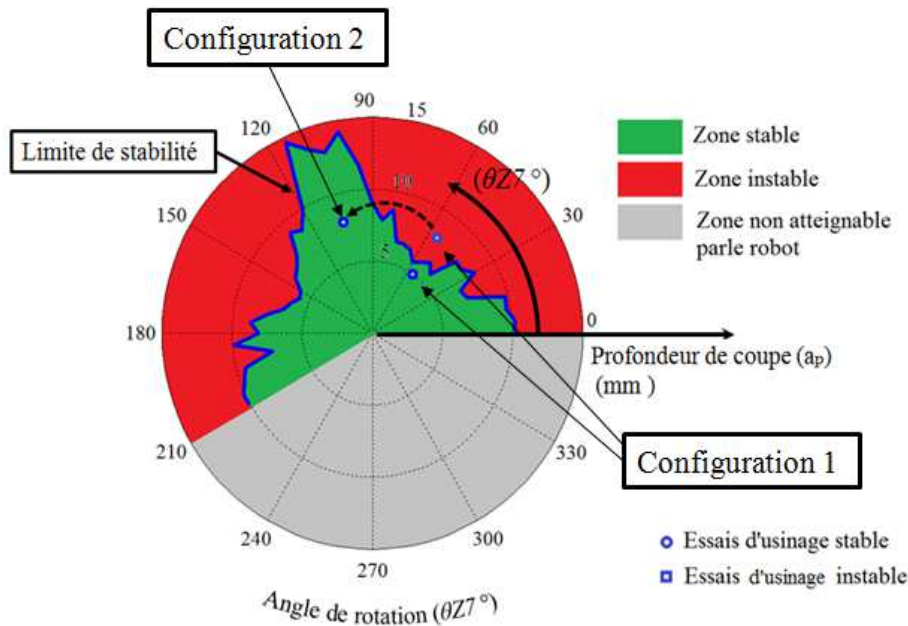


Figure 5-5 : Le diagramme de stabilité et les résultats expérimentaux d'usinage

Par conséquent, pour les mêmes conditions de coupe en usinage robotisé, en profitant de la redondance fonctionnelle du robot on peut passer de la zone instable à la zone stable simplement avec un changement de configuration du robot.

Ces résultats, observés par la simulation numérique (figures 5-3 et figure 5-5) sont confirmés expérimentalement (figure 5-5 et tableau 5-2). Cela confirme la performance du modèle numérique pour la prédiction fine des conditions de stabilité en usinage robotisé.

3.2. Gestion de la redondance fonctionnelle sur un trajet d'usinage

Dans la section précédente la redondance fonctionnelle a été étudiée pour une position donnée de l'effecteur dans une trajectoire d'usinage. Cette démarche peut être effectuée sur tous les points de la trajectoire d'usinage, ce qui permet d'optimiser les configurations du robot du point de vue de la stabilité afin de maximiser les marges de stabilité.

Pour la détermination des limites de stabilité tout au long d'une trajectoire en usinage robotisé en fonction de l'angle de redondance fonctionnelle du robot la démarche à suivre est :

1. Déterminer la position et l'orientation de l'effecteur du robot à un point de la trajectoire d'usinage ;
2. Varier l'angle (θ_{z7}) représentatif du degré de redondance fonctionnelle dans la plage [θ_{z7Min} θ_{z7Max}] ;
3. Créer le modèle dynamique du robot par la démarche présentée (figure 2-11) ;

4. Calculer les limites de stabilité par la boucle fermée d'usinage robotisé (figure 4-1) ;
5. Passer au point suivant sur la trajectoire ;
6. Tracer le diagramme de stabilité en fonction de l'angle de redondance (θ_{z7}), la position du robot le long de la trajectoire et de la profondeur de coupe.

La figure 5-6 présente un trajet d'usinage linéaire sélectionné afin d'étudier l'effet du seul degré de la redondance fonctionnelle sur la stabilité en usinage robotisé tout au long de la trajectoire.

A l'aide de la démarche présentée, les limites de stabilité sont déterminées de façon numérique pour la trajectoire d'usinage illustrée sur la figure 5-6. La figure 5-7 présente ces limites en ajoutant le troisième axe représentant la position d'effecteur du robot.

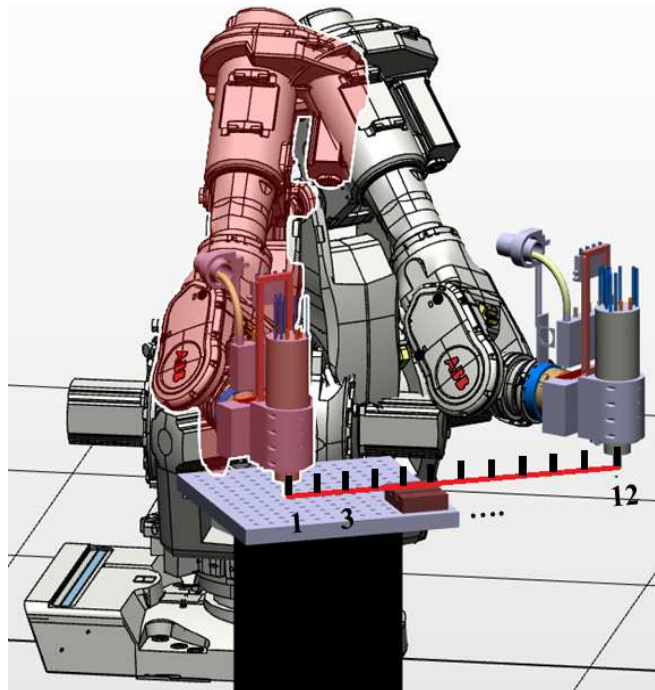


Figure 5-6 : La trajectoire linéaire d'usinage sélectionnée

Le diagramme de la figure 5-7 permet d'observer l'effet de la redondance (ici, la rotation de la structure du robot-broche-outil autour de l'axe de l'outil) sur la stabilité en usinage robotisé le long de la trajectoire d'usinage présentée en figure 5-6.

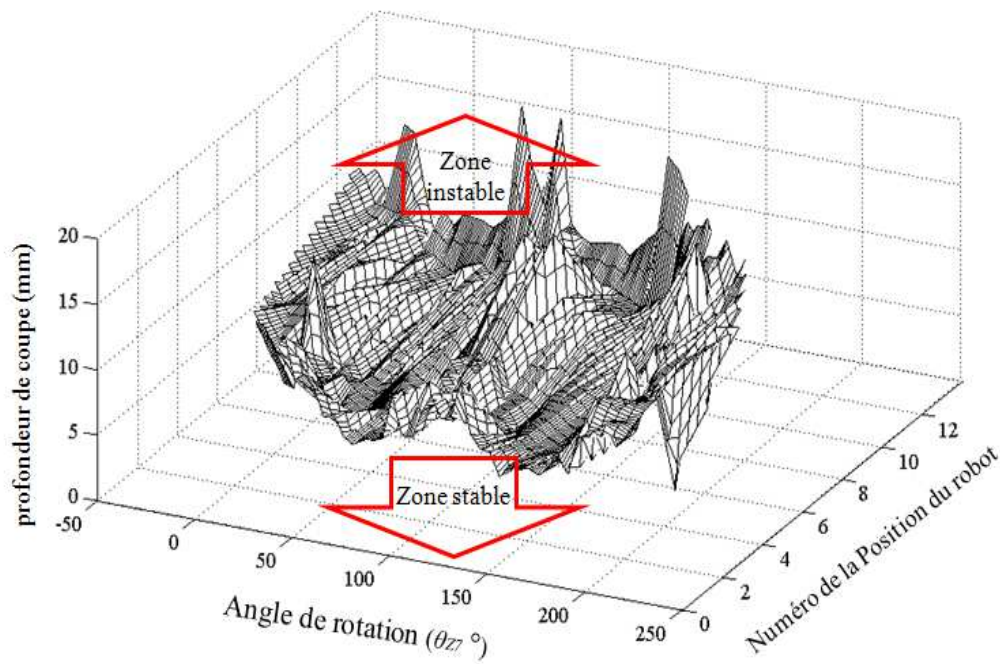


Figure 5-7 : Evolution de la limite de la stabilité le long d'une trajectoire d'usinage et fonction du paramètre de redondance.

Les zones stables et instables de l'usinage (avec les paramètres de coupe présentés dans le tableau 5-1), avec une profondeur de coupe constante, peuvent être identifiées à l'aide de ce diagramme de la stabilité. Un plan, parallèle aux axes de la position d'effecteur et de l'angle de la rotation d'outil, est tracé à une profondeur de coupe choisie et traverse la surface limite de la stabilité comme présenté en figure 5-8a. Les figures 5-8b et 5-8c montrent les zones stables et instables en fonction de θ_{z7} pour les profondeurs de coupe de 5mm et 8mm.

La figure 5-8b présente les zones de stabilité pour un usinage à profondeur constante de 5mm. On peut observer que la plupart des configurations du robot conduisent à un usinage stable et les zones instables sont négligeables. En revanche, pour une profondeur de passe constante de 8mm, comme présenté en figure 5-8c le domaine d'instabilité s'est étendu dans une grande partie du plan. Les zones instables contiennent deux régions principales 1 et 2 et les zones stables sont localisées dans les régions 1,2 et 3. La stabilité n'est pas assurée le long de la trajectoire d'usinage rectiligne de la figure 5-6. Par conséquent, il est nécessaire d'adapter la configuration du robot au fur et à mesure de l'avancement dans la trajectoire d'usinage à l'aide de la gestion de la redondance.

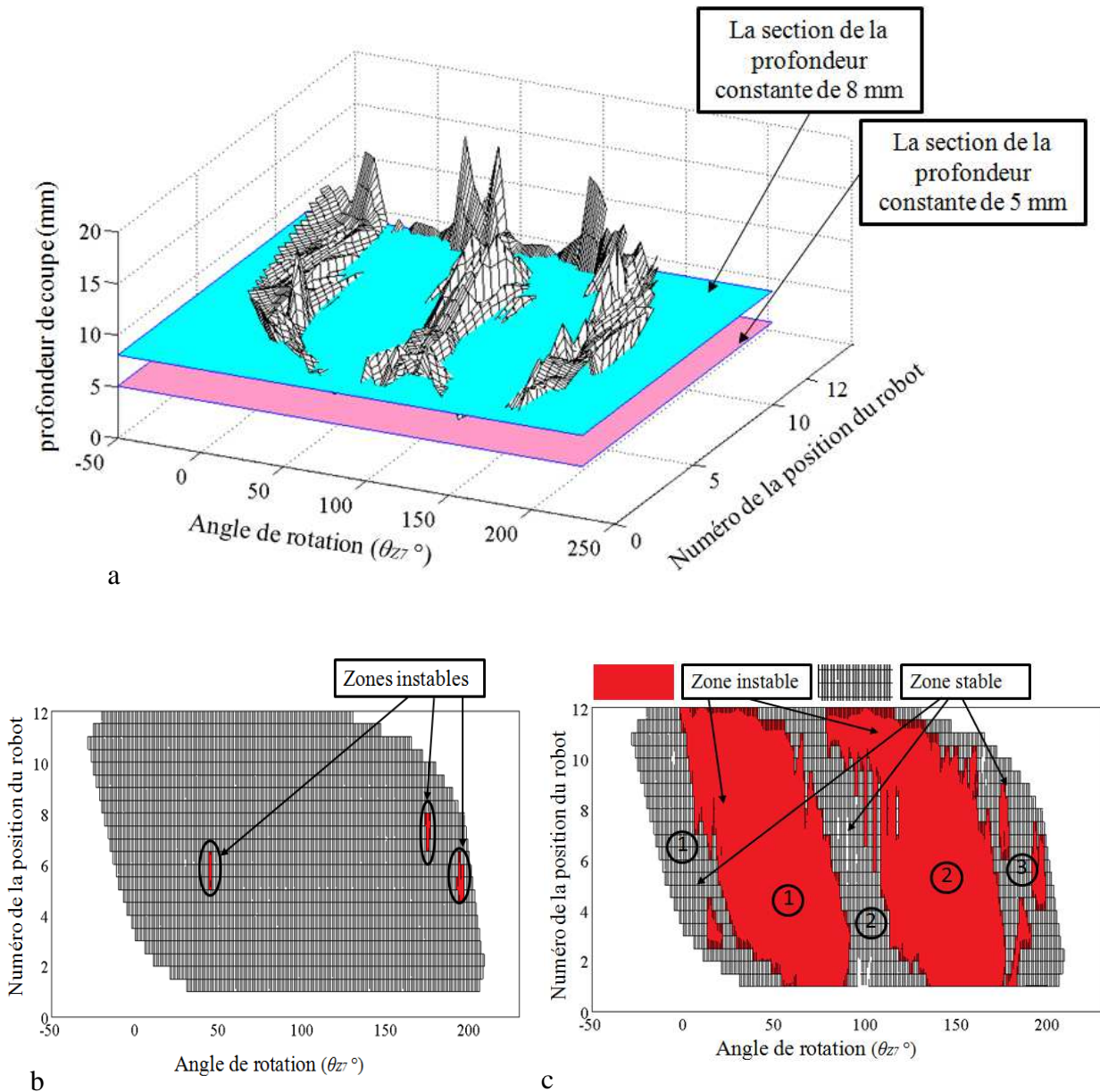


Figure 5-8 : a) Diagramme de stabilité coupé par les plans de profondeur de passe 5mm et 8mm b) Zone de stabilité pour une profondeur constante de coupe de 5mm c) Zone de stabilité pour une profondeur constante de coupe de 8mm

Les diagrammes de stabilité présentés dans la figure 5-8 permettent d'optimiser la configuration pour une trajectoire définie en fonction des certains paramètres de coupe et de l'angle caractéristique de la redondance fonctionnelle de la tâche d'usinage.

Les essais d'usinage réalisés avec le robot ABB IRB6660 avec une profondeur de passe de 5mm sont présentés en figure 5-9a. Les résultats expérimentaux confirment les prédictions de stabilité du modèle sur les trajectoires d'usinage testées. Les essais d'usinage

avec une profondeur de passe de 8mm ont été effectués pour illustrer deux situations de stabilité respectivement stable et instable sur la base de la prédiction numérique (figure 5-9b).

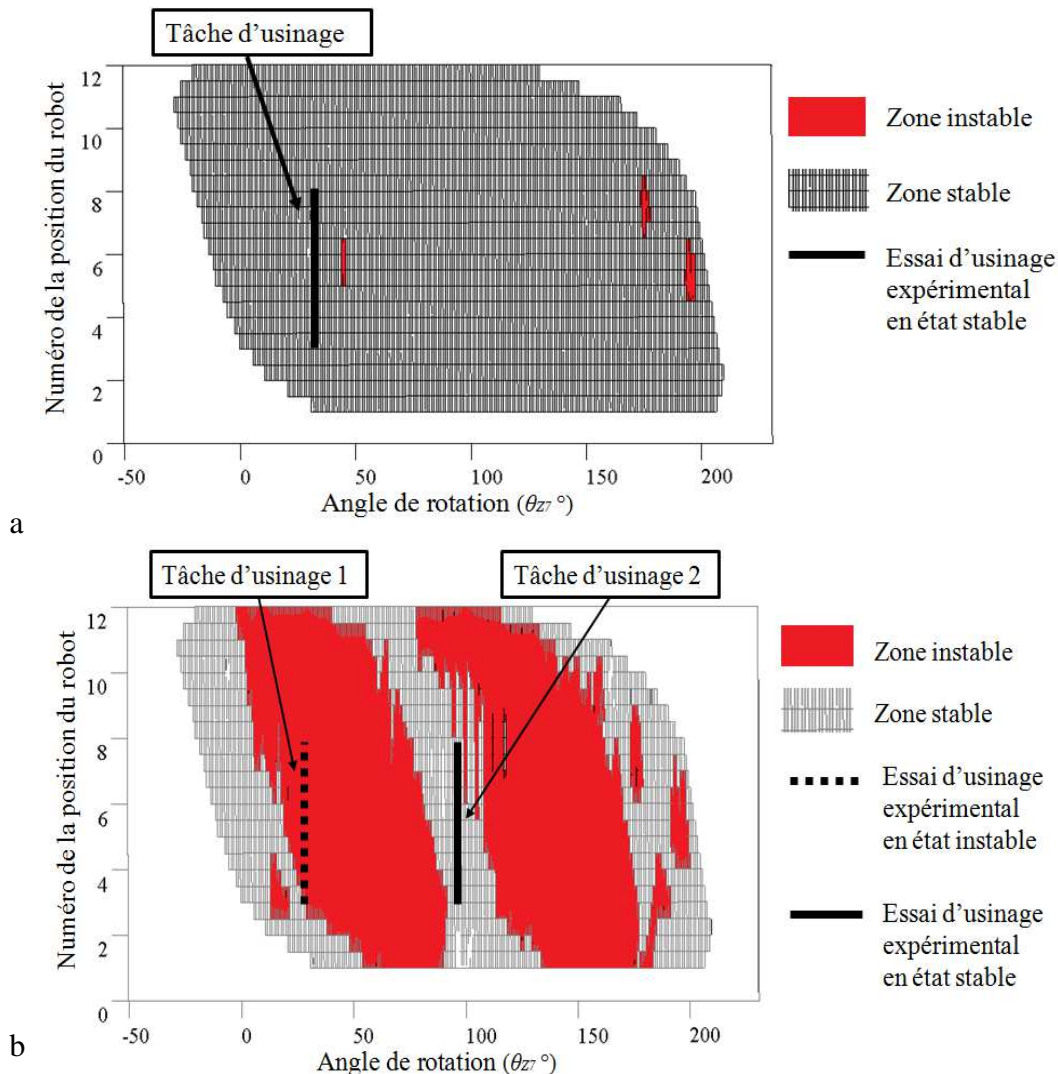


Figure 5-9 : Les résultats d'usinage expérimentaux avec a) la profondeur constante de passe de 5 mm b) la profondeur constante de passe de 8 mm

Les résultats expérimentaux présentés dans la figure 5-9 confirment les analyses de la stabilité par la simulation à partir du modèle numérique.

La synthèse de ces analyses de la stabilité nous conduit à proposer les trois stratégies d'usinage suivantes pour garantir la stabilité :

- Diminuer la profondeur de la coupe (de 8mm à 5mm). Cette solution diminue le volume de la coupe ainsi que la productivité de l'opération d'usinage ;
- Optimiser les paramètres de coupe en usinage tel que la vitesse, l'engagement latéral d'outil. Cette solution a été étudiée dans le chapitre précédent et conduit également à

réduire la productivité en usinage (un digramme de stabilité classique profondeur limite-vitesse de rotation-position) ;

- Optimiser la configuration à l'aide de la gestion de redondance du robot afin de réaliser des usinages dans les zones stables. On peut le faire en générant la trajectoire désirée 6 axes et en demandant au robot de la suivre.

Les objectifs d'augmentation de la productivité d'usinage pour des pièces de grandes dimensions ou de diminution des efforts de coupe conduisent à sélectionner une des stratégies proposées afin de garantir la stabilité de l'usinage robotisé.

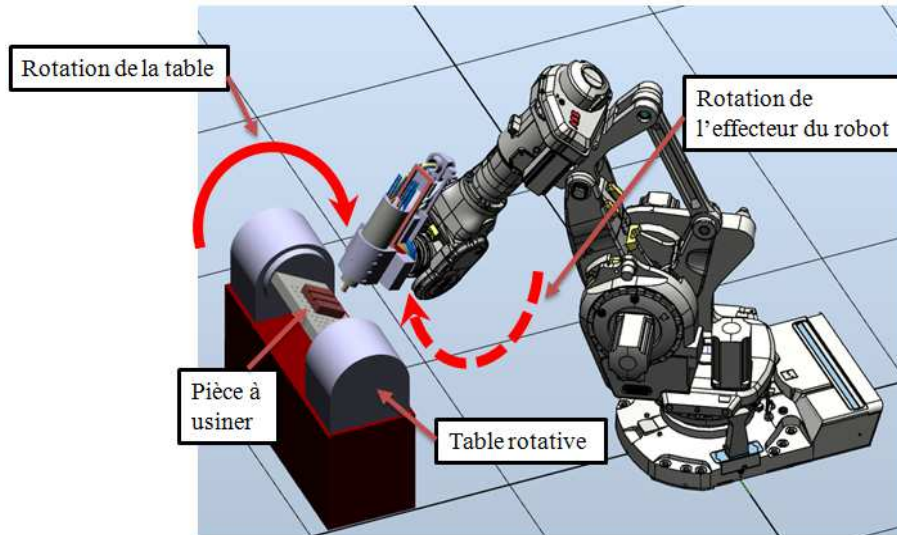
Une autre stratégie consiste à exploiter des redondances supplémentaires externes du positionnement de la pièce au sein de la cellule robotisée d'usinage. C'est l'objet de la prochaine section de ce chapitre.

4. Usinage robotisé avec deux degrés de redondance fonctionnelle

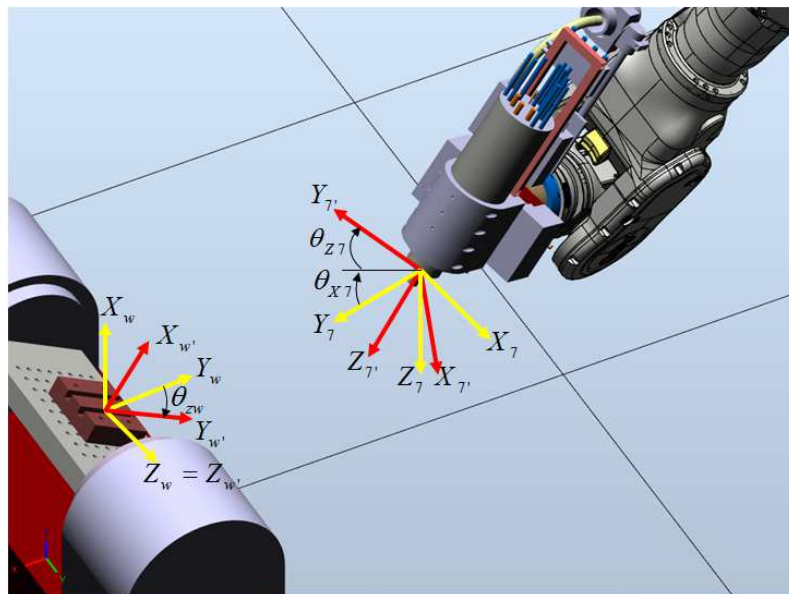
Dans de nombreux travaux de recherche, l'ajout de redondances est une solution largement utilisée pour améliorer le comportement et les capacités des structures robotiques. La redondance peut être au niveau des moyens de mesure pour augmenter la précision de la pièce usinée [Corbel 2009] ou dans l'ajout de redondances structurales pour améliorer la rigidité [Marquet et al 2002] ainsi que l'amélioration de la qualité de réalisation des différents processus de coupe [Subrin et al. 2012].

La solution la plus utilisée est l'ajout des redondances entre l'effecteur du robot et la pièce à usiner. Dans notre cas, une table rotative avec deux axes est intégrée dans la cellule robotique (fig. 5-10). Avec la condition de maintenir l'axe d'outil perpendiculaire à la surface à usiner, deux degrés de redondances fonctionnelles sont alors présents :

- Rotation de la structure du robot-broche-outil autour de l'axe d'outil dans sa coordonnée locale (l'axe Z_7). Cette redondance a été présentée dans la section précédente ;
- Rotation de la structure du robot-broche-outil ainsi que la pièce autour de l'axe local Z_w dans la coordonnée locale attachée à la table rotative figure 5-10. Ce mouvement simultané (de la structure et la pièce) permet de garder l'axe d'outil perpendiculaire à la surface d'usinage.



a



b

Figure 5-10 : a) Degré de redondance fonctionnelle apportée par la table rotative b) les Coordonnées locales liées au bout d'outil et à la pièce à usiner

En utilisant ces deux redondances fonctionnelles, la limite de stabilité est étudiée aux différentes positions données sur la trajectoire d'usinage. Les paramètres de coupe appliqués sont présentés dans le tableau 5-1. Les limites de stabilité en fonction des deux redondances sont identifiées à l'aide de la démarche suivante :

1. Déterminer la position et l'orientation du robot dans un point de la trajectoire d'usinage ;
2. Pour toutes les poses admissibles de l'effecteur dans la plage atteignable $[\theta_{ZwMin} \theta_{ZwMax}]$;
3. Pour tout les poses admissibles de l'effecteur $[\theta_{Z7Min} \theta_{Z7Max}]$;
 - 3.1. Calculer la configuration géométrique du robot (paramètres articulaires) ;

- 3.2. Générer le modèle dynamique par la démarche présentée dans la section 2-2 du chapitre 2 (figure 2-11) ;
- 3.3. Evaluer la stabilité par la boucle fermée d'usinage robotisé présentée dans la section 2-1 du chapitre 4 (figure 4-1) ;
4. Tracer le diagramme en fonction des deux redondances ainsi que la profondeur limite.

La figure 5-11 montre les variations de la limite de stabilité (profondeur limite) en fonction des deux redondances fonctionnelles. La rotation de la structure autour de l'axe d'outil d'un angle θ_{Z7} (première redondance fonctionnelle) et la rotation simultanée de la table rotative d'un angle θ_{Zw} et l'effecteur (le robot doit maintenir l'outil dans la même position relative par rapport à la pièce) (deuxième redondance fonctionnelle) représentent les variables de réglage de la stabilité.

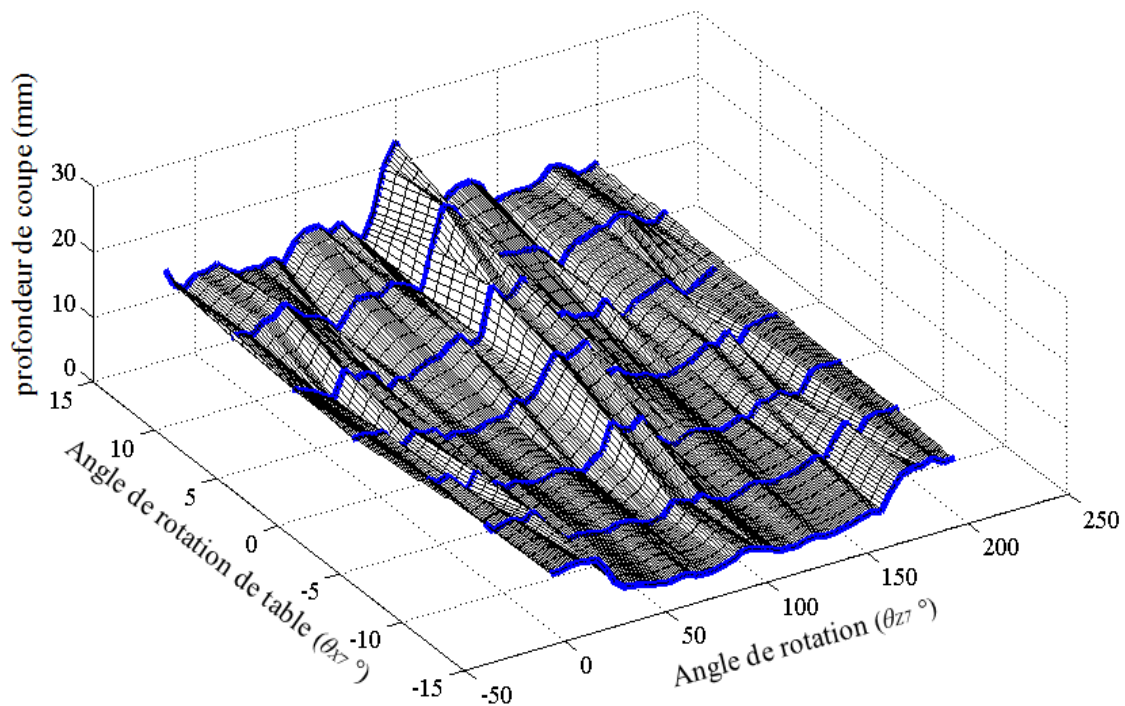


Figure 5-11. Le diagramme de variations de la limite de stabilité en fonction des deux redondances fonctionnelles.

Pour une profondeur de coupe de 8 mm, les effets des deux redondances sur les limites de stabilité sont présentés dans la figure 5-12. On peut observer que l'usinage avec la configuration 1 pour la profondeur de coupe 8 mm ($a_p=8\text{mm}$ et $a_r=6\text{mm}$ dans le tableau 5-2) est instable.

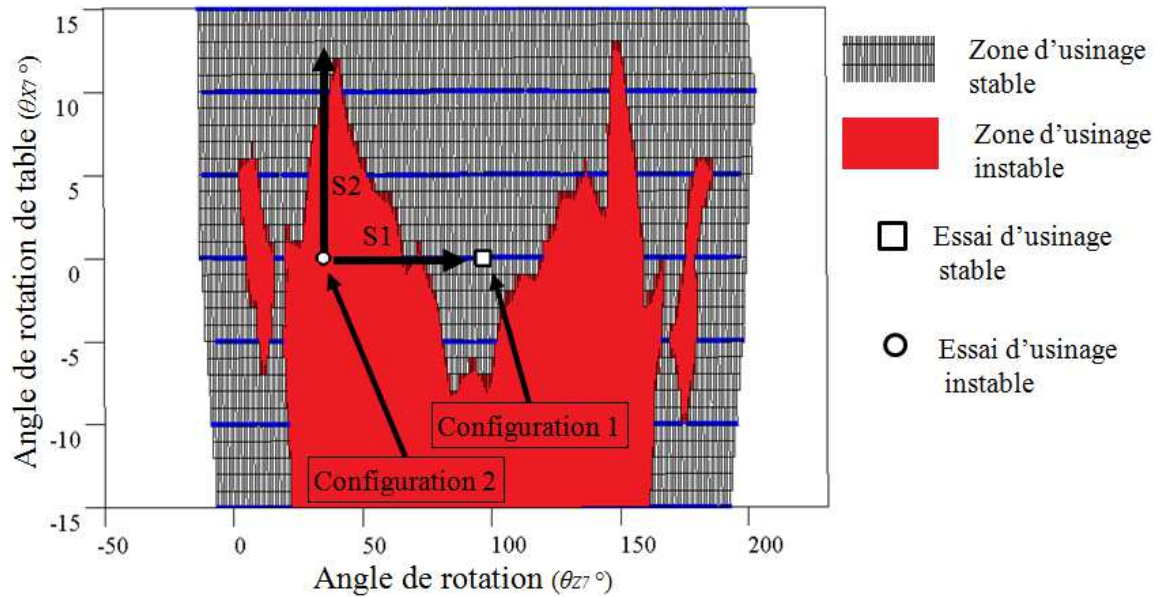


Figure 5-12 : Le diagramme de stabilité avec la profondeur constante 8mm et les résultats d'usinage

Deux solutions (S1 et S2) pour passer de la zone instable à la zone stable par le diagramme de la figure 5-12 sont proposées :

La solution S1 : le changement de la configuration à l'aide du premier degré de redondance fonctionnelle du robot (la rotation autour de l'axe d'outil).

La solution S2 : le changement des orientations de la pièce (θ_{zw}) ainsi que de l'effecteur du robot à l'aide du second degré de redondance fonctionnelle.

Dans notre cas, la solution (S1) est adoptée afin de passer de la zone instable à la zone stable. Cela est confirmé par les résultats expérimentaux d'usinage présentés sur les figures 5-9 et 5-5.

Dans l'état actuel de l'intégration de la cellule robotisée, il n'est possible d'investiguer expérimentalement la solution S2.

Les variations des zones stables et instables en fonction de la deuxième redondance fonctionnelle sont calculées pas à pas dans la plage de $-15^\circ < \theta_{zw} < 15^\circ$ et sont présentées dans la figure 5-14. Avant de montrer les résultats d'analyse de stabilité, la figure 5-13 représente certaines notations et orientations.

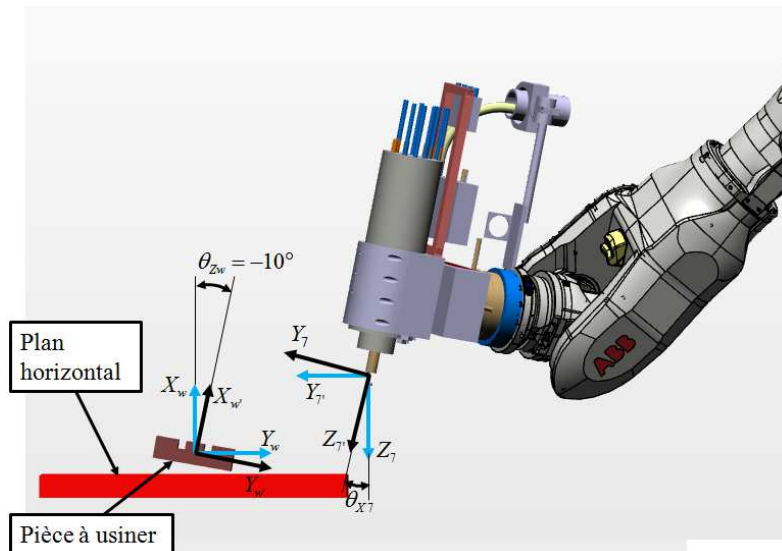


Figure 5-13 : Notation pour illustrer la deuxième redondance fonctionnelle

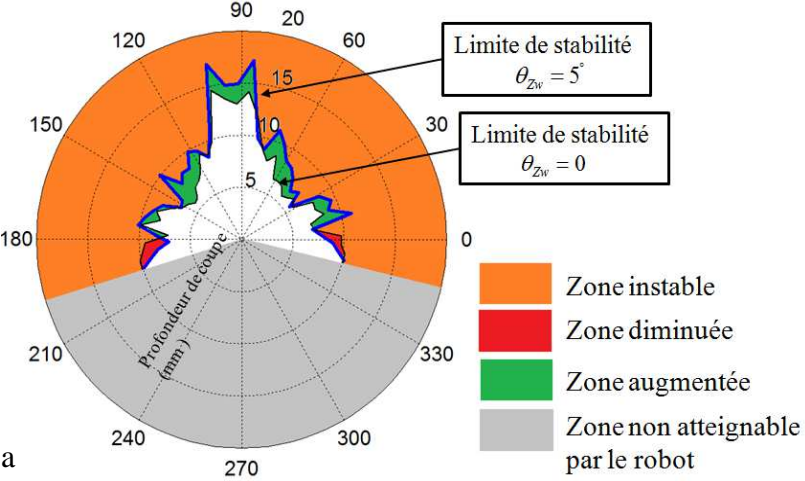
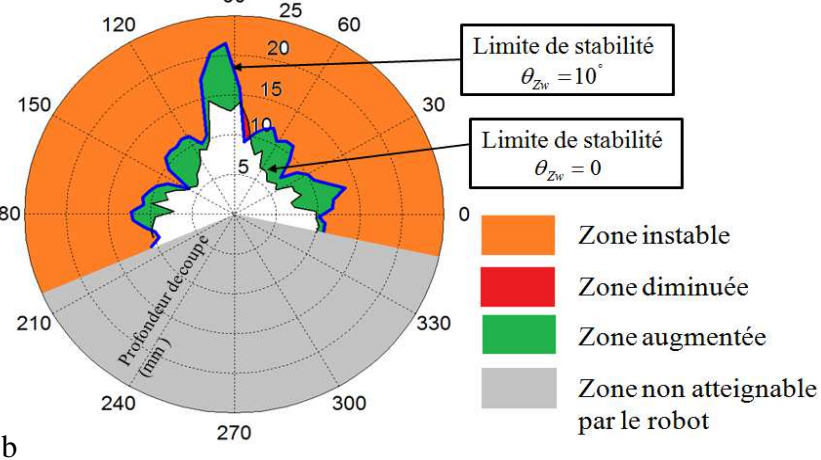
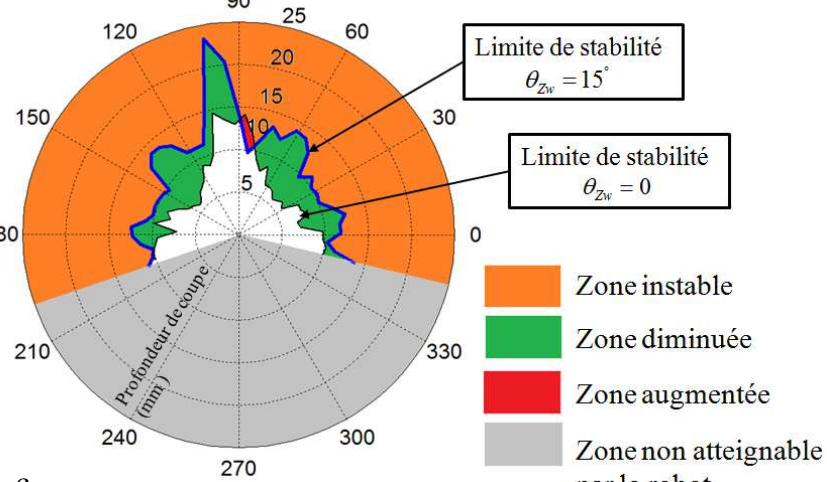
On observe que pour les orientations de la pièce où $0 < \theta_{Zw} < 15$ le domaine stable est augmenté, en revanche pour d'autres orientations de la pièce où $-15^\circ < \theta_{Zw} < 0$ le domaine stable est diminué.

Les figures 5-14 a, 5-14 b et 5-14 c montrent respectivement les évolutions des zones de stabilité en fonction de la première redondance fonctionnelle pour les angles de rotation de la pièce de valeurs $\theta_{Zw} = 5^\circ, 10^\circ$ et 15° . On constate l'augmentation des zones stables jusqu'à 40%. Les plus grandes marges d'augmentations se situent autour des configurations du robot où l'angle de l'axe d'outil est $\theta_{Z7} \approx 90^\circ$.

Les figures 5-14 d, 5-14 e et 5-14 f présentent respectivement les évaluations des zones de stabilité pour les angles de rotation de la pièce de valeurs $\theta_{Zw} = -5^\circ, -10^\circ$ et -15° . Elles montrent une réduction jusqu'à 20% de l'étendue des zones de stabilité. Les réductions les plus grandes se situent à $\theta_{Z7} \approx 90^\circ$. Les augmentations maximales se situent autour des plages $\theta_{Z7} = [0^\circ, 20^\circ]$ et $\theta_{Z7} = [160^\circ, 200^\circ]$.

Les configurations du robot sont restreintes en raison des butés articulaires et des auto-collisions. Ces limitations peuvent être également issues des types d'usinage, de la forme de la pièce à usiner et des contraintes sur les trajectoires d'usinage. Dans ces cas, les gains offerts par la gestion pilotée des redondances apparaissent comme un levier très prometteur pour l'optimisation des zones de stabilité et pour l'exploitation optimale de la cellule d'usinage robotisée. Les zones stables peuvent être établies et maintenues par la seule gestion des

redondances sans diminuer l'espace de travail du robot ou diminuer la productivité des opérations.

Zones d'usinage	Variation de la zone stable (%)
<p data-bbox="316 846 336 875">a</p>  <p data-bbox="767 434 970 501">Limite de stabilité $\theta_{Zw} = 5^\circ$</p> <p data-bbox="767 517 986 584">Limite de stabilité $\theta_{Zw} = 0$</p> <ul data-bbox="799 674 1125 884" style="list-style-type: none"> Zone instable Zone diminuée Zone augmentée Zone non atteignable par le robot 	<p data-bbox="1246 613 1350 642">+10.7%</p>
<p data-bbox="316 1361 336 1391">b</p>  <p data-bbox="767 967 986 1034">Limite de stabilité $\theta_{Zw} = 10^\circ$</p> <p data-bbox="767 1050 999 1117">Limite de stabilité $\theta_{Zw} = 0$</p> <ul data-bbox="799 1162 1141 1373" style="list-style-type: none"> Zone instable Zone diminuée Zone augmentée Zone non atteignable par le robot 	<p data-bbox="1246 1128 1350 1158">+25.4%</p>
<p data-bbox="328 1906 349 1935">c</p>  <p data-bbox="767 1464 1002 1532">Limite de stabilité $\theta_{Zw} = 15^\circ$</p> <p data-bbox="799 1576 1050 1644">Limite de stabilité $\theta_{Zw} = 0$</p> <ul data-bbox="799 1688 1147 1915" style="list-style-type: none"> Zone instable Zone diminuée Zone augmentée Zone non atteignable par le robot 	<p data-bbox="1246 1650 1337 1680">+41%</p>

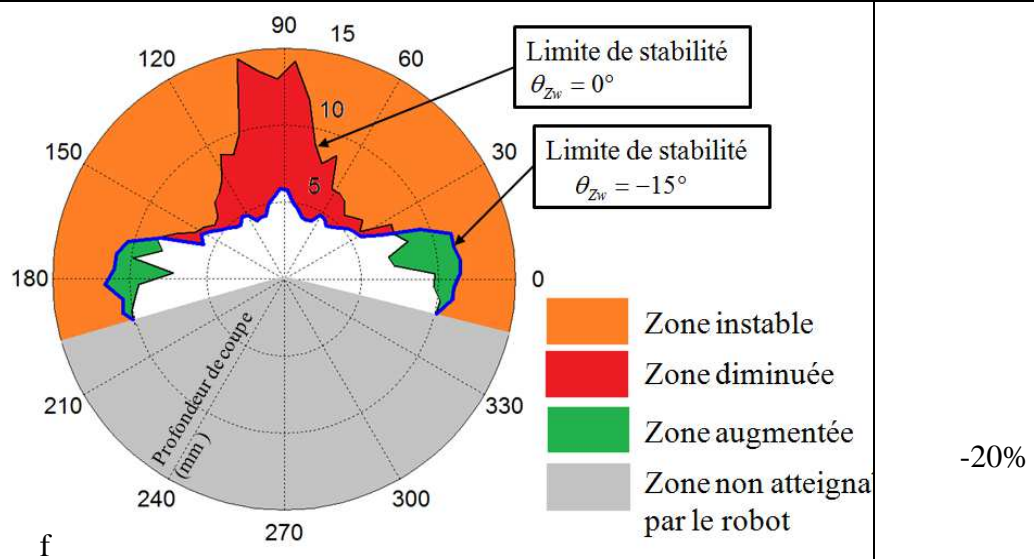
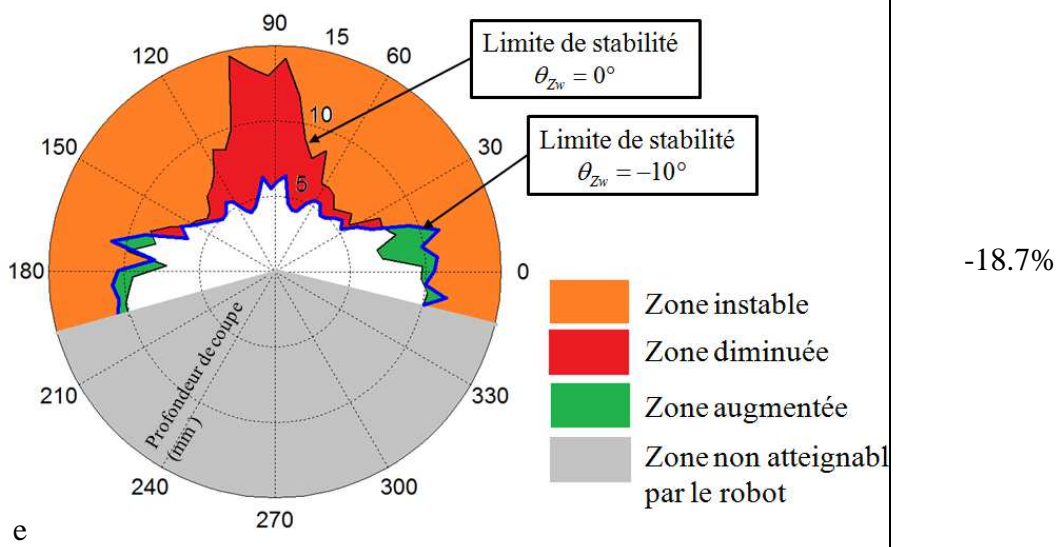
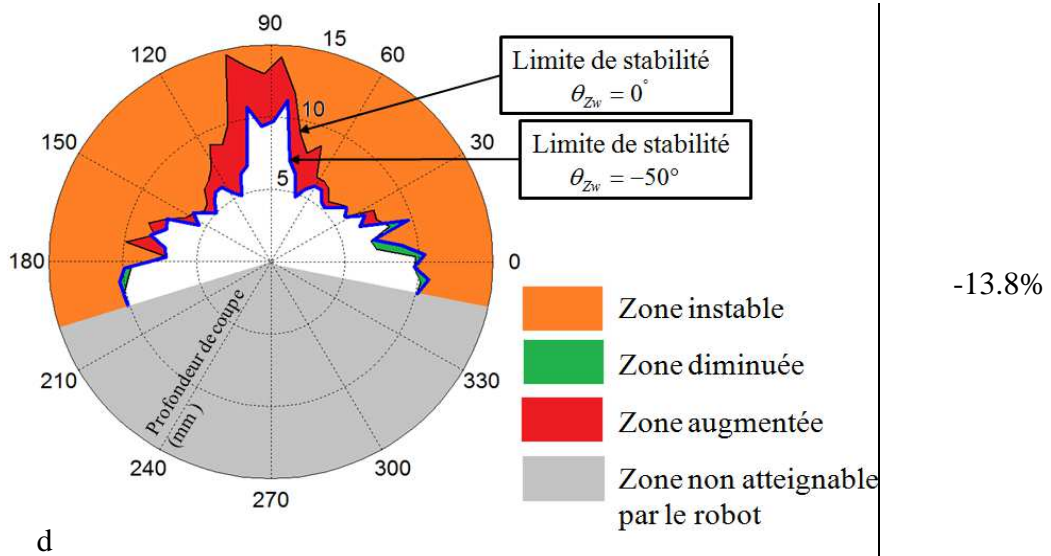


Figure 5-14 : La variation des zones de la stabilité pour tous les 5 degrés de la rotation de la pièce (θ_{Zw})

En appliquant cette méthode pour tous les points de la trajectoire, on peut gérer les redondances afin d'assurer la stabilité d'usinage. La figure 5-15 montre les zones stables et instables ainsi que les deux configurations des essais d'usinage pour les points 1, 4, 8 et 11 (les points sont présentés dans la figure 5-6).

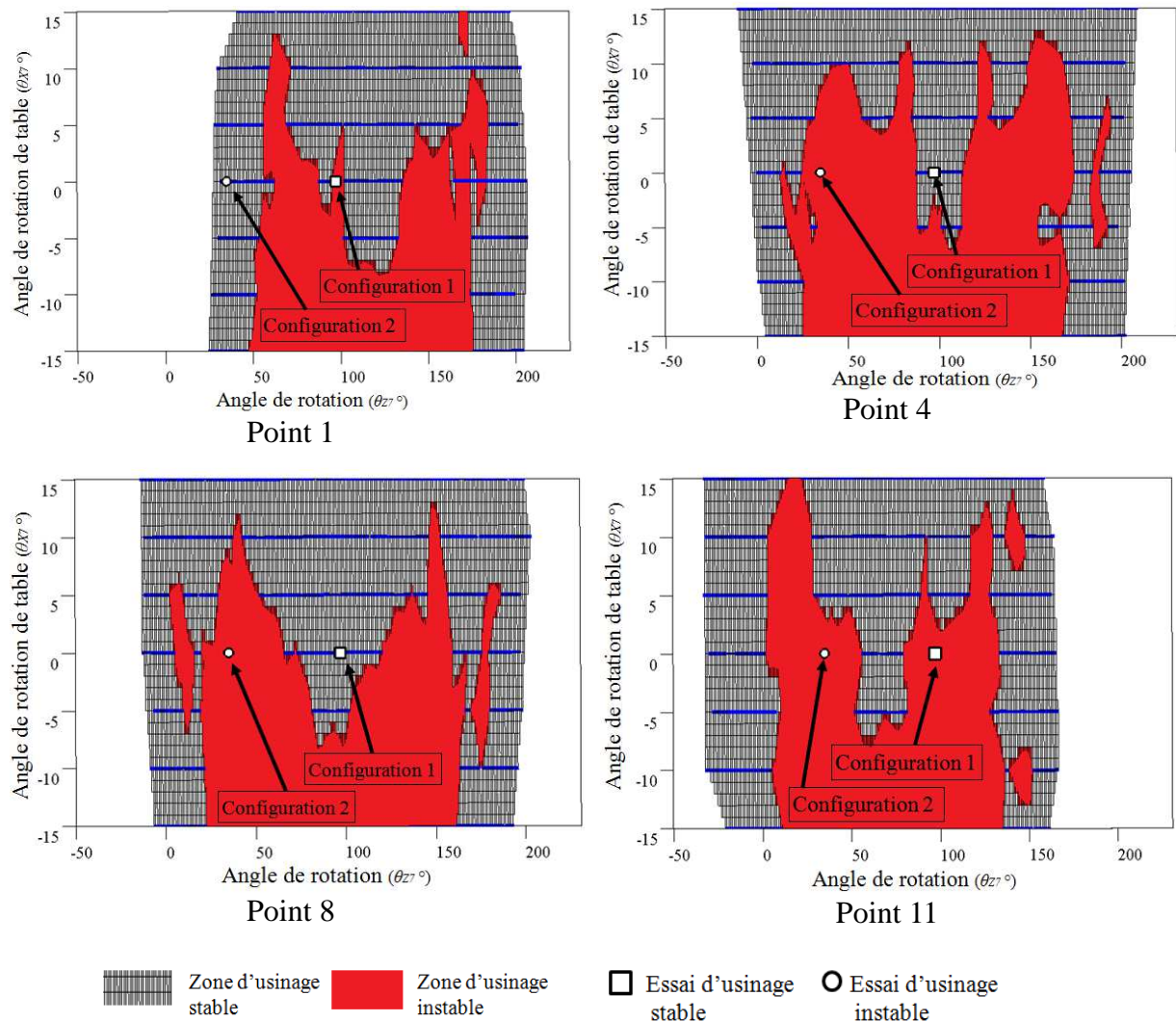


Figure 5-15 : Les variations des zones stables et instables le long de la trajectoire d'usinage

Pour l'usinage d'une trajectoire linéaire du point 1 au point 11 avec deux configurations on observe :

- L'état de l'usinage avec la configuration 1 est seulement stable en point 1 et en passant par les points 4, 8 et 11 l'état de l'usinage devient instable.
- L'état de l'usinage avec la configuration 2 est stable pour les points 4 et 8 et il devient instable pour les points 1 et 11.

Par conséquent, pour assurer la stabilité le long de la trajectoire d'usinage présentée du point 1 au point 12 la configuration du robot doit être modifiée en passant par les différents points de la trajectoire. Cela est possible par la gestion des redondances fonctionnelles à l'aide des diagrammes de stabilité de la figure 5-15 lors de la génération de la trajectoire que le système robotique (robot et table rotative) doit suivre dans l'espace articulaire.

5. Conclusions

Dans le chapitre 3, l'effet du changement de la configuration sur le comportement dynamique du robot dans son espace de travail a été mis en évidence. Dans le chapitre précédent, l'optimisation des limites de stabilité en fonction des conditions de coupe a été étudiée. Dans ce chapitre, les variations du comportement dynamique du robot sont exploitées par la gestion des redondances fonctionnelles afin d'optimiser la configuration du robot du point de vue de la stabilité.

En première étape, l'opération d'usinage à un degré de redondance fonctionnelle a été analysée. La rotation de l'effecteur autour de l'axe de l'outil représente cette première redondance fonctionnelle. On observe jusqu'à 100% d'augmentation de la limite de stabilité avec le seul changement de la configuration du robot sans modifier les paramètres de coupe (figure 5-3). Les essais expérimentaux d'usinage réalisés ont confirmé cet effet sur la limite de stabilité. Expérimentalement, nous avons montré qu'il était possible de passer de la zone instable à la zone stable par la gestion de la redondance fonctionnelle sans modifier les paramètres de coupe.

En deuxième étape, un degré de redondance fonctionnelle a été ajouté dans la cellule robotisée. La pièce a été posée sur une table rotative pour créer ce deuxième degré de la redondance fonctionnelle. L'effet du changement de la configuration du robot issu de la seconde redondance fonctionnelle sur les zones de stabilité a été étudié. Les évolutions des zones stables et instables témoignent de l'influence des deux redondances fonctionnelles sur la stabilité. La combinaison des deux redondances peut augmenter de façon significative (+40%) les zones stables par rapport à un cas d'usinage à une seule redondance fonctionnelle.

En fonction des conditions opérationnelles (paramètres d'usinage, trajectoires, pièce à usiner etc.) et des contraintes de l'opération considérée (productivité, limites du robot et de la broche etc.) de l'opération d'usinage considérée, nous avons montré que l'instabilité de la coupe peut être contournée par une gestion intelligente des redondances fonctionnelles de la

cellule d'usinage sur la base des prédictions d'un modèle dynamique de la cellule robotisée, adaptable aux différentes configurations géométriques du robot.

Conclusion générale

Ce mémoire de thèse présente un travail de recherche portant sur la modélisation du comportement dynamique et l'analyse de la stabilité d'une cellule d'usinage robotisé.

Une approche de modélisation, prenant en compte les variations du comportement dynamique vibratoire des robots a été développée, en vue d'analyser la stabilité en usinage robotisé. Cette approche a été réalisée sur le robot d'usinage industriel ABB IRB6660. Une démarche de recalage a été mise en place afin de déterminer les paramètres du modèle numérique du robot développé sous MATLAB®.

Le modèle numérique recalé est capable de prédire le comportement dynamique vibratoire du robot en fonction de la pose de l'effecteur dans l'espace de travail ainsi que la configuration du robot. Ce modèle a été ensuite utile à l'étude de la variation du comportement modal du robot dans son espace de travail. Une variation significative du comportement dynamique est mise en évidence et doit être prise en considération lors de l'analyse de la stabilité en usinage robotisé.

Nous avons étudié la stabilité en usinage robotisé en se basant sur l'approche développée par *Budak et Altintas* en fraisage. En plus de ça, nous prenons en compte les variations du comportement dynamique de la structure du robot le long d'une trajectoire d'usinage. Le diagramme 3D des limites de stabilité est établi en fonction de la profondeur de la coupe, la vitesse de rotation de la broche et la position de l'effecteur du robot. L'exploitation de ce diagramme permet d'élaborer différentes stratégies d'usinage qui sont validées par des essais en usinage.

La deuxième application du modèle numérique concerne l'étude de la stabilité d'une cellule d'usinage robotisé présentant des redondances fonctionnelles. Nous avons analysé l'évaluation des limites de la stabilité en usinage d'une cellule robotisé avec un degré puis deux degrés de redondances fonctionnelles. Nous avons constaté l'apport et les avantages des redondances fonctionnelles dans le cas de l'usinage robotisé pour garantir la stabilité sans modifier les paramètres de coupe.

Perspectives

- ✚ Le modèle numérique développé sous MATLAB® est un modèle dynamique vibratoire linéaire autour d'une configuration donnée et qui s'adapte à chaque configuration du robot dans l'espace de travail. Dans ce modèle, les forces d'inerties, dues aux accélérations associées aux grands déplacements articulaires, sont négligées. Une des perspectives de ce travail consiste à prendre en compte l'effet de l'accélération du mouvement du robot en déplacement. Cela est réalisable par des simulations temporelles d'un modèle multi-corps flexibles au grand déplacement.
- ✚ La modélisation de la broche dans notre travail porte sur un modèle très simplifié. La modélisation dynamique fine de la broche a été réalisée par V. Gagnol et al. [Gagnol et al. 2007]. Ce modèle peut être intégré dans le modèle dynamique du robot afin d'augmenter la précision du modèle numérique car nous avons montré que la majorité des déformées modales étaient au niveau de la broche.

En prenant en compte ces deux perspectives, le modèle dynamique numérique du robot peut prendre en considération les effets de l'accélération du robot en déplacement et la rotation de la broche.

- ✚ Dans ces travaux de thèse, le modèle numérique développé sous MATLAB® est capable de prédire des limites de stabilité tout au long de la trajectoire. Le programme peut être développé afin d'optimiser la configuration du robot pour des trajectoires d'usinage avec comme objectif la maximisation de la productivité tout en maintenant une marge de stabilité donnée. Pour une trajectoire d'usinage donnée, le programme maximise le critère de productivité et optimise la configuration sans changement brutal des mouvements articulaires du robot.
- ✚ Les raideurs articulaires sont identifiées à l'aide des efforts statiques appliqués sur l'effecteur du robot en considérant les segments du robot infiniment rigides. Cela est loin de la réalité et avec cette méthode on ne peut pas identifier les valeurs exactes des raideurs. En revanche, sachant que les premières fréquences propres sont liées aux raideurs articulaires du robot, on peut les identifier par la comparaison des FRFs

numériques et celles d'expérimentations pour les modes de basses fréquences de la structure.

- ✚ Identifier la zone pour laquelle la stabilité est maximale et dans la quelle on peut placer la pièce à usiner.
- ✚ La simulation temporelle d'opérations d'usinage à l'aide du modèle numérique développé dans ce mémoire peut être réalisée sous le logiciel MATLAB® ou Adams®. Cela permet de prédire la réponse temporelle durant l'opération d'usinage et d'étudier l'effet des phénomènes non linéaires sur la stabilité d'usinage.
- ✚ Une dernière perspective consiste à étudier le phénomène de couplage des modes en usinage robotisé en utilisant le modèle numérique développé. Ce phénomène a été déjà étudié par Z. Pan et al. [Pan et al. 2006] et Olabi et al. [Olabi et al. 2014]. Néanmoins, ces études ne sont qu'à leur début. Ils ont modélisé le robot par l'approche de corps rigides et liaisons flexibles. Nous avons développé un modèle plus fin dans notre recherche en considérant la flexibilité des corps. Ce modèle nous permet d'étudier ce phénomène d'une manière plus précis et de comparer les résultats de cette étude avec ceux obtenus par les autres chercheurs qui ont utilisé des modèles simplifiés.

Références Bibliographiques

[Abele et al. 2007] - E. Abele, M. Weigold, S. Rothenbucher, 'Modeling and Identification of an Industrial Robot for Machining Applications', CIRPS 2007.

[Abele et al. 2010] - E. Abele, J. Baer, M. Pischian, Prediction of the tool displacement for robot milling applications using coupled modes of an industrial robot and removal simulation, Proc. CIRP 2nd Inter Conf on Process Machine Interactions, Vancouver, Canada, 2010.

[Ahmad et al. 2008] - M. A. Ahmad, Z. Mohamed,' Dynamic Modeling of a Two-link Flexible Manipulator System Incorporating Payload', Industrial Electronics and Applications, 2008. ICIEA 2008. 3rd IEEE Conférence.

[Alici et al. 2005] - G. Alici, B. Shirinzadeh, 'Enhanced Stiffness Modeling, Identification and Characterization for Robot Manipulators', IEEE Transactions on Robotics, August 2005, 21(4), 554-561. Copyright IEEE 2005.

[Altintas 2000] - Y. Altintas, Manufacturing Automation, Cambridge University press, 2000.

[Altintas et al. 1995] - Y. Altintas, E. Budak, 'Analytical prediction of Stability Lobes in Milling', CIRP 1995.

[Altintas et al. 2005] - Y. Altintas, C. Brecher, M. weck, S. Witt, 'Virtual Machine Tool', CIRP 2005,

[Atlinats et al. 2004] - Y. Altintas, M. Weck, 'Chatter Stability of Metal Cutting and Grinding', CIRP 2004.

[Béarée 2014] - Béarée, R. 'New Damped-Jerk trajectory for vibration reduction', Control Engineering Practice, 28, 112-120, 2014.

[Belchoir et al 2013] - J. Belchior, M. guillo, E. Maurine, L. Leotoing, D. Guines,' Off-line compensation of the tool path deviations on robotic machining : Application to incremental sheet forming', Robotics and Computer-Integrated Manufacturing 29, 58-69, 2013.

[Bonnemains et al. 2009] – Bonnemains T., Chanal H. Bouzgarrou B. C. Ray P. 'Stiffnes computation and identification of parallel kinematic machine tool', Journal of Manufacturing

Science and Engineering, Trans. ASME 131, 2009.

[Bonnemains et al. 2013] – Bonnemains T., Chanal H. Bouzgarrou B. C. Ray P. ‘Dynamic model of an over constrained PKM with compliances: The Tripteor X7’, Journal of Robotics and Computer-Integrated Manufacturing 29, 180-191, 2013.

[Bouzgarrou 2001] - B. C. Bouzgarrou, Conception et modélisation d’une machine-outil à architecteur hybride pour l’UTGV, thèse, 2001.

[Bouzgarrou et al. 2002] – Bouzgarrou B. C., Thuilot B., Ray P., Gogu G. ‘Modélisation des manipulateurs flexibles appliqué aux machines outil UTGV’, Mécanique et Industries 3, 173-180, 2002.

[Bouzgarrou et al. 2003] - B. C. Bouzgarrou, J. C. Fauroux, G. Gogu, Y. Heerah,’ Rigidity analysis of T3R1 parallel robot with uncoupled Kinematics’.

[Bouzgarrou et al. 2005] – Bouzgarrou B. C., Ray P., Gogu G. ‘New Approach for Dynamic Modelling of Flexible Manipulators’, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part K, Journal of Multi-body Dynamics 219, 285-298, 2005.

[Bravo et al. 2005] - U. Barvo, O. Altuzarra, L.N. Lopez de Lacalle, Stability limits of milling considering the flexibility of the workpiece and the machine, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 45, Issue 15, P. 1669-1680, 2005.

[Chigbogu et al. 2013] - Chigbogu G. Ozoegwu, Sam N. Ome nyi, Sunday M. Ofoche be, Chinonso H. Ache be ‘Comparing up and Down Milling Modes of End-Milling Using Temporal Finite Element Analysis’, Applied Mathematics 2013, 3(1) : 1-11.

[Corbel 2009] – D. Corbel, ‘Contribution à l’amélioration de la précision des robots parallèles’, thèse, Université Montpellier II, 2009.

[Cousturier et al. 2014] – R. Cousturier, L. Sabourin, G. Gogu, Y. Mezouar, ‘Identification et modélisation du comportement en rigidité d’un robot a structure a parallélogrammes : application aux opérations d’usinage, MUGV 2014.

[Deblaise 2006] – D. Deblaise,’ Contribution à la modélisation et à l’étalonnage élasto-géométriques des manipulateurs à structure parallèle’, thèse, (Doctoral dissertation, INSA de

Rennes), 2006.

[Dumas 2011] – C. Dumas, ‘développement de méthodes robotisées pour le parachèvement de pièces métalliques et composites’, thèse, Université de Nantes, 2011.

[Dumas et al. 2011] - C. Dumas, S. Caro, S. Garnier, B. Furet, Joint stiffness identification of six-revolute industrial serial, Conference papers of Flexible Automation and Intelligent Manufacturing-Intelligent manufacturing and services, Vol.27, P. 881-888, 2011.

[Forestier et al.2011] - F. Forestier, V. Gagnol, P. Ray, H. Paris, ‘Model-based operating recommendations for high-speed spindles equipped with a self-vibratory drilling head’, Mechanism and Machine Theory 46, pp. 1610-1622, 2011.

[Gagnol 2006] - V. Gagnol, Modélisation du comportement dynamique des électrobroches UGV. Thèse 2006.

[Gagnol et al. 2007] - V. Gagnol, B. C. Bouzgarrou, P. Ray, C. Barra, ‘Model-based chatter stability prediction for high-speed spindles’, International Journal of Machine Tools & Manufacture 47, pp. 1176-1186, 2007.

[Gogu 2002] - Gogu G., Families of 6R orthogonal robotic manipulators with only isolated and pseudo-isolated singularities, Mechanism and machine theory, Vol. 37(11), pp.1347–1375, 2002.

[Gogu 2008] - Gogu G., Structural synthesis of parallel robots : Part1 - Methodology, ISBN 978-1-4020-5102-9, Springer, 2008.

[Gogu et al. 1997] - Gogu G., Coiffet P. & Barraco A., ‘Représentations des déplacements des robots’, Paris : Hermès, Mathématiques pour la robotique, 1997.

[Huang et al. 1993] - S. J. Huang, ‘Structural Dynamics Analysis of spatial robots with finite element approach’, Computers & Structures Vol. 46, No. 4, PP. 703-716, 1993.

[IECM] - Institute of Engineering and Computational Mechanics, ‘Simulation-Based Analysis of Dynamic Stability of Milling Processes for Systems with Varying Dynamic Behavior. University of Stuttgart Germany.

[Jordan 1993] - P. A. Jordan, Feedback Control of a Three-Link Planar Under-Actuated

Manipulator Using a “Surge” Velocity, Naval postgraduate school Monterey, California, 1993.

[Karagulle et al. 2012] - H. Karagulle, A. Amindari, M. Akdag, L. Malgaca, S. Yavuz, 'Kinematic-Kinetic-rigidity Evaluation of a Six Axis Robot Performing a Task, International Journal of Advanced Robotic Systems, Vol. 9, 2012.

[Kessentini et al. 2007] - A. Kessentini, G. Chevalier, J. Louati, A. Rivière, M. Haddar, 'F.E.M. of the Drilling machine-tool including the gyroscopic effect', Advances in Production Engineering & Management 2 (2007), 63-78.

[Khaiudin 2008] - M. Khaiudin, 'Dynamic modeling of flexible link manipulator robot using AMM', TELKOMNIKA Vol. 6, No. 3, 2008.

[Khalil 1999] - W. Khalil, 'Modélisation identification et commande des robots', 2ème édition revue et augmentée, HERMES Science Publications, Paris, 1988, 1999.

[Klimchik et al. 2014] - A. Klimchik, Y. WU, S. Caro, B. Furet, 'Accuracy improvement of robot-based milling using an enhanced manipulator model. Advances on Theory and Practice of Robots and Manipulators, Volume 22, 2014, pp73-81.

[Lpoez 2009] - N. Lopez, 'Machine Tools for High Performance Machining', Mechanical Engineering - Production Engineering, Springer 2009.

[Makhanov et al. 2002] - S. S. Makhanov, D. Batanov, E. Bohez, K. Sonthipaumpoon, W. Anotaipaboon, M. Tabucanon, On the tool-path optimization of a milling robot, Computers & Industrial Engineering 43 (2002) 455-472.

[Mane et al. 2008] - I. Mane, V. Gagnol, B. C. Bouzgarrou, P. Ray, 'Stability-based spindle speed control during flexible workpiece high-speed milling', International Journal of Machine Tools & Manufacture 48, pp. 184-194, 2008.

[Marquet, 2002] - Marquet, F., 'Contribution à l'étude de l'apport de la redondance en robotique parallèle', thèse, Université Montpellier II, Montpellier, 2002.

[Matsuoka et al. 1999] - S. Matsuoka, K. Shimizu, N. Yamazaki, Y. Oki, 'High-speed end milling of an articulated robot and its characteristics', Journal of Materials Processing Technology 95, pp. 83-89, 1999.

[Mejri et al. 2014] - S. Mejri, V. Gagnol, T. P. Le, L. Sabourin, P. Ray, P. Paultre, 'Identification du comportement dynamique d'un robot d'usinage en service', MUGV 2014.

[Mejri et al. 2015] – S. Mejri, V. Gagnol, T. P. Le, L. Sabourin, P. Ray, P. Paultre, 'Dynamic characterization of machining robot and stability analysis', International Journal of Advanced Manufacturing technology, 2015.

[Moberg 2010] - S. Moberg, 'Modeling and Control of Flexible Manipulators' , Linkoping University Sweden, thèse 2010.

[Moreau 2010] - V. Moreau, 'Etude dynamique de l'usinage et de l'interaction pièce-outil par mesure des déplacements : application au fraisage et au tournage', thèse 2010, l'Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, ParisTech.

[Nguyen et al. 2015] – A.V. Nguyen, B.C. Bouzgarrou, K. Charlet, A. Béakou,'Static and dynamic characterization of the 6-Dofs parallel robot 3CRS', Journal of Mechanism and Machine Theory, 2015.

[Olabi 2011] - A. Olabi, Amélioration de la précision des robots industriels pour des applications d'usinage a grande vitesse. Thèse, 2011.

[Olabi et al. 2010] - A. Olabi, R. Bearee, M. Damak, O. Gibaru,'Mouvement a rigidité maximal pour un robot 6 axes destiné à des opérations d'usinage, MUGV, Cluny, 2010.

[Olabi et al. 2014] - A. Olabi, R. Bearee, O. Thomas, O. Gibaru, J. Gonzalez, ' Analyse expérimentale des phénomènes vibratoires d'un robot usineur', MUGV 2014,

[Oueslati et al. 2012] - Oueslati, M., Béarée, R., Gibaru, O., & Moraru, G. (2012, August). ' Improving the dynamic accuracy of elastic industrial robot joint by algebraic identification approach'. In Systems and Computer Science (ICSCS), 2012 1st International Conference on (pp. 1-6). IEEE

[Oueslati, 2013] - M. Oueslati, 'Contribution à la modélisation dynamique, l'identification et la synthèse de lois de commande adaptées aux axes flexibles d'un robot industriel', thèse, Arte et métier Paris Tech-centre de Lille, 2013.

[Ozeahin et al. 2015]O. Ozeahin, E. Budak, H. N. Ozguven, ' In-Process Tool Point FRF Identification under Operational Conditions Using Inverse Stability Solution', International

Journal of Machine Tools & Manufacture 89, pp. 64-73, 2015.

[Ozoegwu, 2013] - Ozoegwu, C. G., Omenyi, S. N., Ofochebe, S. M., & Achebe, C. H. 'Comparing up and down milling modes of end-milling using temporal finite element analysis'. Applied Mathematics, 3(1), 1-11, 2013.

[Pan et al. 2006] - Z. Pan, H. Zhang, Z. Zhu, J. Wang, Chatter analysis of robot machining process, Journal of materials processing technology, 173, P. 301-309, 2006.

[Pashkevich et al. 2009] - A. Pashkevich, D. Chablat, P. Wenger, ' Stiffness analysis of overconstrained parallel manipulators', Mechanism and Machine Theory 44, pp. 966-982, 2009.

[Rivière et al. 2006] - E. Rivière, V. Salon, O. van den Abeele, E. Filipi, P. Dehombreux, 'Chatter detection techniques using microphone', In Seventh national congress on theoretical and applied mechanics 2006.

[Robin et al. 2011] - V. Robin, L. Sabourin, G. Gogu, 'Optimization of a robotized cell with redundant architecture'. Journal of Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, 2011.

[Roukema et al. 2006] - J. C. Roukema, Yusuf Altintas,' Generalized modeling of drilling vibrations, Part I : Time domain model of drilling kinematics, dynamics and hole formation', International Journal of Machine Tools and Manufacture, 47(9), 1474-1485.

[Ruggiu 2012] - M. Ruggiu, 'Cartesian Stiffness Matrix Mapping of a Translational Parallel Mechanism with Elastic Joints', International Journal of Advanced Robotic Systems, Vol. 9, 2012.

[Seguy et al. 2006] - S. Seguy, L. Arnaud, G. Dessenin, M. Baili, F. J. Campa, G. Aramendi, 'Intégration des comportements dynamiques dans l'usinage de pièces aéronautiques', MUGV 2006.

[Subrin 2013] - K. Subrin 'Optimisation du comportement de cellules robotiques par gestion des redondances : application à la découpe de viande et à l'Usinage Grande Vitesse', thèse, 2013.

[Subrin et al. 2012] - K. Subrin, L. Sabourin, G. Gogu, Y. Mezouar, Performance Criteria to Evaluate a Kinematically Redundant Robotic Cell for Machining Tasks. Applied Mechanics and Materials, Vol.162, P. 413-422, 2012.

[Subrin et al. 2013] - Subrin, K., Sabourin, L., Cousturier, R., Gogu, G., & Mezouar, Y. New Redundant Architectures in Machining : Serial and Parallel Robots. *Procedia Engineering*, 2013,63, 158-166.

[Subudhi et al. 2002] - B. Subudhi, A. S. Morris, 'Dynamic modeling, simulation and control of a manipulator with flexible links and joints', *Robotics and Autonomous Systems* 41, 257-270, 2002.

[Swiatek et al. 2010] - G. Swiatek, Z. Liu, B. Hazel, Dynamic simulation and configuration dependant model identification of a portable flexible-link and flexible-joint robot, 28th seminar on machinery vibration, P. 189-206, 2010.

[Thevenot et al. 2006] - V. Thevenot, L. Arnaud, G; Dessein, G. Cazenave, 'Integration of dynamic behavior variations in the stability lobes method : 3D lobes construction and application to thin-walled structure milling', *Int. J. Manuf. Technol.* 24, pp. 638-644, 2006.

[Tlusty 2000] - J. Tlusty, 'Manufacturing Processes and Equipment', Prentice Hall, 2000.

[Tobias et al. 1958] - S. A. Tobias, W. Fishwick, The chatter of lath tools under orthogonal cutting conditions, *ASME*, pages 1079-1088, 1958.

[Tunc et al. 2014] - L.T. Tunc, J. Barnfather, 'Investigation of hexapod robot dynamics and effects in milling', *HSM 2014*, Prague, Czech Republic.

[Zagarbashi et al. 2012] - S. H. H. Zagarbashi, W. Khan, J. Angeles,' Posure optimization in robot-assisted machining operations', *Mechanism and Machine Theory* 51, 74-86, 2012,

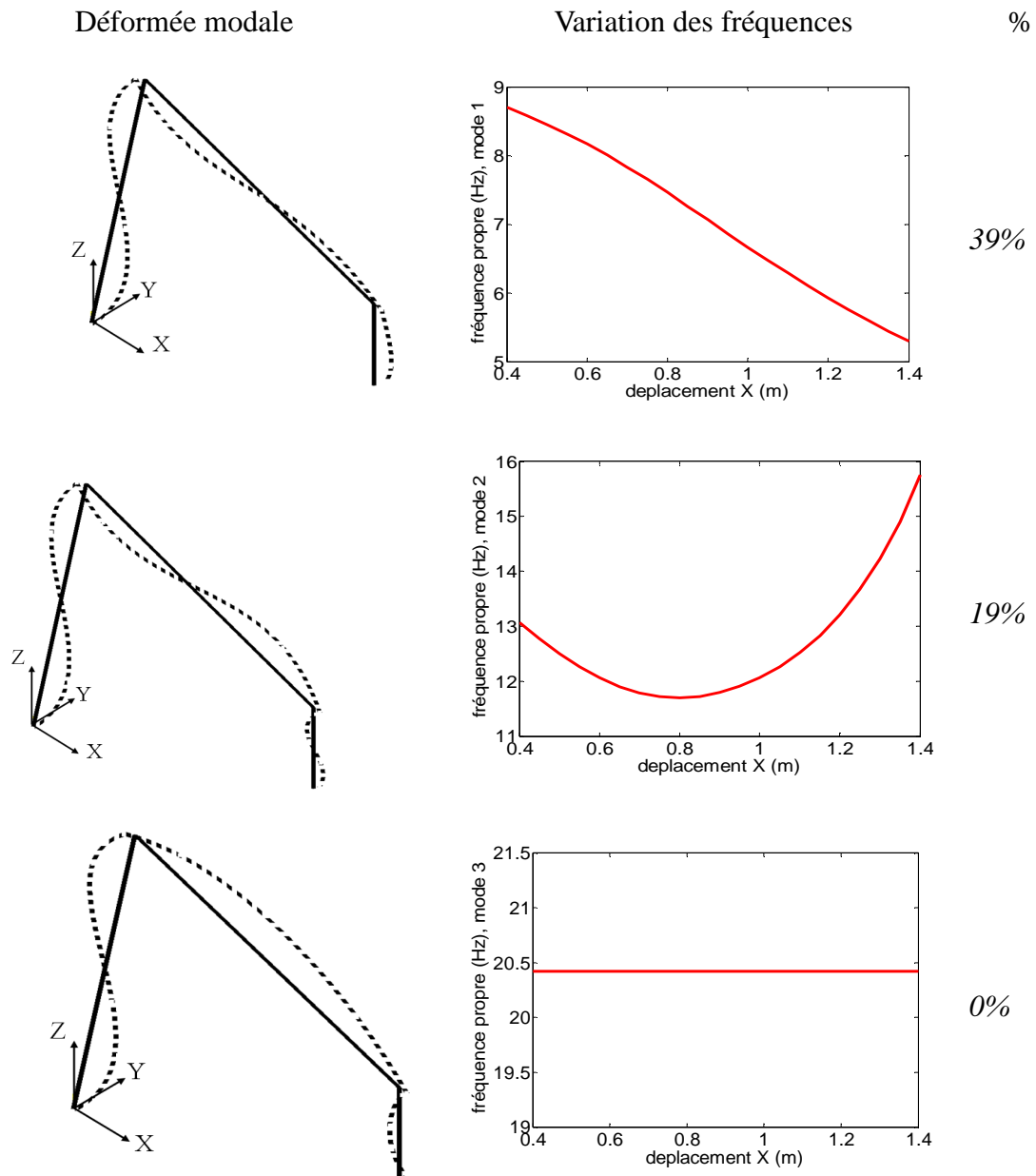
[Zhang 2009] - D. G. Zhang,' Recursive Lagrangian dynamic modeling and simulation of multi-link spatial flexible manipulator arms', *Applied Mathematics and Mechanics*, pp. 1283-1294, 2009.

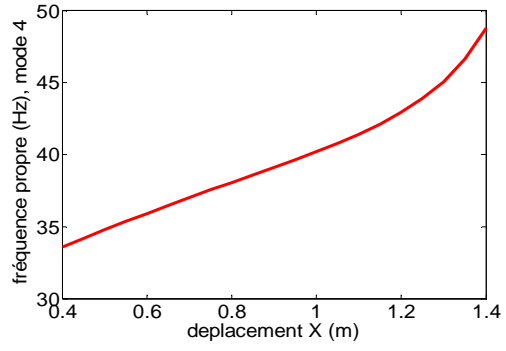
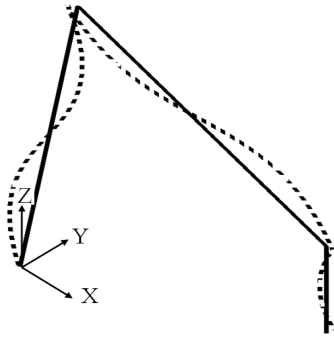
[Zhaocai et al. 2008] - D. Zhaocai, Y. Yueqing, 'Dynamic Modeling and Inverse Dynamic Analysis of Flexible Parallel Robots', *International Journal of Advanced Robotic Systems*, Vol. 5, N0.1, 2008.

[Maglie 2012] - P. Maglie, 'Parallelization of Design and Simulation : Virtual Machine Tools in Real Product Development', thèse 2012.

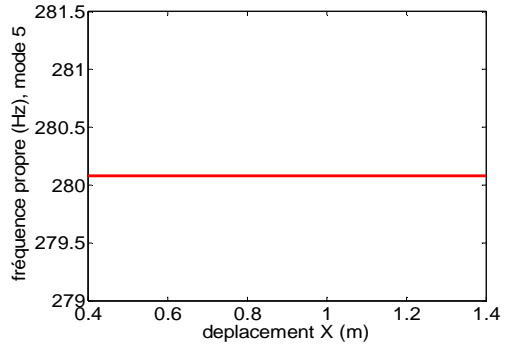
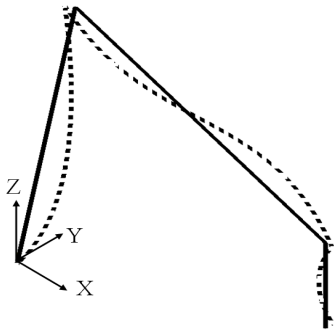
Annexe1

Les déformées modales et la variation de fréquences propres du robot simplifié prenant en compte l'effet de la flexibilité des corps sur le trajet linéaire considéré (figure 2-4).

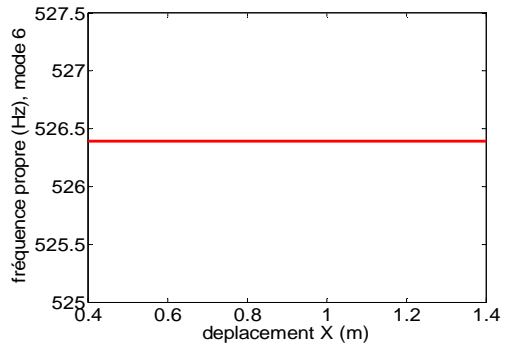
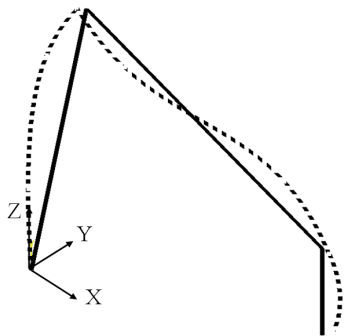




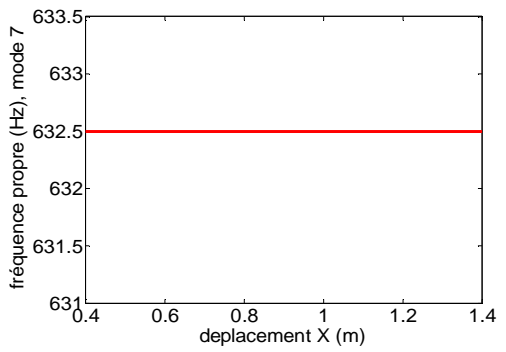
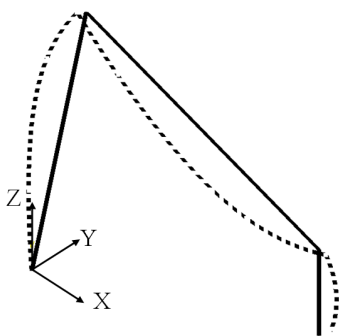
30%



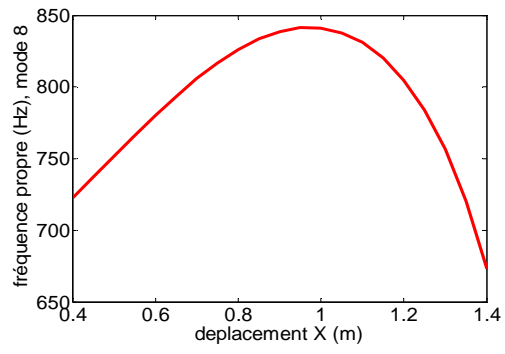
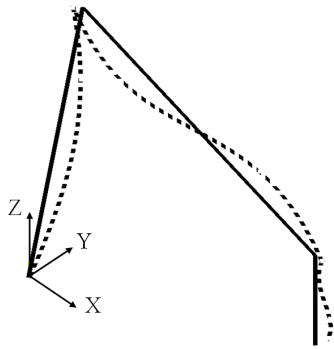
0%



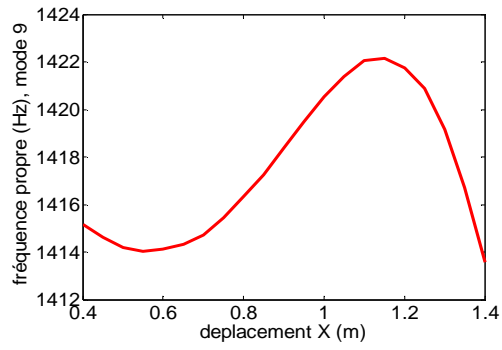
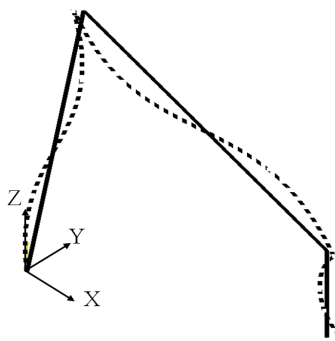
0%



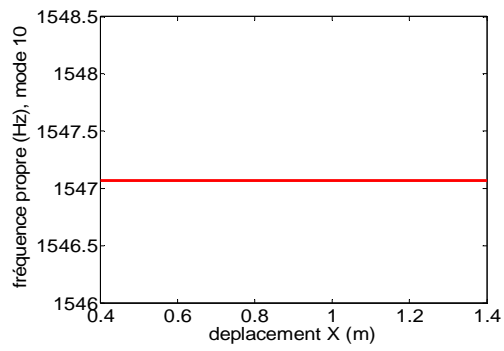
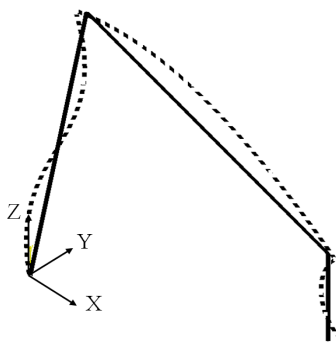
0%



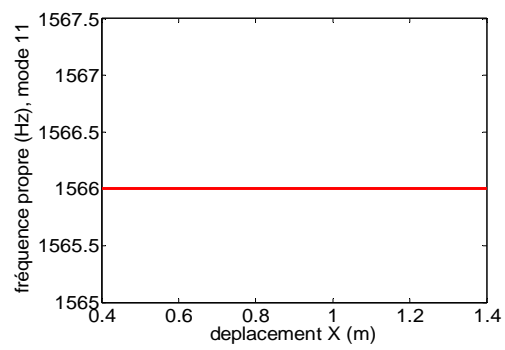
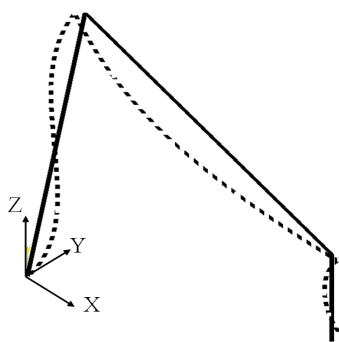
19%



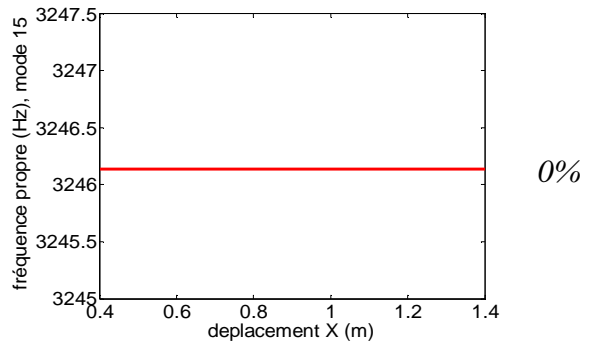
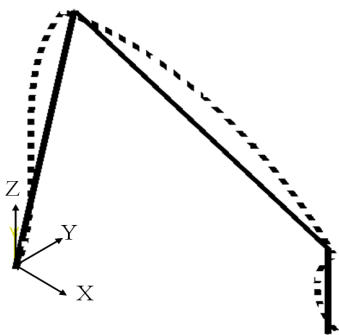
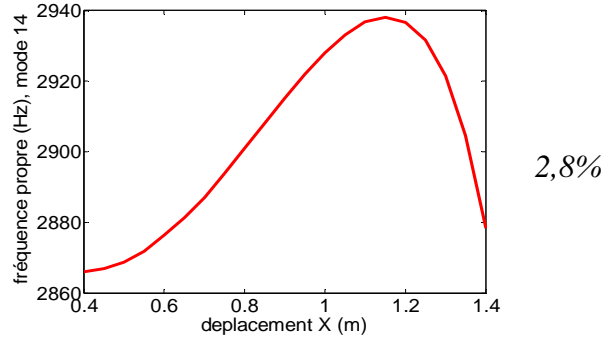
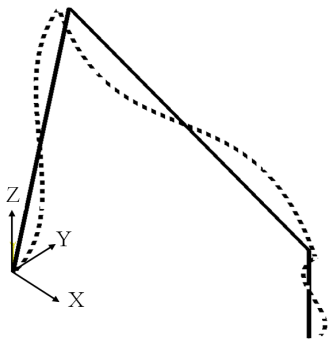
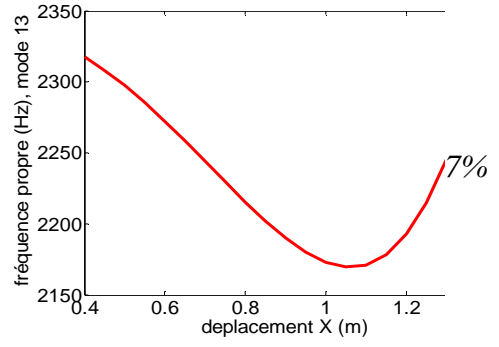
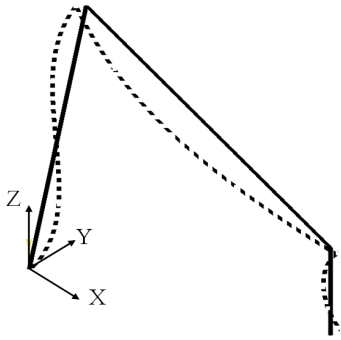
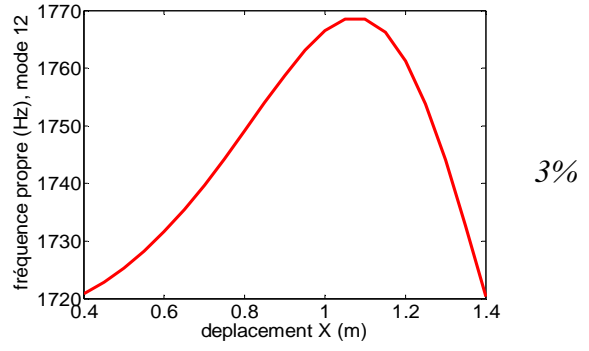
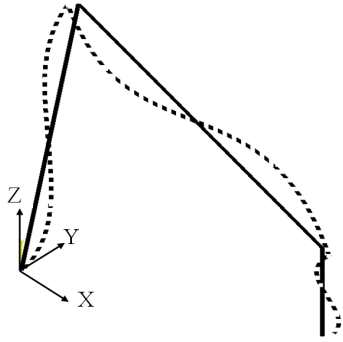
0,5%

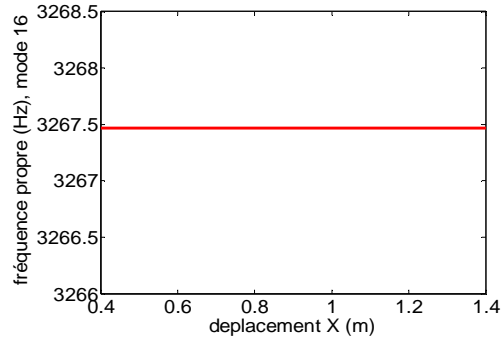
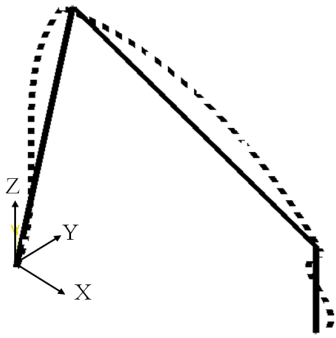


0%

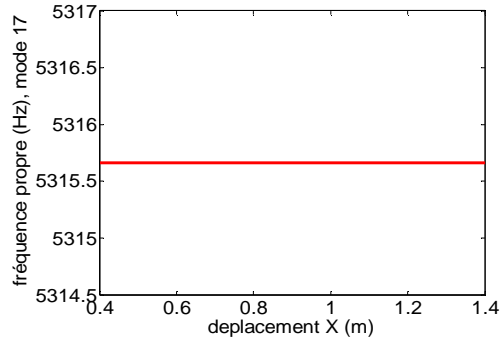
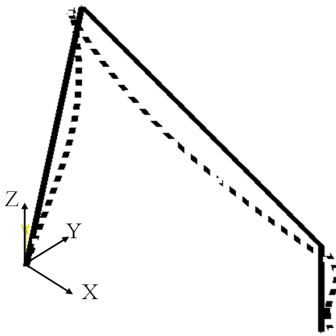


0%

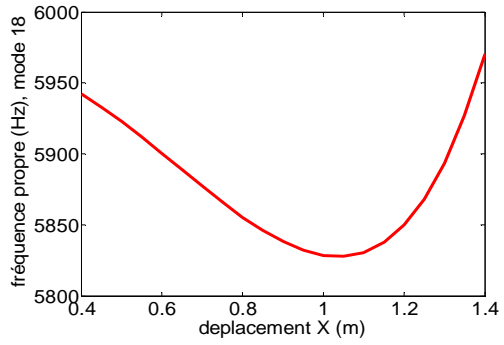
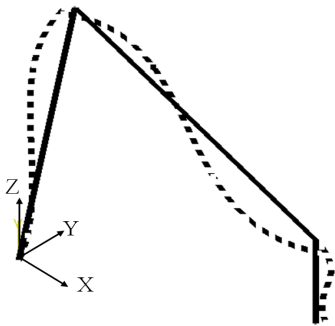




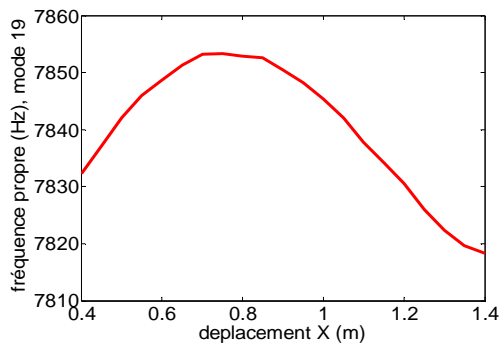
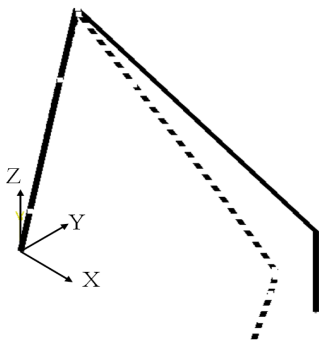
0%



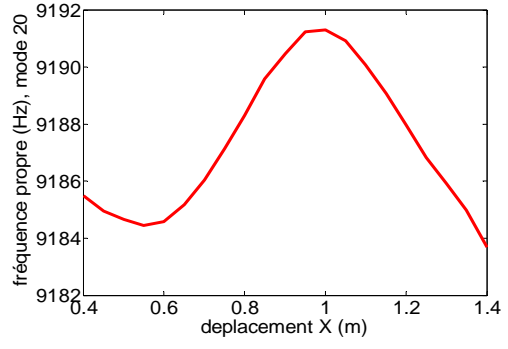
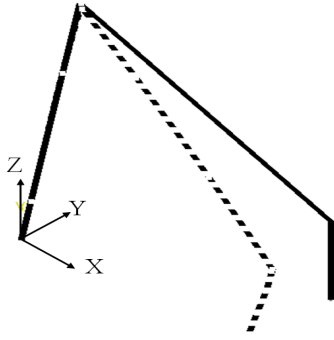
0%



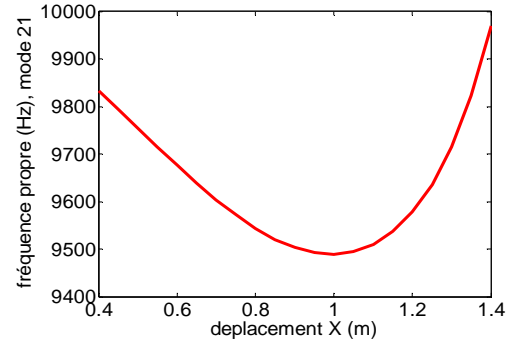
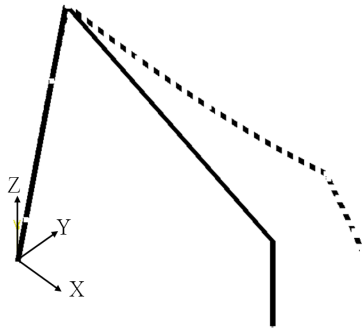
2,5%



0,4%



0,07%



4,5%

Résumé :

La productivité des processus d'usinage robotisé est très souvent limitée par le manque de rigidité des robots et les problèmes vibratoires relatifs à l'instabilité de la coupe. L'analyse de l'instabilité de la coupe en usinage robotisé est un problème difficile en raison de la variabilité du comportement dynamique du robot dans son espace de travail. Par conséquent, le phénomène de broutement en usinage robotisé dépend non seulement des paramètres de coupe mais également de la configuration du robot. Le premier objectif de cette thèse est de déterminer une méthode de modélisation dynamique du robot, adaptée du point de vue de l'analyse des vibrations et de la stabilité en usinage robotisé. Cette approche a été réalisée sur le robot d'usinage industriel ABB IRB6660. Une démarche de recalage a été mise en place afin de déterminer les paramètres du modèle numérique du robot. Ensuite, une présentation 3D de la limite de stabilité en usinage robotisé prenant en compte les variations du comportement dynamique du robot est réalisée. Le deuxième objectif consiste à optimiser le procédé vis-à-vis de la stabilité de la coupe. Les variations du comportement dynamique du robot sont exploitées par la gestion des redondances fonctionnelles afin d'optimiser la configuration du robot du point de vue de la stabilité. L'analyse numérique a montré et les essais expérimentaux d'usinage ont confirmé la possibilité de passer de la zone instable à la zone stable par la gestion de la redondance fonctionnelle sans modifier les paramètres de coupe.

Mots clés: Usinage robotisé, Modélisation dynamique, Redondance fonctionnelle, Stabilité de la coupe.

Abstract:

Productivity in robotic machining processes can be limited by the low rigidity of the overall structure and vibration instability (chatter). The robot's dynamic behavior, due to changes in its posture along a machining trajectory, varies within its workspace. Chatter in robotic machining therefore depends not only on the cutting parameters but also on the robot configuration. The first objective of this thesis is to determine a dynamic modeling approach of the robot in order to analyze the vibration and the stability in robotic machining. This modeling approach has been realized to dynamic modeling of an ABB IRB6660 industrial robot. The numerical model parameters are adjusted on the basis of experimental modal identifications. Then, a three-dimensional representation of stability lobes diagram for the prediction to take into account the robot dynamic behavior variations in machining trajectory is established. The second objective is to optimize the robot configurations regarding stability. The dynamic behavior variations of the robot in the workspace are exploited through functional redundancy management in order to optimize robot configurations with respect to machining stability. The numerical analyze demonstrated and experimental machining tests confirmed that stability conditions in machining operations can be achieved by managing functional redundancy without changing the cutting parameters.

Keywords: machining robot, dynamic modeling, functional redundancy, stability prediction.