

# Etude dynamique de l'usinage et de l'interaction pièce-outil par mesure des déplacements : application au fraisage et au tournage.

Vincent Moreau

▶ **To cite this version:**

Vincent Moreau. Etude dynamique de l'usinage et de l'interaction pièce-outil par mesure des déplacements : application au fraisage et au tournage.. Sciences de l'ingénieur [physics]. Arts et Métiers ParisTech, 2010. Français. NNT : 2010ENAM0005 . pastel-00005924

**HAL Id: pastel-00005924**
**https://pastel.hal.science/pastel-00005924**

Submitted on 1 Apr 2010

**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.

2010-ENAM-0005

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

# Doctorat ParisTech

# T H È S E

**pour obtenir le grade de docteur délivré par**

## l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers

**Spécialité " Mécanique "**

*présentée et soutenue publiquement par*

**Vincent MOREAU**

le 28 Janvier 2010

# ETUDE DYNAMIQUE DE L'USINAGE ET DE L'INTERACTION PIECE-OUTIL PAR MESURE DES DEPLACEMENTS : APPLICATION AU FRAISAGE ET AU TOURNAGE.

Directeur de thèse : **Michel LAMBERTIN**
Co-encadrement de la thèse : **Jean-Philippe COSTES**

**Jury**

| | |
|---|---|
| **M. Pedro J. ARRAZOLA**, Professeur, Ecole Polytechnique Supérieure de Mondragon Unibertsitatea | Président |
| **M. Gilles DESSEIN**, Professeur, LGP, ENI de Tarbes | Rapporteur |
| **M. Jean-François RIGAL**, Professeur, LAMCOS, INSA Lyon | Rapporteur |
| **M. George MORARU**, Maitre de conférence, LSIS, Arts et Métiers ParisTech, Aix en Provence | Examinateur |
| **M. Michel LAMBERTIN**, Professeur, LaBoMaP, Arts et Métiers ParisTech, Cluny | Examinateur |
| **M. Jean-Philippe COSTES**, Maitre de conférence, LaBoMaP, Arts et Métiers ParisTech, Cluny | Examinateur |
| **M. Patrice LAURENT**, Chef du département R&D Innovation, CTDEC | Invité |

T H È S E

**Arts et Métiers ParisTech - Centre de Cluny**
**Laboratoire Bourguignon des Matériaux et Procédés**

Ni puissance ni richesse, seul demeure le sceptre du savoir.

**Tycho BRAHE**

# Remerciements

Je tiens tout d'abord à remercier l'ensemble des membres du jury pour avoir accepté d'évaluer ces travaux de thèse, tout d'abord M. Jean François RIGAL de l'INSA de Lyon que j'ai eu l'occasion d'avoir comme professeur lors de mon master de recherche et M. Gilles DESSEIN de L'ENI de Tarbes qui ont acceptés d'êtres rapporteurs. Je remercie également M. Pedro J. ARRAZOLA de l'Université de Mondragon d'être venue d'Espagne pour présider ce jury et M. George MORARU du centre Arts et Métiers ParisTech d'Aix-en-Provence d'en avoir fait parti.

Je remercie également, mon directeur de thèse M. Michel LAMBERTIN professeur au centre Arts et Métiers ParisTech de Cluny et directeur du LaBoMaP (Laboratoire Bourguignon des Matériaux et Procédés) au sein duquel j'ai effectué ces travaux.

Mon travail ayant été co-encadré par M. Jean-Philippe COSTES qui m'a suivit au quotidien, je souhaite le remercier très chaleureusement pour le temps qu'il m'a consacré, ses conseils, son soutien dans les moments difficiles et le temps passé à franchir les nombreux obstacles rencontrés lors de la réalisation de ce travail.

Comme je l'ai dit ci-dessus, ces travaux ont eu pour cadre direct le LaBoMaP, que tous ses membres des trois équipes de recherche soient ici remerciés pour l'ambiance et l'entraide régnant au sein de celui-ci, et particulièrement les membres de l'équipe usinage. Les enseignants et enseignants-chercheurs Gérard POULACHON, Guillaume FROMENTIN, Pierre LETOURNEAU et David PRAT. Les techniciens Romain BRENDLEN, les deux Gilles DELHOMME et DESTROYAT ainsi que Jean-Charles MOYROUD. Toute l'équipe de la SERAM devenue ARTS a commencé par Bertrand COULON, Isabelle BORDONNET, Serge BORECKI, Pierre-Etienne DEBARD, Christophe DESCOUPES et Rémi PORCHERAY. Et enfin mes collègues du « bocal » Aleksandra BIERLA, Cédric BONNET, Julien CHAVES-JACOB, Dimitri GERMAIN et Chloé LEBRUN.

Ces travaux ayant été réalisés dans le cadre d'une tache Recherche et Développement du Projet MAAT (Machine Automatique à Auto-Adaptation Technologique) lancé par le

Centre Technique du Décolletage (CTDEC) et le pôle de compétitivité Arves Industries, je remercie toutes les personnes ayants eus l'occasion de travailler sur ce projet et que j'ai pu rencontrer. Au sein du CTDEC coordinateur et financeur de cette étude, je remercie plus particulièrement M. Thierry GUILLEMIN Directeur Général, M. Roger BUSI responsable technique méthodes et essais de coupe et M. Patrice LAURENT Chef du département R&D Innovation. Je remercie également tous les autres membres du CTDEC avec lesquels j'ai eu l'occasion de travailler et en particulier M. Alexandre AYME pour les longues discussions et le temps passé ensemble sur les problèmes techniques et parfois incompréhensibles d'acquisition et de mise en œuvre des capteurs.

Pour finir, je souhaite remercier toute ma famille, ma mère Joëlle, ma sœur Virginie, mon beau frère Sébastien et Carole pour m'avoir soutenu et encouragé lors de ces trois années, sans ces liens familiaux qui nous unissent rien n'aurait été possible. Enfin j'ai une pensée pour mon père qui n'est malheureusement plus là pour voir l'aboutissement de ce travail.

| | | |
|---|---|---|
|  MAAT - Machine Automatique à Auto-adaptation Technologique | CTDEC Centre Technique de l'industrie du Décolletage | du décolletage à la mécatronique ARVE INDUSTRIES haute-savoie mont-blanc |

# Table des matières


TABLE DES MATIERES ..... 1

INTRODUCTION ..... 5

INTRODUCTION GENERALE ..... 5
PLAN DE L'ETUDE ..... 7

I. CONTEXTE DE L'ETUDE ..... 9

1. DIFFERENTS TYPES DE VIBRATIONS ..... 9
1.1. LES VIBRATIONS LIBRES ..... 10
1.2. LES VIBRATIONS FORCEES ..... 10
1.3. LES VIBRATIONS AUTO-ENTRETENUES ..... 12
1.3.a. Broutement d'origine régénératif ..... 12
1.3.b. Broutement d'origine non-régénératif ..... 13
2. MOYENS DE PREDICTION DES VIBRATIONS ..... 13
2.1. MODELISATIONS ANALYTIQUES ET SEMI-ANALYTIQUES ..... 14
2.1.a. Système simplifié à un Degré de Liberté ..... 14
2.1.b. Diagramme de lobes de stabilité ..... 16
2.1.c. Evolutions de cette méthode ..... 17
2.2. SIMULATIONS TEMPORELLES ..... 19
2.2.a. La méthode de la semi discrétisation (SD) ..... 20
2.2.b. La méthode de simulation temporelle par élément finis (TFEA) ..... 22
2.3. AUTRES SIMULATIONS ..... 25
3. INTRODUCTION A LA SURVEILLANCE DE L'USINAGE ..... 26
3.1. CAPTEURS ..... 26
3.2. DOMAINES D'APPLICATION DES CAPTEURS EN USINAGE ..... 28
3.3. LES MOYENS D'ANALYSE DES SIGNAUX ..... 30
4. INTERET ET OBJECTIFS DE L'UTILISATION DES CAPTEURS DE DEPLACEMENTS ..... 32
4.1. INTERET FREQUENTIEL ..... 32
4.2. INTERET DIMENSIONNEL ..... 33
4.2.a. Les accéléromètres ..... 33
4.2.b. Les vibromètres ..... 33
4.3. OBJECTIFS ..... 34

**II. MISE EN ŒUVRE DES MESURES DE DEPLACEMENT D'OUTIL ..... 37**

**1. INTRODUCTION ..... 37**
**2. CAPTEURS SANS CONTACT : A IMPEDANCE VARIABLE ..... 39**
2.1. CAPTEUR A CAPACITANCE VARIABLE ..... 39
2.2. CAPTEURS A INDUCTANCE VARIABLE OU CAPTEURS A COURANT DE FOUCAULT ..... 40
2.2.a. Généralités ..... 40
2.2.b. Relation entre la taille des capteurs et la plage de mesure ..... 41
2.2.c. Etalonnage ..... 43
2.2.d. Capteurs utilisés ..... 45
**3. CAPTEURS SANS CONTACT : OPTIQUES ..... 47**
3.1. LES CAPTEURS CONFOCAUX POLYCHROMATIQUES ..... 47
3.2. LES CAPTEURS DE DEPLACEMENT LASER A TRIANGULATION ..... 48
3.2.a. Avantages et inconvénient de ces capteurs ..... 50
3.2.b. Capteurs Utilisés ..... 50
**4. SYNTHESE SUR LES CAPTEURS DE DEPLACEMENTS SANS CONTACTS ..... 53**
**5. DISPOSITIFS EXPERIMENTAUX DE MESURES DE DEPLACEMENTS D'OUTILS ..... 54**
5.1. DISPOSITIF DE MESURE DE DEPLACEMENT D'OUTIL EN FRAISAGE ..... 54
5.1.a. Conception du dispositif ..... 54
5.1.b. Réalisation et mise en œuvre des dispositifs ..... 55
5.1.c. Etude sur la validité des enregistrements ..... 56
5.2. DISPOSITIF DE MESURE DE DEPLACEMENT D'OUTIL EN TOURNAGE ..... 61
5.2.a. Conception du montage ..... 61
5.2.b. Mise en œuvre de la mesure ..... 63

**III. APPLICATIONS AU FRAISAGE ..... 65**

**1. INTRODUCTION ..... 65**
**2. ANALYSE DES SIGNAUX ENREGISTRES ..... 67**
2.1. PRE-TRAITEMENT DES SIGNAUX ENREGISTRES ..... 67
2.2. EXTRACTION DU SIGNAL DE DEPLACEMENT SUR UN TOUR D'OUTIL ..... 68
2.3. ANALYSE DU SIGNAL DE DEPLACEMENT HORS USINAGE ..... 70
2.4. CONCLUSION ..... 71
**3. ETUDE DE LA COUPE GRACE AUX SIGNAUX DE DEPLACEMENTS ..... 73**
3.1. ETUDE DU SIGNAL DE DEPLACEMENT DE L'OUTIL SUR UN AXE ..... 73
3.1.a. Analyse du signal sur un tour outil ..... 73
3.1.b. Analyse du déphasage ..... 73
3.2. ANALYSE DU DEPLACEMENT DE L'OUTIL DANS LE PLAN ..... 76
3.2.a. Un tour outil ..... 77
3.2.b. Passage d'une dent dans la matière ..... 78
3.2.c. Stabilité dans le plan ..... 81
3.3. CRITERE DE QUALIFICATION DE L'USINAGE ..... 83
3.3.a. Amplitude maximum du signal de déplacement ..... 84
3.3.b. Flexion de l'outil ..... 87

3.3.c. Critère de stabilité ..... 88
3.3.d. Critère de visualisation du déphasage ..... 91
3.3.e. Régularité de l'usinage sur un tour ..... 91
**4. EFFORTS DE COUPE ..... 94**
4.1. INTRODUCTION ..... 94
4.2. PRINCIPE DE CALCUL DES EFFORTS DE COUPE ..... 95
4.3. CARACTERISATION DU SYSTEME OUTIL-BROCHE-MACHINE ..... 96
4.3.a. Calcul de la Fonction de Réponse en Fréquence d'un système ..... 98
4.3.b. Identification des paramètres de la FRF ..... 99
4.3.c. Comparaison des sonnages avec accéléromètres et capteurs de déplacements ..... 101
4.3.d. Sonnage en rotation d'une broche de fraisage ..... 102
4.4. COMPARAISON ENTRE LE CALCUL ET L'EXPERIMENTAL ..... 107
4.4.a. Calcul des efforts en fonction des déplacements : méthode de la raideur statique ..... 108
4.4.b. Calcul des efforts à partir des déplacements : FRF inverse ..... 110
4.4.c. Comparaison des deux méthodes de calcul ..... 111
**5. ETAT DE SURFACE ..... 113**
5.1. INTRODUCTION ..... 113
5.2. PRINCIPE RETENU POUR LA RECONSTRUCTION D'ETAT DE SURFACE ..... 114
5.3. CALCUL DE LA FLEXION D'OUTIL ..... 115
5.3.a. Présentation des différents cas de figures ..... 115
5.3.b. Calcul de la flexion outil ..... 117
5.4. POSITION REELLE DES DENTS PENDANT L'USINAGE ..... 118
5.5. CALCUL DE LA SURFACE ENVELOPPE GENEREE PAR LES ARETES DE COUPE ..... 121
5.6. COMPARAISON EXPERIMENTALE ..... 122
5.6.a. Outil utilisé ..... 122
5.6.b. Paramètres de coupe utilisés ..... 123
5.6.c. Comparaison entre la surface usinée et la surface reconstruite ..... 123

**IV. APPLICATIONS AU TOURNAGE ..... 125**

**1. INTRODUCTION ..... 125**
**2. STABILITE ..... 126**
2.1. ETUDE DIMENSIONNEL DES SIGNAUX ..... 126
2.2. ETUDE FREQUENTIELLE ..... 128
2.3. ETUDE DANS LE PLAN ..... 129
2.4. CONCLUSION ..... 131
**3. EFFORTS DE COUPE ..... 132**
3.1. DETERMINATION DE LA RAIDEUR DE L'OUTIL ..... 132
3.1.a. Détermination expérimentale de la raideur ..... 132
3.1.b. Détermination de la raideur par modélisation ..... 134
3.2. CALCUL DES EFFORTS DE COUPE ..... 135
3.3. CONCLUSION ..... 138
**4. ETAT DE SURFACE EN TOURNAGE ..... 139**
4.1. ETAPES DE CALCUL DE LA SURFACE USINEE ..... 139
4.1.a. Délimitation du signal à utiliser ..... 139

4.1.b. Modélisation de l'outil ..... 140
4.1.c. Calcul de la position réelle de l'outil ..... 141
4.1.d. Calcul de la surface usinée ..... 142
4.2. COMPARAISON EXPERIMENTALE ..... 144
4.2.a. Essai 1 ..... 144
4.2.b. Essai 2 ..... 145
4.2.c. Essai 3 ..... 146
4.3. CONCLUSION ..... 147

**CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES ..... 149**

**CONCLUSIONS ..... 149**
**CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES EN FRAISAGE ..... 150**
**CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES EN TOURNAGE ..... 151**

**BIBLIOGRAPHIE ..... 153**

# Introduction

## Introduction générale

Devant les problèmes économiques actuels et à venir, la concurrence de plus en plus féroce des pays à bas coût de main d'œuvre, la hausse du prix des matières premières, l'amélioration et l'optimisation des moyens de production existants est capitale. Dans le but de diminuer les coûts d'entretien ou d'utilisation des machines, de nombreuses alternatives ont été développées.

La première est la modélisation et la numérisation de l'usinage. Le but est de se passer le plus longtemps possible, lors de l'avancement d'un projet, des essais sur machines. Le "graal" de cette discipline serait de pouvoir prévoir tous les phénomènes pouvant intervenir lors de la production, avant la mise en production de la pièce, en un minimum de temps et de la manière la plus automatisée possible. Alors que certains sous-traitants en sont encore à refaire la CAO d'une pièce à partir du plan papier que le client à envoyé, des simulations de plus en plus poussées permettent de prédire entre autres, les efforts de coupe, le comportement dynamique de la machine de l'outil ou de la pièce … . Que ce soit pour des pièces unitaires à très fortes valeurs ajoutées ou des pièces de très grandes séries, la simulation intervient de plus en plus à toutes les étapes qui mènent à la fabrication. Il est possible de citer dans l'ordre certains exemples de l'implication de la numérisation dans la fabrication. Tout d'abord la conception de la pièce, puis le calcul et la simulation de la trajectoire de l'outil lors de l'usinage. Cela permet d'identifier les caractéristiques de la pièce qui sera usinée du point de vu purement géométrique par exemple ou de connaître et maîtriser à chaque instant les différents paramètres de l'usinage. Une fois la trajectoire de l'outil calculée, il est possible de prédire les efforts de coupe, de ceux-ci le comportement dynamique de l'outil ou de la pièce, de ce comportement l'état de surface etc… . Dans le domaine de la coupe aussi les développements numériques sont importants. Dans ce cas, le but est de prévoir l'usinabilité et le comportement de la matière à partir de ses caractéristiques premières. D'autres développements sont en cours pour qu'un jour il soit

possible de maîtriser intégralement le processus de fabrication de la conception à la pièce finie.

Mais pour l'instant, ces nombreux modèles développés nécessitent un apport important de données expérimentales pour pouvoir être utilisés. La plupart des modèles sont basés sur une méthode de prédétermination qui nécessite l'instrumentation des machines. Avec l'évolution et l'amélioration des moyens informatiques et techniques, la mise en place et l'utilisation de capteurs dans les ateliers de production a fortement augmentée. Que ce soit pour la caractérisation en amont d'une production (par exemple la caractérisation des propriétés d'un matériau), pendant la production avec l'instrumentation des machines ou encore après pour le contrôle de la qualité de la pièce finie ou d'un défaut éventuel, les moyens sont de plus en plus variés, complets et performants. Mais ils nécessitent également de plus en plus des compétences pointues de la part des opérateurs.

Les travaux exposés ici ont été effectués dans le cadre du volet recherche et développement du projet MAAT (Machine à Auto Adaptation Technologique) lancé sous la tutelle du pôle de compétitivité Arve Industries par le CTDEC (Centre Technique du DEColletage). Ce projet vise à étudier et développer des systèmes d'instrumentation des machines-outils dans le but de les rendre les plus autonomes possibles avec deux objectifs. La première a pour but la détermination des paramètres de coupe optimum de l'opération d'usinage. Les capteurs installés sont utilisés pour l'application d'une démarche de Couple Outil Matière (COM). La deuxième a un but de surveillance de l'usinage avec entre autres la détection et la quantification de l'usure des outils de coupe ou de l'instabilité de l'opération de coupe.

En accord avec l'industriel, l'étude a surtout été développée dans le cas du fraisage pour faire continuité avec des travaux préexistant au sein du laboratoire. Dans un second temps, une partie des avancées faites en fraisage ont été transférées dans le cadre du tournage.

## Plan de l'étude

Le premier chapitre est consacré à une étude bibliographique des deux principaux points évoqués ci-dessus.

Tout d'abord, un rapide état des lieux a été effectué sur les connaissances des phénomènes vibratoires en usinage ainsi que sur les différents moyens développés pour les prédirent. Depuis plus d'un demi-siècle maintenant, des moyens de prédictions des vibrations en usinage ont été développés. De plus en plus élaborés, ils permettent en fonction des paramètres de l'usinage et de quelques caractérisations, de calculer les efforts de coupe théoriques appliqués à l'outil, son comportement vibratoire et dans certains cas de modéliser l'état de surface de la pièce finie.

Le deuxième point est relatif à la surveillance de l'usinage. Devant les difficultés de prédire tout ou certains aspects de la production, l'instrumentation des centres d'usinage s'est développée. Une revue des différentes familles de capteurs utilisés a été effectuée en regardant les avantages et les inconvénients de chacune d'elles. Enfin, l'accent est mis sur les capteurs de déplacements sans contact. Ces capteurs encore peu utilisés dans le cadre de l'usinage offrent cependant de nombreux avantages.

Le deuxième chapitre s'applique à étudier les différentes technologies de capteurs de déplacement sans contact que ce soit les capteurs capacitifs, inductifs ou optiques. Chaque type de capteur est présenté ainsi que leurs possibilités d'utilisation dans le cadre de l'instrumentation en usinage. Enfin leur implantation sur des centres d'usinage de tournage et de fraisage, dans le cadre d'un travail de recherche est détaillé et mise en œuvre. Les différents dispositifs expérimentaux conçus et réalisés pour positionner ces capteurs sont présentés.

Dans les chapitres trois et quatre, les résultats et les exploitations de ces mesures de déplacement sans contact sont exposés dans le cas respectivement du fraisage et du tournage. En effet, les capteurs de déplacements sans contact sont utilisés pour aborder les différents aspects de la caractérisation d'une opération d'usinage. Le fait de mesurer sans contact, donc sans perturber ni l’outil ni la pièce et à haute fréquence, les vibrations de l’outil offrent de nombreux avantages pour mieux comprendre et étudier les points suivants.

Tout d'abord, le processus de coupe est étudié en analysant les vibrations suivant un axe ou de manière plus originale dans un plan.

De nombreux phénomènes apparaissent notamment dans le cas de l'étude de la stabilité ou de l'instabilité qui a été effectuée. Les mesures de déplacement offrent de nouvelles informations permettant de caractériser cet aspect.

Les efforts de coupe sont également évoqués. Ce point capital dans la caractérisation des opérations d'usinage est abordé d'une manière différente avec des capteurs de déplacement. Dans ce cas, ils sont mesurés d'une manière indirecte par les effets (déplacements) qu'ils induisent sur l'outil.

Enfin, et cela peut être projeté dans le cadre d'un système de surveillance de l'usinage du futur, les mesures de déplacement de l'outil sont utilisées pour reconstruire l'état de surface de la pièce usinée.

Le dernier chapitre porte sur les conclusions et les perspectives de ces travaux.

# I. Contexte de l'étude

Ce premier chapitre introduit les notions importantes qui ont conduites à l'élaboration de ces travaux. Ces thèmes ne sont en aucun cas traités de manière totale et approfondie mais abordés de manière à présenter les étapes qui ont menées au développement de cette thèse.

Tout d'abord la première partie explique les différentes familles de vibrations rencontrées en usinage, leurs causes et leurs conséquences sur la pièce.

La deuxième partie présente les moyens de prédictions qui ont été élaborés pour permettre la prédiction des vibrations.

La troisième partie expose des moyens de surveillance de l'usinage développés dans la bibliographie. Cette approche totalement différente de la prédiction en est néanmoins complémentaire. Cela consiste à instrumenter le centre d'usinage et à enregistrer son comportement pour étudier son fonctionnement.

Enfin la quatrième partie relate l'intérêt qu'il y a à utiliser des mesures de déplacement d'outil pour étudier le comportement dynamique de celui-ci pendant une opération d'usinage.

## 1. Différents types de vibrations

Les problèmes de vibrations en usinage, sont apparus dès le début du XX$^{e}$ siècle. Frederick W. Taylor en 1907 évoquait le broutement en usinage comme l'un des problèmes les plus délicats à traiter.

Au cours du XX$^{e}$ siècle, il a été constaté que trois types de vibrations sont présents dans le cas d'une opération d'usinage, les vibrations libres, les vibrations forcées, et les vibrations auto-entretenues. Ces trois familles sont détaillées dans cette partie et sont représentées sur la Figure I-.

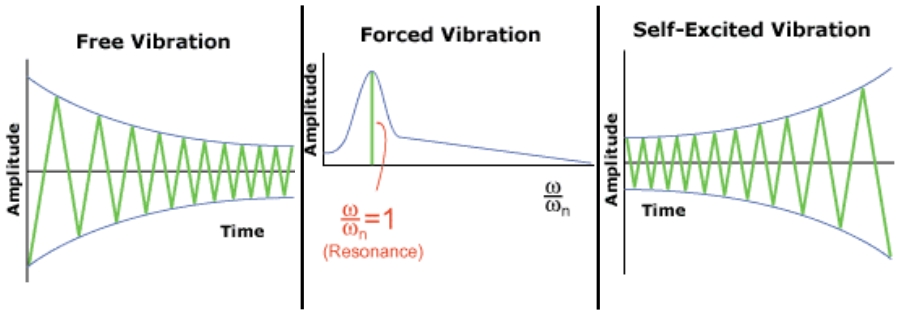



*Figure I-1 : Trois familles de vibrations présentes en usinage : les vibrations libres, les vibrations forcées et les vibrations auto-entretenues* [URMAZE2000].

## 1.1. Les vibrations libres

Elles correspondent à la réponse vibratoire naturelle de tout système mécanique à une brève excitation, un impact. Dans le cas de l'usinage, que ce soit en fraisage ou en tournage, elles sont généralement utilisées pour la caractérisation du système, lors d'un sonnage ou test du marteau ("hammer test" en anglais). La mise en œuvre et l'exploitation de ce type d'essais sont traité dans le paragraphe III-4.3.

## 1.2. Les vibrations forcées

Les vibrations forcées sont la réponse vibratoire d'un système mécanique à une excitation périodique. Pour ce qui est de l'usinage, c'est par exemple la réponse du système lors d'une opération ou la coupe est interrompue.

Le fraisage est la principale opération d'usinage où la coupe est interrompue. En effet, l'outil est sollicité de manière périodique par les efforts de coupe appliqués sur les dents. Les dents passant alternativement dans la matière, les efforts de coupes varient et vont générer des vibrations forcées. Dans la mesure du possible, il est recommandé d'avoir une coupe la plus continue possible pour limiter l'impact de ce type de vibration. L'influence de la continuité de la coupe, en utilisant des fraises avec un angle d'hélice important ou en jouant sur l'immersion radiale, l'avance par dent ou la profondeur de passe de la fraise ont été étudiées par Patel [PATEL2008] et Campomanes [CAMPOMANES2003].

Ce type de vibrations peut également apparaître dans le cas du tournage d'une pièce non cylindrique. Dans ce cas, la variation de la profondeur de passe au cours d'une révolution, entraînera comme dans le cas du fraisage, des variations d'effort et donc excitera l'outil en vibrations forcées.

Peigné dans [PEIGNE2003] et Albrecht dans [ALBRECHT2005] introduisent d'autres sources possibles de vibrations forcées comme :

- Des hétérogénéités matière.
- Des irrégularités géométriques de la pièce.
- Des effets de faux-rond et de balourds ; Schmitz [SCHMITZ2007] a étudié ces effets sur l'état de surface et la stabilité.
- Une usure excessive ou la casse d'une des dents dans le cas du fraisage.

Cependant elles restent secondaires par rapport à l'irrégularité de la coupe, mais ne doivent pas être oubliées dans certaines circonstances comme par exemple :

- Un outil tournant à très grande vitesse en fraisage.
- Une pièce déformée par le serrage des mors en tournage comme cela a été étudié par Jeong [JEONG2005].

Les effets de cette famille de vibration sur l'état de surface ont été détaillés par Paris et Peigné [PARIS2004] [PEIGNE2004]. Ces vibrations ont un impact relativement faible sur l'état de surface car elles ont la même fréquence que le passage de dents. Par conséquent, à chaque tour d'outil, l'enlèvement de matière est identique ce qui n'implique pas d'irrégularités lors de l'usinage. Cependant lors de l'entrée ou de la sortie de l'outil dans la matière, lorsque le régime permanent n'est pas encore établi, la combinaison des vibrations libres (dues à l'impact de l'outil dans la matière) et des vibrations forcées (dues à la rotation de l'outil) entraîne la plupart du temps des vibrations comme le montre la Figure I-2.

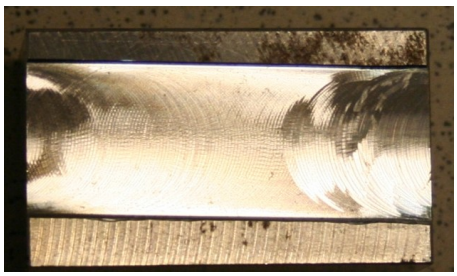


*Figure I-2 : Photo d'une passe d'usinage prise pour mettre en évidence les instabilités temporaires de l'usinage à l'entrée (droite) et à la sortie (gauche) de la pièce.*

## 1.3. Les vibrations auto-entretenues

Les vibrations auto-entretenues ont pour source le passage d'un régime de coupe stabilisé à un régime de coupe instable. C'est-à-dire quand le système usinant se met à vibrer à une fréquence différente de la fréquence de passage de dent, le régime dynamique de la coupe est différent du régime dynamique de l'outil. Elles sont la cause du phénomène appelé broutement (ou "chatter" en anglais), ce phénomène est très préjudiciable car il entraîne généralement :

- Un très mauvais état de surface de la pièce finie.
- Une baisse de la durée de vie de l'outil en accélérant l'usure ou dans des cas extrêmes en entraînant la casse de l'outil.
- Un bruit très désagréable lors de l'usinage. Même si ce point n'a pas de conséquence sur la qualité de la pièce finie, il est à prendre en compte par rapport à l'environnement de travail des opérateurs.
- Une usure prématurée de la broche de la machine.

Ces problèmes ont été étudiés dès le milieu du XX$^{e}$ siècle notamment par Arnold [ARNOLD1946], Tlusty [TLUSTY1963], Merritt [MERRITT1965] et Tobias [TOBIAS1965] dans le but de comprendre les phénomènes aboutissant à l'apparition du broutement, et de développer des méthodes de prédiction. Zhao et Balachandran [ZHAO2001] évoquent les sources reconnues de ces vibrations auto-entretenues et les classent en deux catégories. Elles peuvent être d'origines régénératives et non-régénératives.

### *1.3.a. Broutement d'origine régénératif*

Le broutement régénératif, doit son origine dans la régénération de la surface précédemment usinée. Dans le cas d'un usinage par enlèvement de matière, l'outil ré-usine la surface de la passe précédente. Comme cela a été vu dans le paragraphe précédent, cette surface a été générée en présence de vibrations forcées. Ces vibrations engendrent une surface aux ondulations régulières. Dans le cas de 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 à la passe *n* et à la passe *n-1*. Ce déphasage illustré sur la

Figure I-3, implique une variation de l'épaisseur de copeau, donc des efforts de coupe et finalement du comportement de l'outil.

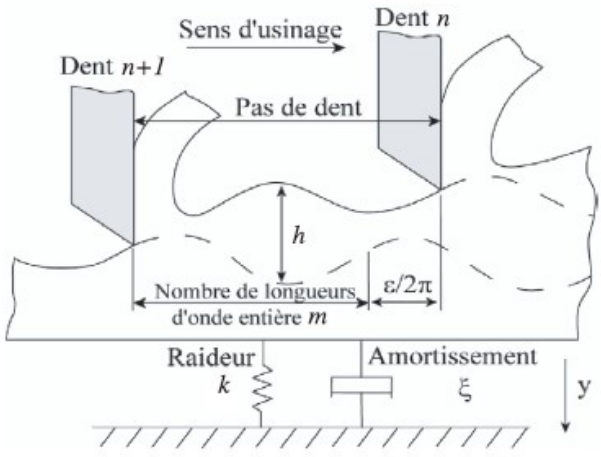



*Figure I-3 : Déphasage lors de la régénération de surface dans le cas d'une opération d'enlèvement de matière* [THEVENOT2005].

### 1.3.b. Broutement d'origine non-régénératif

Le broutement d'origine non-régénératif a plusieurs causes possibles :

- Les non-linéarités apparaissant lors d'un usinage très instable. Dans certains cas, l'outil aura tendance à sortir de la matière lorsque les vibrations sont trop importantes. Ceci entraîne un comportement non-linéaire du système pièce-outil.
- Le couplage des modes de vibrations. Chacun des axes de l'outil ou de la machine possède des modes de vibrations qui peuvent s'influencer.
- D'autres phénomènes non-linéaires dus à la coupe de la matière comme : le talonnage entre l'outil et la pièce [CORDUAN2006] ou les effets thermomécaniques liés à la formation du copeau.

## 2. Moyens de prédiction des vibrations

Ehmann [EHMANN1997] fait un état des lieux de la modélisation dynamique de l'usinage et dégage trois méthodes visibles sur la Figure I-4.

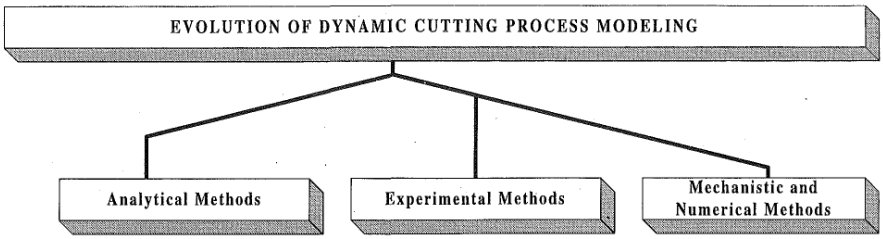



*Figure I-4 : Méthodes développées pour la modélisation dynamique de l'usinage* [EHMANN1997].

De ces trois méthodes, seules les approches analytiques et numériques (ou dites temporelles) sont effectivement utilisées dans la modélisation des vibrations lors d'une opération d'usinage. L'approche expérimentale, telle qu'expliquée ici, est soit plus en amont de ces méthodes dans le but de fournir les données d'entrée (les coefficients de coupe dynamiques) nécessaires à l'utilisation de ces modèles. Soit plus en aval dans le cas où l'instrumentation de la machine à une fonction de surveillance.

## 2.1. Modélisations analytiques et semi-analytiques

Les approches analytiques et semi-analytiques de l'usinage reposent sur l'extraction d'un critère de stabilité sans résoudre les équations permettant la modélisation du système.

### *2.1.a. Système simplifié à un Degré de Liberté*

Dans un premier temps, l'opération d'usinage a été modélisée par un système à un degré de liberté [TLUSTY1983b] [ALTINTAS2000] comme montré sur la Figure I-5. Cette modélisation s'applique soit :

- Dans le cas du fraisage, au système outil-attachement-broche dans le cas d'un outil flexible.
- Dans le cas du tournage, cette modélisation peut s'appliquer à l'outil ou à la pièce.

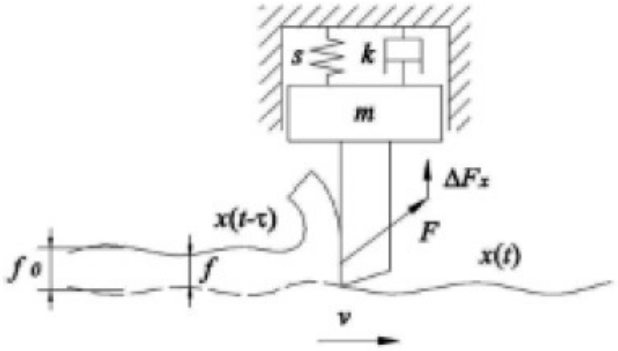



*Figure I-5 : Opération d'usinage modélisée par un système à un degré de liberté par* [INSPERGER2000].

Suivant cette modélisation, les mouvements du système sont décrits par l'équation différentielle I-1. Le système dépend de trois paramètres :

- $m$ : La masse équivalente.
- $c$ : Le coefficient d'amortissement visqueux.
- $k$ : La raideur statique du système.

Ces paramètres sont généralement déterminés par l'intermédiaire d'un sonnage (voir paragraphe III-4.3). Le comportement de l'outil est décrit sous l'application de l'effort $F$ qui est, dans le cas de l'usinage, l'effort de coupe.

$$m \times \ddot{x} + c \times \dot{x} + k \times x = F(t) \qquad \text{Equation I-1}$$

Les lois donnant les efforts de coupe peuvent être plus ou moins complexes suivant la fiabilité de simulation recherchée, les données d'entrée disponibles ou la complexité de l'opération d'usinage considérée. La loi de coupe la plus simple qui s'applique pour une opération de tournage est exprimée par l'Equation I-2. Avec $Kc$ le coefficient spécifique de coupe exprimé en *N/mm²*, $b$ la largeur du copeau et $h(t)$ l'épaisseur de copeau à l'instant $t$.

$$F(t) = Kc \times b \times h(t) \qquad \text{Equation I-2}$$

Dans le cas où l'opération d'usinage serait considérée dans sa globalité, c'est-à-dire que la section de copeau est constante, ou que l'on considère par exemple uniquement la section de copeau maximum, l'Equation I-2 devient :

$$F(t) = Kc \times s$$ Equation I-3

Avec $s$ la section coupée. A partir de ce moment le critère de stabilité de Nyquist appliqué à l'usinage par Tlusty et Polacek [TLUSTY1963] et utilisé entre autres par Tarng [TARNG1997], Kuo [KUO1995] et Thevenot [THEVENOT2006] permet de déterminer, après passage dans le domaine de Laplace, la limite de stabilité de l'usinage définie par l'Equation I-4.

$$s_{lim} = \frac{-1}{2 \times Kc \times G(\omega_c)}$$ Equation I-4

Où $G(\omega_c)$ est la partie réelle de la fonction de transfert du système dans le domaine fréquentiel donnée par l'Equation I-5. Les équations I-6 à I-8 donnent les relations entre les différents paramètres utilisés et présentés ici.

$$\Theta = \frac{Dep}{F} = \frac{1}{k \times \sqrt{(1-r^2)^2 + (2 \times \xi \times r)^2}}$$ Equation I-5

$$\mathrm{r} = \frac{\omega_c}{2 \times \pi \times f_0}$$ Equation I-6

$$\xi = \frac{c}{2 \times \sqrt{k \times m}}$$ Equation I-7

$$f_0 = \frac{1}{2\pi} \times \sqrt{\frac{\mathrm{k}}{\mathrm{m}}}$$ Equation I-8

### 2.1.b. Diagramme de lobes de stabilité

A partir de l'Equation I-4, il est possible de tracer ce qui est appelé un diagramme de lobes de stabilité. Ce diagramme donne la limite de stabilité de l'usinage en fonction de la vitesse de rotation. La Figure I-6 montre un diagramme de lobes de stabilité réalisé en utilisant la méthode analytique exposée ici (limite noire) et la méthode temporelle expliquée plus loin (limite verte).

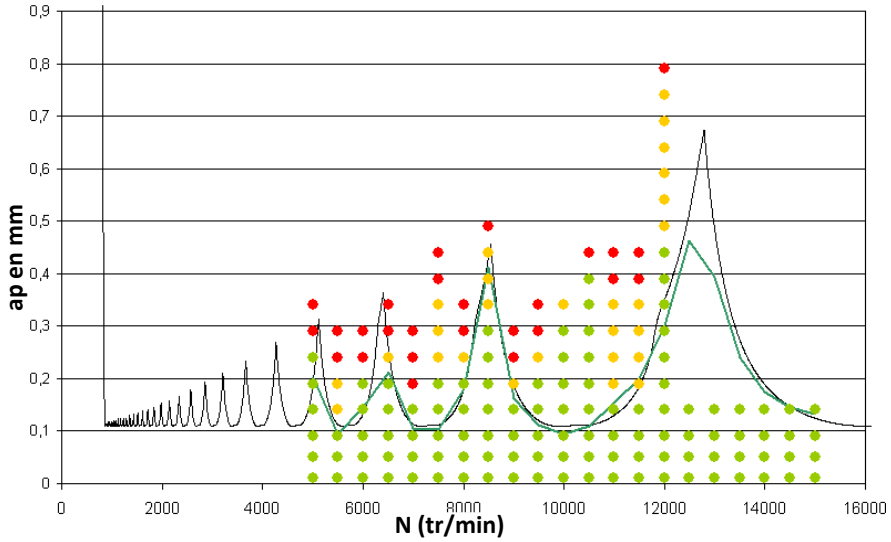



*Figure I-6 : Diagramme de lobes de stabilité. Limite de stabilité calculée grâce au logiciel CUTPRO© analytiquement (en noir) et temporellement (en vert). Superposition des essais réalisés (points) avec en vert les essais stables, en orange intermédiaires, et en rouge les essais instables.*

### 2.1.c. Evolutions de cette méthode

Le calcul exposé ci-dessus est très simplifié et expliqué dans le cas d'une coupe continue comme le tournage. De plus le modèle utilisé ne possède qu'un seul degré de liberté. Le calcul analytique est plus rapide et moins gourmand en puissance de calcul qu'une modélisation temporelle. Par conséquent de nombreuses évolutions en on été faites depuis la première mise en œuvre par Tlusty et Polacek [TLUSTY1963].

#### i. Evolutions en tournage

Cette méthode initialement développée pour le tournage a continué d'être développée dans le cadre de cette opération.

Les différentes études menées grâce à la méthode développée dans le paragraphe I-2.1.a, ont montré que plusieurs axes doivent intervenir dans la modélisation pour être plus proche des expérimentations. Dans le cas du tournage, la modélisation peut être mise en œuvre sur la pièce ou sur l'outil. De plus, ceux-ci peuvent également être modélisés sur deux axes perpendiculaires (comme montré sur la Figure I-7 dans le cas du fraisage).

En 1998 March [MARSH1998] a fait évoluer le modèle de la section coupée pour l'évaluation des efforts de coupe en tournage à l'outil diamant car ces outils possèdent des

géométries de coupe spécifiques introduisant des non-linéarités dans son comportement dynamique.

L'étude de Yang [YANG2003] est originale par la volonté de faire varier les paramètres de coupe dans le but de limiter voir supprimer l'apparition du broutement ; Cette approche a été reprise par la suite en fraisage.

Moufki [MOUFKI2006], introduit les non-linéarités dues à la forte instabilité de l'usinage. Si celui-ci est fortement instable, l'outil a tendance à sortir de la matière, ce que ne prévoit pas le modèle analytique classique. Ses travaux sont accompagnés d'une étude expérimentale de la coupe orthogonale d'un tube avec mesure des vibrations de l'outil.

### ii. Evolutions en fraisage

Le transfert de cette méthode analytique au fraisage a été réalisée par Tlusty et Zaton [TLUSTY1983b], Altintas [ALTINTAS1995] et Insperger [INSPERGER2000].

Si dans le cas exposé au paragraphe I-2.1.a, un seul axe est modélisé, la plupart du temps plusieurs axes interviennent dans la modélisation. Dans le cas du fraisage, les deux axes principaux de la machine sont généralement modélisés et dans certains cas, la pièce l'est également comme le montre la Figure I-7 issue des travaux de Zhao et Balachandran [ZHAO2001].

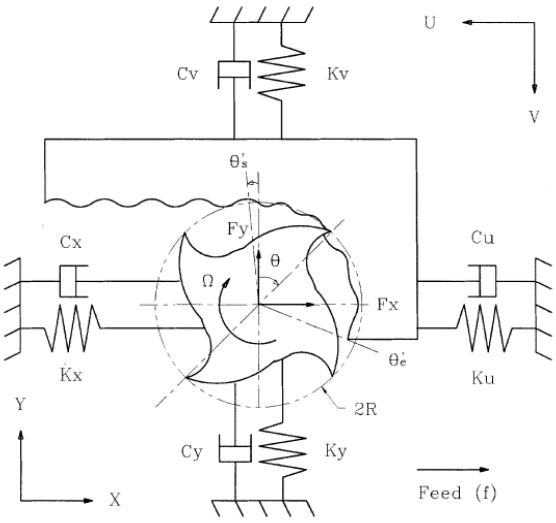



*Figure I-7 : Exemple de modélisation suivant 4 axes en fraisage* [ZHAO2001].

Chacun des axes peut également être modélisé par un système à plusieurs degrés de libertés suivant les cas et suivant le nombre de modes propres identifiés suite au sonnage.

La généralisation de la méthode pour les fraises à pas angulaire variable est expliquée par Altintas [ALTINTAS1999]. En effet, le fait de changer le pas angulaire entre les dents d'une fraise disperse les fréquences d'excitation de la pièce ce qui a tendance à défavoriser l'apparition de broutement.

Cette méthode de modélisation analytique peut également être appliquée au fraisage de pièces flexibles comme l'a fait Bravo [BRAVO2005].

## 2.2. Simulations temporelles

Contrairement aux modélisations analytiques qui ne résolvent pas les équations différentielles mais se contente de l'utilisation d'un critère de stabilité, le principe de la simulation temporelle est de calculer pour chaque pas de temps le comportement réel de l'outil.

Cette méthode de résolution des équations modélisant le système mécanique a dans un premier temps simplement servie à l'élaboration de diagrammes de lobes de stabilité. Les premières résolutions dans le domaine temporel ont été faites par Tlusty et Ismail [TLUSTY1981] puis Nayfeth [NAYFEH1997]. Ils ont introduit les effets de non-linéarité dus au fait que si les vibrations sont trop importantes, l'outil aura tendance à "sauter" sur la surface, il y a donc perte de contact entre l'outil et la pièce. Smith [SMITH1993] s'est intéressé aux vibrations maximum de l'outil (qu'il nomme " Peak to Peak "), en balayant plusieurs conditions de coupe et en calculant dans le domaine temporel ces vibrations. Le diagramme de lobes de stabilité ainsi obtenu contient en plus des limites d'instabilité, les valeurs des vibrations de l'outil dans la zone stable (qui augmentent à l'approche de la zone instable). Les approches de Bayly [BAYLY2002] et Mann [MANN2004] expliquent également le tracé des diagrammes de lobes de stabilité grâce à cette méthode de simulation temporelle dans le cas du fraisage.

Parallèlement, deux autres approches de cette méthode de simulation du comportement ont été développées :

- La méthode de la semi-discrétisation (SD), qui résout les équations de manière partielle.
- La méthode d'analyse temporelle par éléments finis (TFEA), qui résout les équations de manière totale pour chaque pas de temps.

### 2.2.a. La méthode de la semi discrétisation (SD)

Cette méthode est évoquée par Davies au début des années 2000 [DAVIES2000] et détaillée par Insperger [INSPERGER2002], [INSPERGER2003a]. La résolution est basée sur la discrétisation des termes de l'équation dynamique décrivant le système. Cette approche a été mise en œuvre expérimentalement :

- En fraisage par Gradisek [GRADIŠEK2005] et Mann [MANN2003]
- En tournage par Insperger [INSPERGER2004]et Wahi [WAHI2008].

Les deux études réalisées en fraisage ont été menées de manière similaire, une simulation par la méthode SD est effectuée dans un premier temps, puis une vérification expérimentale est réalisée. La Figure I-8 montre le dispositif utilisé par Mann. Ce dispositif a pour but de corréler les déplacements (ici de la pièce) et la stabilité de l'usinage. D'autre part, Gradisek mesure les déplacements directement sur l'outil grâce à des capteurs laser. Le montage de ceux-ci n'est pas détaillé, mais il doit être similaire à celui mis en œuvre dans le cadre de cette thèse et exposé dans le paragraphe II.

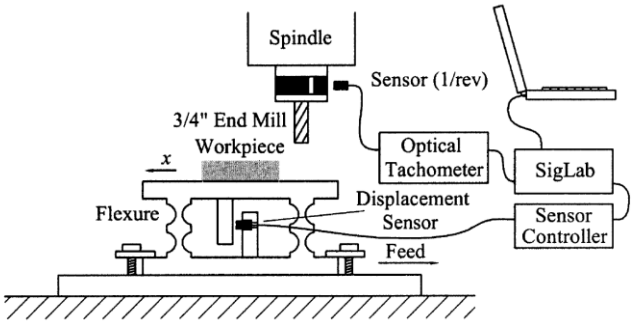



*Figure I-8 : Dispositif expérimental utilisé par Mann* [MANN2003] *et Insperger* [INSPERGER2003b].

Ces travaux introduisent un élément important. Lors des simulations, la limite entre la stabilité du système et son instabilité n'est pas franche. Ils observent trois différents comportements de l'outil :

- Un comportement stable.

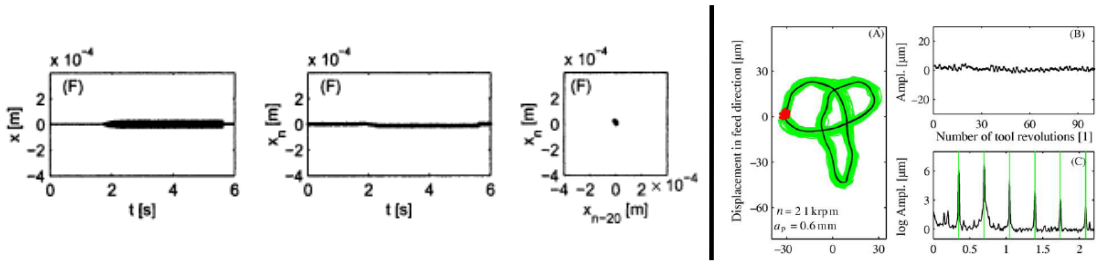



*Figure I-9 : Cas d'usinage stable : Mann (gauche) et Gradisek (droite).*

- Un comportement dit intermédiaire ou de broutement périodique.

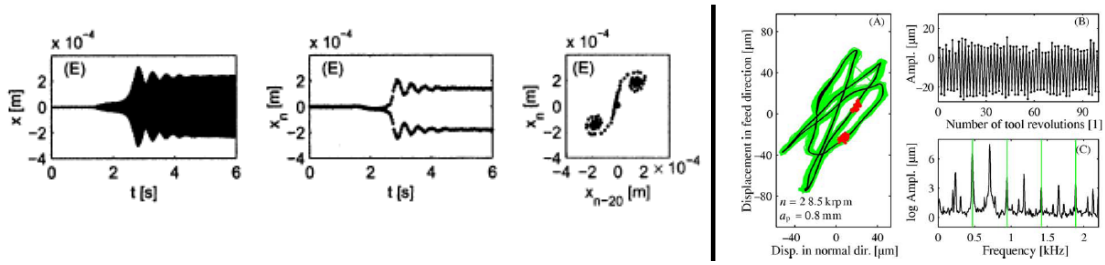



*Figure I-10 : Cas d'usinage dit intermédiaire : Mann (gauche) et Gradisek (droite).*

- Un comportement instable ou de broutement quasi-périodique.

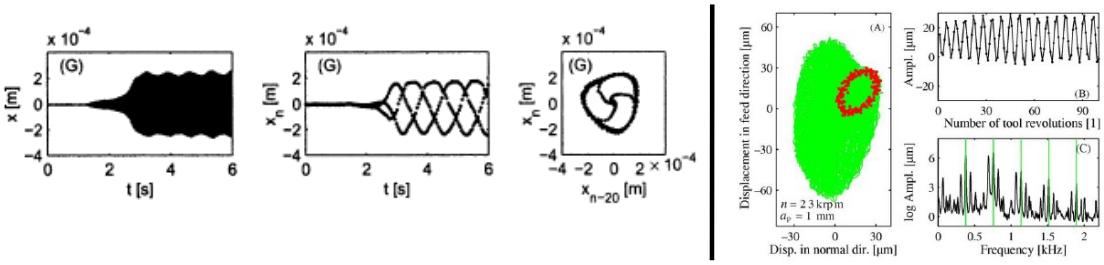



*Figure I-11 : Cas d'usinage dit instable : Mann (gauche) et Gradisek (droite).*

Les Figures I-9 à I-11 illustrent les résultats expérimentaux, effectués par Mann et Gradisek, pour chacun des comportements identifiés.

Pour les essais de Mann (à gauche) sont tracés :

- Le signal de déplacement de la pièce suivant l'axe de mesure X (unique axe de mesure voir Figure I-8) à gauche.
- Le signal ré-échantillonné à 1 tour d'outil au centre. C'est-à-dire qu'il montre la position de la pièce une fois par tour.

- La section de Poincaré à droite. Celle-ci illustre dans le plan la position de la pièce lorsque l'outil est au tour *n* et la position lorsque l'outil est au tour *n-20*. Ce type de tracé est principalement utilisé dans le cadre de l'étude des systèmes non-linéaires.

Pour les essais de Gradisek, sont tracés :

- Les déplacements de l'outil dans le plan X et Y de la machine à gauche. Avec superposé en rouge, Les déplacements dans le plan ré-échantillonné à 1 tour d'outil.
- Le signal de flexion de l'outil suivant l'axe X en fonction du temps, en haut à droite.
- L'amplitude du spectre de ce signal de flexion suivant l'axe X (en bas à droite).

Cette méthode de modélisation par semi-discrétisation est également développée en tournage dans le but de prédire l'état de surface de la pièce finie avec les travaux de Enk [ENK2006] et de Surmann [SURMANN2008].

### 2.2.b. La méthode de simulation temporelle par élément finis (TFEA)

La méthode de modélisation par semi-discrétisation est très performante, mais elle reste trop générale pour certaines applications comme par exemple, la modélisation de l'usinage de parois minces.

Pour améliorer encore la qualité des simulations, les modélisations récentes utilisent des méthodes de simulation par éléments finis. Cela consiste à modéliser par éléments finis soit la pièce, soit la machine, soit les deux ; dans le but de calculer le comportement de l'ensemble à chaque pas de temps. Cette méthode peut être appliquée dans deux cas, soit lorsque l'on ne cherche pas la représentation de la surface usinée, soit lorsque l'état de surface de la pièce finie est calculé.

#### i. Simulation temporelle par éléments finis sans simulation de la surface usinée

La simulation temporelle avec représentation totale de la surface usinée demande des puissances et des temps de calculs très importants. Dans le but de minimiser ces deux

paramètres, certaines études menées avec cette méthode se focalisent uniquement sur un ou quelques paramètres de la simulation.

Dans le cas du tournage, Mahdavinejad [MAHDAVINEJAD2005] a développé cette méthode en modélisant l'intégralité du centre de tournage. Medhi [MEHDI2002a,b] a travaillé dans le cadre d'une opération de tournage d'une pièce mince cylindrique. Il modélise la pièce par éléments finis pour obtenir les différents modes propres de celle-ci. Il peut ainsi calculer la déformation de cette pièce sous l'effet des efforts de coupe lors de l'usinage.

Patel [PATEL2008] a détaillé l'utilisation de ce type de simulation pour introduire dans le calcul, les effets de l'angle d'hélice de l'outil sur le tracé des zones de stabilité et d'instabilité. Il fait apparaître que certaines zones des diagrammes de lobes sont très influencées par la présence ou non d'un angle d'hélice sur l'outil.

Ce type de simulation permet également d'aller plus loin dans le perfectionnement de la modélisation de la machine. Les études de Movahhedy [MOVAHHEDY2006] et Mane [MAÑÉ2008] s'intéressent plus particulièrement à la modélisation par éléments finis non seulement de la pièce, mais également de la broche de la machine. Les effets des grandes vitesses de rotation sur les caractéristiques dynamiques de la broche peuvent ainsi être modélisés et connus.

Enfin, Zatarian [ZATARAIN2008] a simulé grâce à cette méthode, et étudié expérimentalement l'impact des variations de vitesse de coupe sur la stabilité de l'usinage. Approche également effectuée par Seguy et Dessein dans le cas d'usinage de parois minces [SEGUY2008a,b].

#### ii. Simulation temporelle par éléments finis avec simulation de la surface usinée

Les simulations des surfaces usinées par calculs éléments finis se sont développées au début des années 2000 avec entre autres les travaux de Lapujoulade [LAPUJOULADE2002] qui s'intéresse au fraisage des parois minces en fraisage latéral. Ces travaux ont été développés par la suite notamment avec des campagnes expérimentales réalisées par

Corduan [CORDUAN2006] et Coffignal [COFFIGNAL2007] dans le but de comparer les surfaces simulées et usinées lors de l'usinage de plaques minces.

Le principe de calcul par éléments finis de la surface usinée est expliqué sur la Figure I-12. Cette approche est très similaire dans toutes les études pouvant être trouvées dans la bibliographie, et résume avec simplicité le fonctionnement de ce type d'approche qui requière pourtant des modèles très élaborés pour chacune des étapes de calcul.

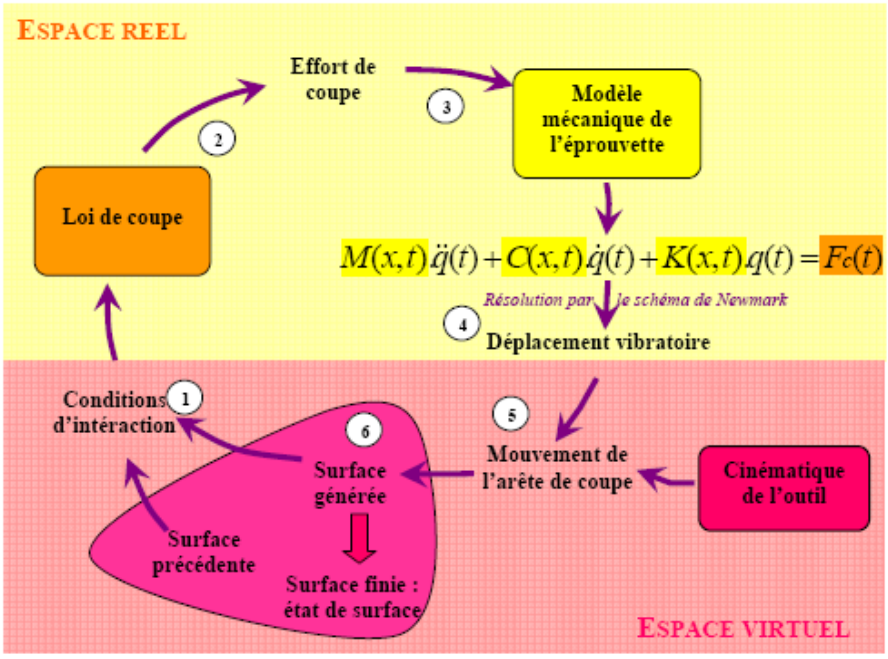



*Figure I-12 : Schéma de principe expliquant le calcul par analyse éléments finis des surfaces usinées* [CORDUAN2006].

L'intérêt de ces simulations souvent très complexes et très longues à réaliser est souvent une application dans des cas d'usinage de finition de pièces déformables sujettes aux vibrations [CAMPOMANES2003], [PARIS2004], [PEIGNE2004].

Dans le cadre d'une opération de tournage, Kelly [KELLY1999] a effectué le même type de calcul sur pièce rigide pour en simuler l'état de surface. Mais il a également simulé la non-homogénéité de la matière. Cette non-homogénéité est modélisée en introduisant des variations locales du coefficient spécifique de coupe $Kc$ qui signifient que la matière n'a pas localement la même structure. Ces variations au niveau local entraînent des variations d'efforts et donc un état de surface légèrement différent au niveau de la pièce.

## 2.3. Autres simulations

D'autres outils mathématiques sont utilisés pour la simulation de l'état de surface.

Dans le cadre du fraisage, certains utilisent une approche géométrique pour le calcul des sections coupées comme Surmann [SURMANN2006] et Larue [LARUE2005].

Dans le cadre du tournage, Lu et Sharma utilisent les réseaux de neurones et la logique floue (" fuzzy logic ") pour prédire l'état de surface [LU2008a,b] [SHARMA2008a] ou l'usure de l'outil [SHARMA2008b].

# 3. Introduction à la surveillance de l'usinage

Comme cela a déjà été évoqué dans les deux parties précédentes, en parallèle du développement des moyens de simulation, les moyens dits de surveillance de l'usinage se sont développés. Plus généralement, il est question de Systèmes de Surveillance Automatique de l'Usinage ou SSAU. Ces systèmes doivent être mis en place en parallèle de la commande numérique de la machine et en cas de détection d'un évènement dans le processus d'usinage, corriger le comportement de la machine.

La détection des évènements pouvant intervenir au cours de l'usinage se fait généralement par l'ajout de capteurs sur la machine. Ensuite, les signaux de ces capteurs sont traités de manière à détecter tout comportement inhabituel. Et enfin, l'influence qu'à ce genre de système sur le programme machine est souvent une modification des paramètres de coupe ou un arrêt de l'usinage si l'évènement détecté le nécessite.

## 3.1. Capteurs

L'idée de monter des capteurs sur un centre d'usinage remonte au début des 1970, avec en 1974 les premiers capteurs installés sur des machines d'usinage par la société Renishaw. Ces capteurs sont des palpeurs dimensionnels et n'ont pas un but de surveillance. En 1983 Tlusty [TLUSTY1983a] réalise un premier état des lieux des capteurs disponibles pour l'instrumentation des machines ; Cette étude sera reprise en 1995 par [BYRNE1995] en tenant compte des nombreuses évolutions techniques. En effet, durant ces trente dernières années, la surveillance de l'usinage a profité des avancées et de la démocratisation des techniques telle que :

- L'explosion de l'offre dans le domaine des capteurs tant pour le nombre de constructeurs que pour les technologies utilisées.
- L'évolution des systèmes d'acquisition de données.
- L'amélioration et l'apparition de nouvelles techniques de traitement du signal qui profite de l'augmentation de la puissance de calcul des ordinateurs.

D'après Byrne, les technologies de capteurs d'efforts utilisables dans une application de surveillance sur un centre d'usinage sont principalement les jauges d'extensiométries et les capteurs basés sur la technologie piézo-électrique. Cette dernière famille peut se présenter sous différentes formes :

- Ils peuvent êtres montés par trois ou plus, sous forme de platines ou d'anneaux pour des mesures d'efforts en trois dimensions, comme les produits de la marque Kistler [Kistler2003].
- Des roulements peuvent être instrumentés grâce à cette technologie pour la mesure des efforts.
- Ils ont la possibilité d'êtres montés directement dans l'attachement ou le porte-outil pour des mesures d'efforts et de couple. Par exemple, ce type de capteur a été utilisé par Grazevicuite [GRAZEVICIUTE2008] pour quantifier l'influence des effets dynamiques pendant l'usinage sur la qualité de surface.

Byrne et Tlusty évoquent également d'autres technologies permettant la surveillance. La Figure I-13 montre une synthèse résumant les principales technologies et leurs domaines d'application respectives dans le cas de l'usinage :

- Les capteurs de déplacements, qui seront évoqués dans la dernière partie de ce chapitre.
- Les capteurs optiques : Un exemple d'application dans le cas du contrôle du battement des dents d'un outil de fraisage est traité par Abele [ABELE2008].
- Les capteurs de vibrations et les accéléromètres : L'utilisation d'un capteur accéléromètrique triaxial est traitée par Zhang [ZHANG2008] en fraisage. En tournage, Crolet [CROLET2008] a réalisé une étude approfondie sur la superfinition grâce à des accéléromètres montés sur l'outil.
- Les mesures des courants de broche, des puissances consommées, ou d'autres informations disponibles sur la machine : Par exemple, l'étude de Verl [VERL2009] se concentre sur l'usure de l'outil détectée par des variations dans le signal issu du codeur d'un des axes de la machine. Cependant, les signaux issus de la machine sont généralement très perturbés par l'environnement électrique de la machine. Franco-Gasca [FRANCO-GASCA2008] a développé un

système performant de conditionnement et de traitement du signal pour ces signaux.

- Les capteurs acoustiques (microphones), et à ultrasons : Schmitz [SCHMITZ2003] met en œuvre une reconnaissance du broutement par la détection de variations de la variance d'un signal acoustique enregistré pendant l'usinage.
- Les capteurs d'émission acoustiques.
- Les capteurs de température.

La Figure I-13 montre une synthèse résumant les principales technologies et leurs domaines d'applications respectives dans le cas de l'usinage.

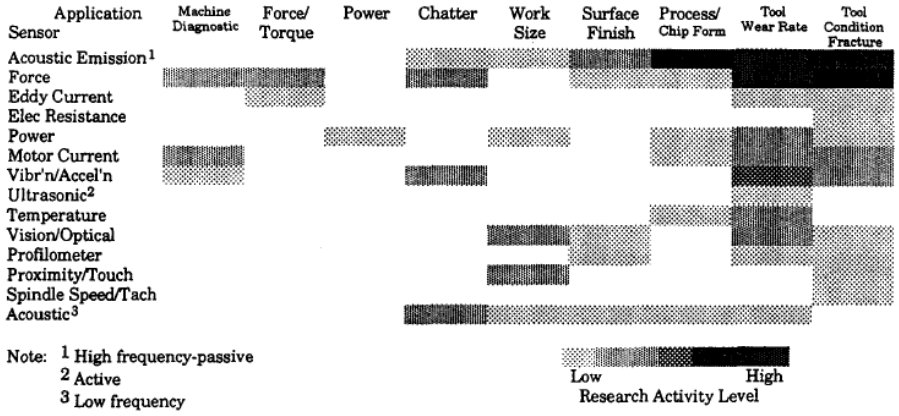



*Figure I-13 : Domaine d'application des différents capteurs pour la surveillance en usinage en 1995* [BYRNE1995].

## 3.2. Domaines d'application des capteurs en usinage

Dans le cas de la surveillance, les capteurs peuvent être utilisés sur plusieurs aspects de l'opération d'usinage, parmi ceux-ci il est possible de citer :

- Le diagnostic des machines ou des outils. Dans le cas du tournage, Jeong [JEONG2005] utilise des capteurs de déplacement pour mesurer l'erreur de faux-rond de la pièce en rotation.
- L'intensité des forces et des couples s'appliquant sur l'outil ou la pièce.
- La mesure de la puissance consommée par l'usinage.
- L'apparition de broutement : Le problème de la détection et du contrôle du broutement est un problème traité notamment par Kuljanic et Van Dijk.

Kuljanic [KULJANIC2008] [KULJANIC2009] a étudié l'apparition de broutement grâce à un panel de capteurs (efforts de coupe, couple consommé, accélération et émission acoustique) ; Pour chacun il développe des critères de détection et de quantification de la stabilité non détaillés ici. Van Dijk et Faassen [VAN DIJK2008] ont réalisés un système de contrôle de l'usinage qui en cas de détection de broutement va influer sur les paramètres machine et ainsi éviter que l'état de surface ne soit dégradé.

- L'état de surface de la pièce.
- L'évaluation de la coupe et de la formation du copeau. Une approche originale de la qualification de la coupe en tournage a été développée par Giraudeau [GIRAUDEAU2005]. Il étudie les variations de Fonction de Réponse en Fréquence (FRF) de l'outil en le sonnant régulièrement pendant l'usinage.
- L'usure de l'outil : Orhan [ORHAN2007] a positionné un accéléromètre sur la pièce usinée. Puis, il évalue l'usure de l'outil en analysant les variations dans le spectre de ce signal
- Les casses d'outils : Ce problème très critique en usinage a été traité par Jeong [KIM1996] en tournage et Ritou [RITOU2006a] en fraisage.
- Le diagnostique des outils : Ce point a été traité par Ryabov [RYABOV1998] qui a mis au point un dispositif de contrôle de l'usure et de l'ébrèchement des outils en fraisage. Dans le cadre des activités du laboratoire, les capteurs laser de déplacements (exposés au chapitre suivant) ont également été utilisés pour faire du contrôle d'outil. La Figure I-14 montre un exemple de mesure d'outil, les angles de coupe empêchent de pouvoir reconstruire toute la géométrie de la fraise (lacunes dans le signal tous les 90°). L'intérêt de ce type de mesure est de mesurer le battement radial des dents et de voir les angles et l'affûtage de la face de dépouille pour chacune des dents de la fraise.

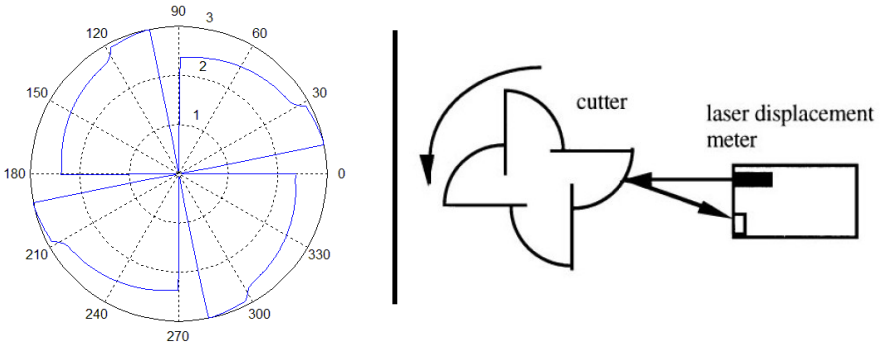



*Figure I-14 : Exemple de contrôle d'un outil par mesure laser (gauche) les "trous" sont dus aux dépouilles de l'outil non visible par le capteur positionné radialement comme montré à droite* [RYABOV1998].

- Le contrôle actif de l'usinage. Principalement développé en tournage, l'usinage actif consiste à monter un outil sur un dispositif piézoélectrique contrôlé pour commander les vibrations de l'outil. Ces travaux menés par Harms [HARMS2004], Altintas [ALTINTAS2008], Denkena [DENKENA2008] et Kim [KIM2009] ont pour but de maîtriser le comportement vibratoire de l'outil en adaptant les vibrations qui lui sont imposées.

## 3.3. Les moyens d'analyse des signaux

La surveillance de l'usinage nécessite l'acquisition de signaux issus de la coupe. Mais l'un des points les plus difficiles est d'extraire des ces signaux les informations pertinentes permettant d'affirmer si le comportement de l'outil est normal ou présente une défaillance.

Les traitements utilisés pour détecter ces comportements anormaux peuvent être très classiques comme, l'analyse fréquentielle du signal [VAFAEI2002] ou des analyses statistiques comme les moindres carrés (RMS) ou la variance.

Plus récemment, des méthodes d'analyses plus poussées comme les traitements par réseaux de neurones ou par ondelettes ont été appliqués. Choi [CHOI2003] a d'ailleurs utilisé les ondelettes dans le but de détecter le broutement en usinage. Gradisek [GRADISEK2002] a étudié une méthode de traitement permettant d'isoler la partie périodique de la partie aléatoire d'un signal. Cette méthode a ensuite été appliquée dans le cas d'une opération de fraisage.

Les moyens d'analyse des signaux expliqués ci-dessus sont particulièrement adaptés à la surveillance lors de production en grandes séries. Un signal est enregistré lors de l'usinage d'une pièce de référence (usinée sans vibration avec un outil neuf), il sera ensuite comparé aux signaux enregistrés pendant la production dans le but de détecter une évolution de ce signal. Cependant, ces moyens ne peuvent être utilisés dans le cas de pièces unitaires ou de petites séries.

Ritou [RITOU2006a,b] a étudié et comparé plusieurs critères présents dans la bibliographie s'appliquant au fraisage et développé pour la surveillance de pièces en petite production. Ces critères s'appliquent quelque soit l'opération de fraisage et quelque soit la trajectoire de l'outil. Après avoir pointé les avantages et les inconvénients de ceux-ci, il a introduit un nouveau critère plus polyvalent pouvant s'adapter à différentes pièces et différentes trajectoires. Ce critère repose sur la détection d'une variation des efforts de coupe s'appliquant sur chacune des dents de l'outil, mais ce critère n'est calculé que pendant les phases d'usinage stabilisées. Le système de surveillance est " déconnecté " lors des phases de transitions comme, l'entrée dans la matière, un changement de trajectoire, un virage … Le fait de ne pas calculer ce critère lors des phases de transitions, permet d'éviter les détections abusives lors de celle-ci si pénalisante dans le cas d'une application industrielle. Cela requière néanmoins une étude préalable de la trajectoire de l'outil pour déterminer les zones ou le critère sera calculé ou non.

# 4. Intérêt et objectifs de l'utilisation des capteurs de déplacements

Comme vu ci-dessus, de nombreux moyens permettent la surveillance de l'usinage. L'intérêt de l'utilisation de capteurs de déplacements est double :

- Elle permet des mesures à des fréquences élevées ce que ne permettent pas d'autres types de capteurs.
- Elle permet de mesurer directement les vibrations de l'outil en termes de déplacements.

## 4.1. Intérêt fréquentiel

La fréquence d'acquisition doit être suffisante pour permettre une analyse assez fine du phénomène d'usinage. Dans le cas du fraisage, il faut un nombre minimum de points par tour pour pouvoir étudier de manière précise le comportement de l'outil. L'*Equation I-9* donne la fréquence d'acquisition $f_{acq}$ (en Hz) en fonction de la vitesse de rotation $N$ (en tr/min) et de $N_{bpt}$ le nombre de points minimum souhaité par tour d'outil :

$$f_{acq} = \frac{\mathrm{N} \times \mathrm{N_{bpt}}}{60} \qquad \text{Equation I-9}$$

La Figure II-15 donne les fréquences nécessaires en fonction de la vitesse de rotation et du nombre de points par tours souhaité. Il est possible de voir que pour une fréquence d'acquisition limite de 50kHz, pour quasiment toute la plage de vitesse de rotation (ici de 0 à 20000 tr/min) 180 points par tour peuvent être enregistrés. Ce qui est suffisant pour une étude du signal sur un tour d'outil. Cela correspond à un point de mesure tous les 2 degrés d'angle.

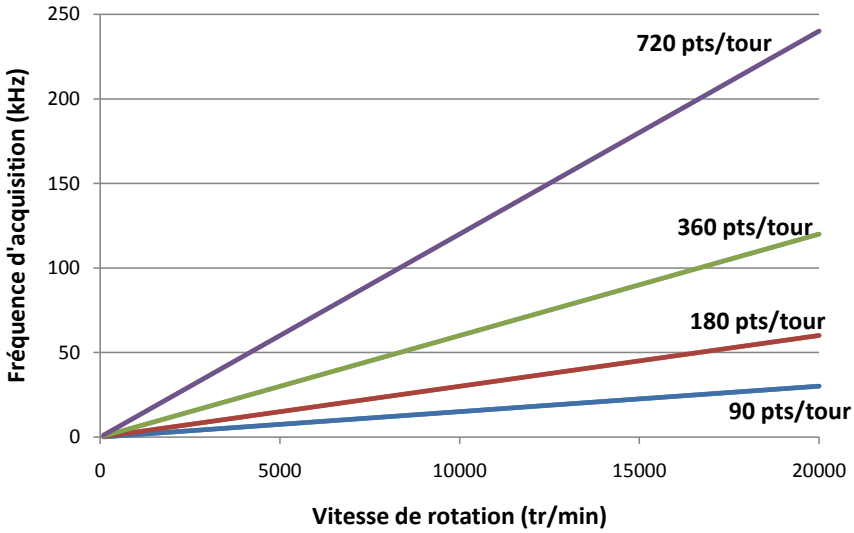



*Figure II-15 : Fréquence d'acquisition nécessaire en fonction de la vitesse de rotation et du nombre de points par tour souhaité.*

## 4.2. Intérêt dimensionnel

La mesure des vibrations d'outil par capteurs de déplacement est très intéressante pour obtenir directement les déplacements de l'outil. Contrairement à d'autres moyens de mesures comme les accéléromètres et les vibromètres laser.

### *4.2.a. Les accéléromètres*

Contrairement aux capteurs de déplacements, les accéléromètres autorisent également des fréquences importantes, mais ils mesurent une accélération. Dans le cas d'une étude des déplacements d'outils, il est nécessaire d'intégrer deux fois le signal d'accélération ce qui pose de nombreux problèmes. Si l'on tient compte de la valeur constante du signal, l'intégration donnera une dérive qui ne correspond pas au recul statique réel de l'outil. Si la valeur constante n'est pas utilisée, les signaux oscillent autour d'une valeur nulle et la valeur du recul statique n'est pas connue.

### *4.2.b. Les vibromètres*

D'autres capteurs comme les vibromètres laser, voir *Figure I-16*, ont des bandes passantes très importantes (de quelques kHz à quelque Mhz) mais ils mesurent la vitesse de la cible. Comme dans le cas des accéléromètres ci-dessus, il est difficile d'intégrer ce signal pour obtenir les vibrations d'outil en déplacements. De plus, cette famille de capteurs est plus adaptée à la mesure d'une pièce fixe. C'est dans cette configuration qu'ils ont été

utilisés par Seguy [SEGUY2008a]. Dans ce cas, le vibromètre mesure les vibrations d'une pièce flexible pendant l'usinage depuis l'extérieur de la machine, ceci est possible grâce à la très grande distance de mesure que permet cette technologie.




*Figure I-16 : Vibromètre laser (modèle OFV-505) de la société Polytec (gauche) mis en œuvre pour mesure sur pièce flexible par Seguy* [SEGUY2008a] *(droite).*

Les essais réalisés au sein du laboratoire avec ce type de capteurs en fraisage ne permettent pas d'obtenir les vibrations d'une pièce tournante, comme un outil de fraisage. D'après la documentation du constructeur [Polytec GmbH2003], dans le cas de la mesure de pièces tournantes les défauts d'état de surface de la cible doivent être d'amplitude plus faible que la longueur d'onde du laser. Pour contourner ce problème, Tatar [TATAR2008], qui utilise ces capteurs en fraisage, a monté une bague super-polie sur l'outil pour effectuer ses mesures.

## 4.3. Objectifs

Comme vu dans la partie surveillance, les différents capteurs permettent d'étudier divers aspects de l'usinage. Pour ce qui est des capteurs de déplacement, les aspects déjà traités dans la bibliographie sont :

- La mesure de manière indirecte des efforts de coupe à haute fréquence comme cela a été fait par Albrecht [ALBRECHT2005], Kim [KIM2005] et Ritou [RITOU2007] en fraisage.
- Le contrôle de l'usure ou de la casse de l'outil comme évoqué entre autres par Choudhury [CHOUDHURY1995a] en tournage et Ritou [RITOU2006a] en fraisage.
- L'apparition de vibrations dues à l'instabilité, traitée par Choudhury [CHOUDHURY1995b] et Lin [LIN1992] en tournage et Davies [DAVIES1998] [DAVIES2000] en fraisage.

- L'état de surface ou la topographie de surface de la pièce usinée : L'étude de l'impact des déplacements d’outils mesurés sur l'état de surface est évoqué par Chang [CHANG2007], la reconstruction de surface a quand à elle évoquée par [JIANG2008] et Arizmendi [ARIZMENDI2009], mais une approche différente est mise en œuvre ici.

En dehors de l'aspect " usure de l'outil ", tous ces points ont été traités pour chaque opération d'usinage dans les chapitre III fraisage et IV tournage.

# II. Mise en œuvre des mesures de déplacement d'outil

## 1. Introduction

Ce chapitre est consacré à la description de la mise en œuvre de la mesure des déplacements d'outil sur des centres d'usinage à la fois en fraisage et en tournage. Dans un premier temps, un état de l'art des différentes technologies de capteurs de déplacement a été effectué. De nombreuses technologies sont disponibles sur le marché avec pour chacune d'entre elles des avantages et des inconvénients. Ces différentes technologies sont détaillées dans les trois premiers paragraphes de ce chapitre. Dans le paragraphe II-5, leur implantation dans le cadre des travaux effectués est détaillée pour les deux principales opérations d'usinage à savoir le fraisage et le tournage.

Comme le dit Durand [DURAND2002], lors du choix d'un capteur, il est nécessaire de classer ceux-ci suivant les critères que l'on se fixe et qui correspondent aux usages auxquels les capteurs doivent répondre. Ces critères doivent être consciencieusement choisis, c'est là toute la difficulté. Les principaux critères de classement, non spécifiques à la famille des capteurs de déplacement, sont les suivants :

- Capteur passif ou actif : les capteurs passifs se contentent de mesurer une variation de la grandeur source due au phénomène étudié (grandeur généralement électrique). Les capteurs actifs génèrent une grandeur source qui sera modifiée lors du processus de mesure.
- Sortie analogique ou numérique. Ce critère correspond au type de sortie du capteur : un signal analogique devra être numérisé, avant ou après un prétraitement analogique (conditionnement, filtrage, etc.…), alors qu'un signal numérique délivrera une information directement exploitable.
- Le principe de mesure avec ou sans contact auquel va être associé un système de maintient du capteur.

La plupart du temps, ce sont ces trois critères qui sont retenus. Cependant d'autres critères de choix sont plus généralement utilisés tels que la plage de mesure, la résolution ou l'adaptabilité au milieu ambiant.

Parmi les critères retenus lors du choix des capteurs, l'un d'eux était d'être utilisable pour une utilisation lors de l'investigation des procédés de fabrication, à la fois pour le fraisage et pour le tournage. Dans ce but, la technologie des capteurs de déplacement sans contact a été retenue. En effet, lors de l'étude, la volonté de perturber le moins possible l'usinage a été prépondérante, le choix de ne pas être en contact avec l'outil a donc été fait. De plus il est difficile d'imaginer mettre des capteurs de déplacement avec contact sur un outil de fraisage tournant à plusieurs milliers de tours par minute.

Durand dans [DURAND2002] détaille également toutes les familles de transduction (principes physiques de conversion des déplacements en grandeur électrique) utilisée par les différentes familles de capteurs de déplacements. Cependant seules deux familles de capteurs à impédance variable et à mesure optique sont utilisées lors de la mesure sans contact comme détaillé par Charron dans [CHARRON2003a] et [CHARRON2005].

La suite de ce chapitre se décompose donc en trois parties ou les deux grandes familles de capteurs de déplacements sans contact sont présentées et où leur implantation sur les machines est détaillée.

# 2. Capteurs sans contact : à impédance variable

Comme vu lors de l'introduction, les capteurs à impédance variable sont la première famille de capteurs de mesure de déplacement. Parmi les trois types de capteurs à impédance variable, seules deux catégories sont utilisées dans le cadre de la mesure sans contact :

- Les capteurs à capacitances variables.
- Les capteurs à inductances variables.

Aucune technologie basée sur des capteurs à résistance variable n'est utilisée dans le cadre des mesures de déplacement sans contact. Le principe de fonctionnement de ces deux familles de capteur est développé de manière approfondie par Charron dans [CHARRON2003b].

## 2.1. Capteur à capacitance variable

Le principe de mesure de ces capteurs est de former un condensateur dont les deux armatures sont la cible et le capteur. Comme le montre la Figure II-1, ces capteurs mesurent une variation de la capacité du condensateur en fonction de la distance de la cible. Cette capacité est donnée par l'Equation II-1 ou $\varepsilon$ est permittivité du milieu entre les deux armatures (c'est-à-dire entre le capteur et la cible), $S$ la surface de l'électrode du capteur et $d$ la distance de la cible.

$$C = \frac{\varepsilon \times S}{d} \qquad \textit{Equation II-1}$$

Par définition, la surface du capteur est invariable, mais pour une mesure fiable de la distance de la cible, il est nécessaire d'avoir une permittivité $\varepsilon$ constante. C'est-à-dire que l'environnement de la mesure doit être invariant. Même si celui-ci peut être très rude, ces capteurs peuvent travailler à des conditions de température et de pression très sévères. Leur implantation n'est pas judicieuse dans le cas des procédés de fabrications car l'environnement peut être amené à varier (en fonction de la présence d'huile de coupe par exemple). De ce point de vu, les capteurs à capacitance variable sont à rapprocher des capteurs optiques exposés dans la partie II-3.

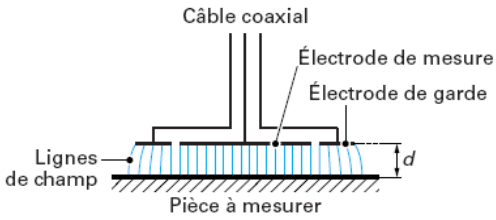



*Figure II-1 : Principe de fonctionnement des capteurs de déplacements sans contact à capacitance variable* [CHARRON2003b].

Ces capteurs sont réputés permettre de mesurer précisément les déplacements d'une cible à très hautes fréquences dans un environnement le plus stable possible. Mais comme pour les capteurs à inductance variable (Chapitre II-2.2), la plage de mesure est proportionnelle à la taille minimum de la cible. Plus la plage est importante, plus la cible doit avoir une taille minimum importante et cela est d'autant plus valable dans le cas de cibles de formes cylindriques comme un corps d'outil de fraisage.

## 2.2. Capteurs à inductance variable ou capteurs à courant de Foucault

### 2.2.a. *Généralités*

Les capteurs inductifs ont un principe de fonctionnement différent des capteurs capacitifs vus dans la partie II-2.1. Ils sont constitués d'une bobine traversée par un courant, le courant traversant la bobine crée un champ électromagnétique qui va interférer avec la cible en fonction de la distance de celle-ci. Cette variation est ensuite interprétée par le conditionneur du capteur qui génère un signal électrique proportionnel à la distance entre le capteur et la cible. Cette technologie de capteurs est habituellement utilisée pour le contrôle non destructif de pièces, ils sont donc sensibles aux défauts pouvant se trouver à l'intérieur de la cible. Cette caractéristique des capteurs inductifs n'a pas été retenue comme facteur limitant car les cibles utilisées ici sont des corps d'outil, de fraisage et de tournage, qui ne présentent pas ce genre de défauts internes.

Ces capteurs sont en revanche peu sensibles au milieu ambiant dans la limite où les éléments pouvant se trouver entre le capteur et la cible ne sont pas conducteurs. Ils sont donc insensibles aux lubrifiants, mais seraient perturbés par le passage de copeaux ; Il convient de veiller à ce problème. Ceci dit, les capteurs ont généralement une plage de

mesure faible, ce qui les conduits à être placés proches de leur cible ce qui diminue de facto la possibilité de passage de copeaux entre le capteur et la cible.

Comme vu ci-dessus, le fait qu'ils fonctionnent grâce à la génération d'un champ électromagnétique peut entraîner de nombreux problèmes au niveau de la mesure, les capteurs doivent être le plus isolé possible de toute source de courant pouvant les perturber. Pour remédier à ce problème, des capteurs inductifs blindés ont été développés voir Figure II-2.

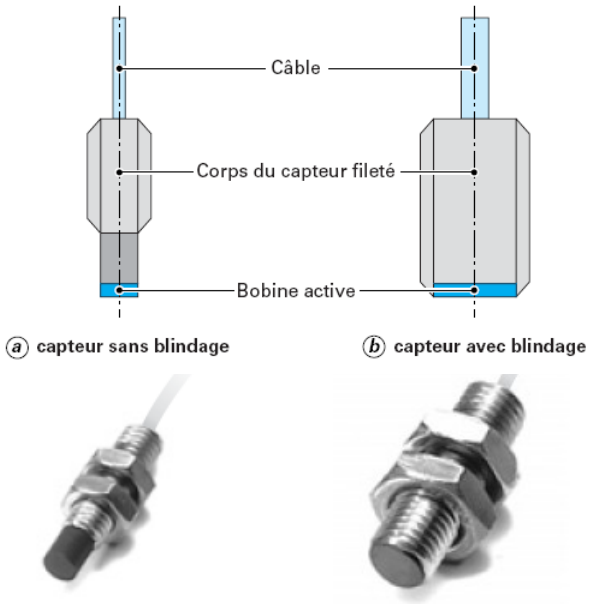



*Figure II-2 : Capteurs blindés et non blindés. Conception* [CHARRON2003b] *en haut et exemple en bas* [MicroEpsilon2005].

Les capteurs blindés ont un diamètre plus important pour une plage de mesure équivalente, mais ils sont moins sensibles aux perturbations électriques externes et le facteur de taille de cible (voir paragraphe suivant) est plus faible.

### 2.2.b. Relation entre la taille des capteurs et la plage de mesure

Comme évoqué ci-dessus, un critère de choix important de ce type de capteur est la taille de la cible souhaitée. Ce critère est également limitant pour les capteurs capacitifs étudiés dans le paragraphe II-2.1. En effet, ces capteurs sont associés à un facteur de taille de cible comme montré sur la Figure II-3. Ce facteur donne en fonction du diamètre du capteur la taille minimum de la cible à mesurer.

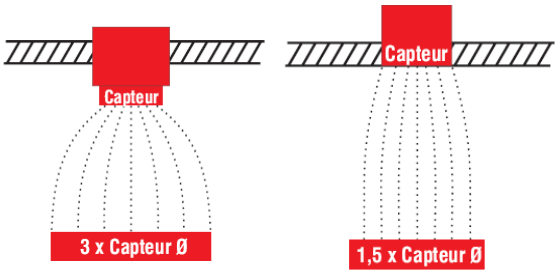



*Figure II-3 : Facteur de taille de cible pour un capteur blindé à droite (facteur 1.5x) et non-blindé à gauche (facteur 3x)* [MicroEpsilon2005].

Contrairement aux capteurs de technologie optique (paragraphe II-3) dont la zone de mesure est très petite, ici la taille minimum de l'outil à mesurer est imposée par le diamètre du capteur et celui-ci est fonction de la plage de mesure. Plus la plage de mesure voulue sera importante, plus le diamètre du capteur sera grand et plus l'outil devra avoir un diamètre minimum important. Une étude spécifique sur ce point a été effectuée pour déterminer la taille minimum de corps d'outil à utiliser.

Dans un premier temps, un inventaire des différents capteurs disponibles sur le marché a été effectué. Ils ont été séparés en deux catégories : les capteurs blindés et non blindés. Ensuite, les lois linéaires donnant le diamètre de capteur en fonction de la plage de mesure ont été recherchées comme le montre la Figure II-4.

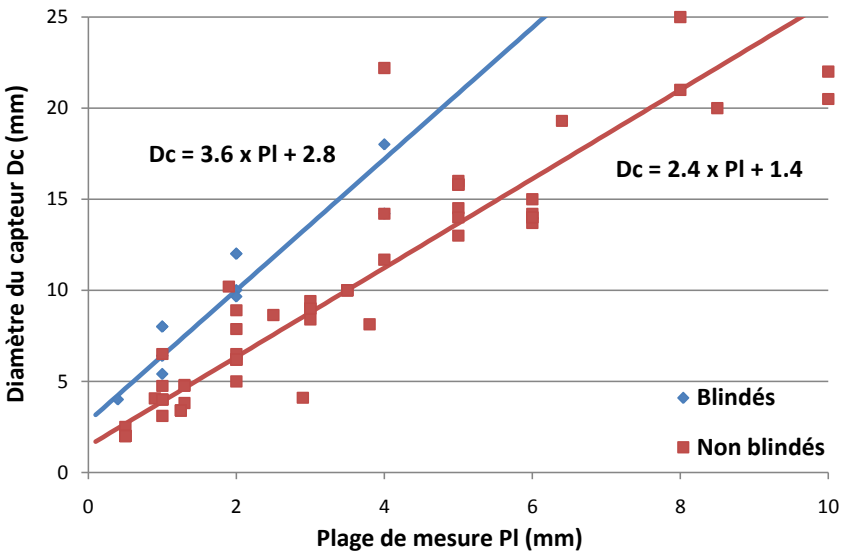



*Figure II-4 : Relation plage de mesure et diamètre du capteur pour des capteurs blindés (losanges) et non blindés (carrés).*

A partir de ces relations, il est possible de déterminer les limites de diamètre de cible en fonction de la plage de mesure voir Figure II-5. Ce qui est visible sur cette figure c'est que dans tous les cas, le diamètre minimum de l'outil sera de *7 mm* pour le capteur ayant la plage de mesure la plus faible (plage de *0.4 mm*). De plus, pour des diamètres d'outil faibles, la plage de mesure est également très faible or par définition, les outils de plus petits diamètre sont les plus sensibles aux vibrations et donc nécessiteraient des capteurs de déplacement avec une plage de mesure plus importante.

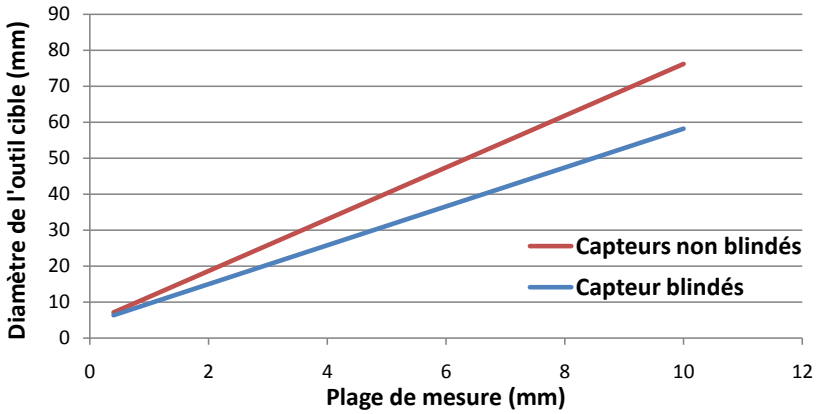



*Figure II-5 : Courbes représentant le diamètre minimum de l'outil cible en fonction de la plage de mesure.*

Dans tous les cas, la qualité de la mesure de cette famille de capteurs est très sensible à la matière et à la forme de la cible. Pour minimiser les erreurs de mesure, un étalonnage précis a été effectué.

### 2.2.c. Etalonnage

Dans le but d'optimiser les mesures, à chaque utilisation, un étalonnage a été effectué suivant les recommandations du constructeur. L'étalonnage permet de minimiser les incertitudes de mesures dues :

- A des cibles de matériaux différents.
- Aux hétérogénéités de surface des différentes cibles.
- A la forme des cibles à mesurer.
- A une atténuation latérale du signal due au montage ou à l'environnement de mesure. Pour ce type de capteur et plus particulièrement dans le cas des capteurs non-blindé, les lignes de champ électromagnétiques peuvent être

perturbées par des éléments métalliques proches. Si les recommandations constructeur de la Figure II-6 ne sont pas respectées, cela peut provoquer une atténuation latérale du signal.

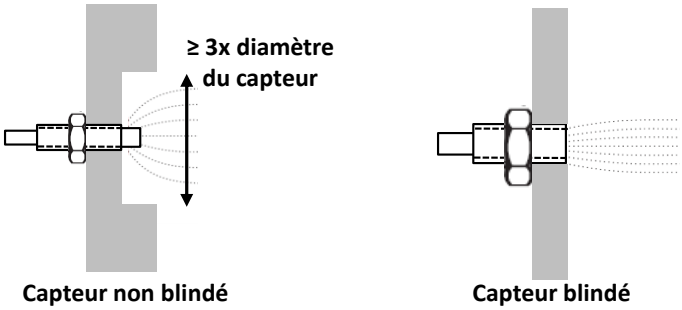



*Figure II-6 : Recommandations constructeur pour le montage des capteurs à courant de Foucault* [MicroEpsilon2005]

- A un défaut d'alignement angulaire de l'objet à mesurer.

L'étalonnage consiste à régler successivement : le zéro (ou offset), le gain et enfin la linéarité du capteur. La courbe d'étalonnage est visible sur la Figure II-7. Toutes ces étapes ont été réalisées sur les outils utilisés, les outils étant montés sur un banc de mesure, avant d'effectuer successivement les étapes d'étalonnage et de les répéter si besoin. Le fait d'effectuer l'étalonnage directement sur l'outil cible minimise l'influence de la forme de l'outil.

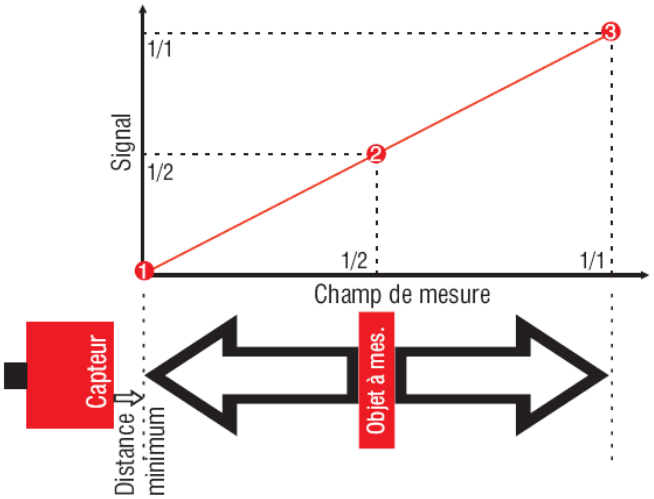



*Figure II-7 : Courbe d'étalonnage issue de la documentation des capteurs* [MicroEpsilon2005].

L'offset est en général réglé à une valeur égale à 10% de la plage de mesure par rapport à la tête du capteur puis le gain est ajusté à mi-course et enfin la linéarité est faite en bout de plage de mesure.

### 2.2.d. Capteurs utilisés

Dans le cadre de cette étude, deux modèles de capteurs à courant de Foucault ont été utilisés. Ces deux modèles étaient historiquement présents au laboratoire et utilisés pour d'autres études, notamment pour les travaux de Corduan [CORDUAN2006].

La plage de fréquence d'acquisition permise par cette famille de capteurs correspond aux attentes exposées dans le paragraphe I-3.1.

#### i. Capteurs KAMAN

Le premier modèle de capteur de marque Kaman est de type 1U1 (voir Figure II-8) avec l'amplificateur KDM 7200 associé. Sa plage de mesure est de 1mm avec une résolution de l'ordre de 0,5 micromètre. L'électronique associée permet des mesures dynamiques avec une fréquence pouvant atteindre 50 kHz. Le diamètre du capteur est de 3,1 mm, ce capteur nécessite une cible métallique non magnétique cylindrique d'un diamètre minimum d'environ 10 mm (les indications constructeur donne un facteur de taille de cible $D_{iam\ cible}/D_{iam\ capteur}$=3 minimum).



*Figure II-8 : Capteur Kaman et sa protection.*

#### ii. Capteurs MicroEpsilon

Les seconds capteurs ont été fournis par MicroEpsilon (voir la Figure II-9 représentant un capteur et un contrôleur). Un compromis a été fait pour allier à la fois précision des mesures et la sécurité des capteurs. Pour éviter les dégradations des capteurs lors des essais, une plage de mesure plus importante a été choisie. En effet lors de certains essais effectués avec les capteurs présentés ci-dessus, des vibrations approximativement égales à

la plage de mesure ont été observées, avec un risque de provoquer un contact entre le capteur et la cible.

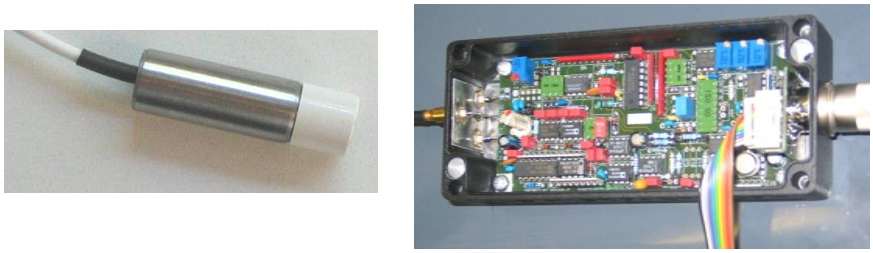


*Figure II-9 : Capteur MicroEpsilon monté dans sa protection (à gauche) et le contrôleur associé (à droite).*

Les capteurs choisis sont de type U3 non blindés. Ils ont une plage de mesure de 3 mm et nécessitent un diamètre de cible de 27 mm minimum (diamètre de capteur 9 mm, facteur de taille de cible $D_{iam\ cible}/D_{iam\ capteur}=3$). Deux types d'amplificateurs différents ont été utilisés, des amplificateurs DT3110-U3-A-C3 pour des cibles métalliques non magnétiques et DT3110-U3-M-C3 pour les cibles métalliques magnétiques. La fréquence d'acquisition maximale permise est également de 50 kHz.

# 3. Capteurs sans contact : optiques

En plus des capteurs à impédance variable, une autre catégorie de capteurs de déplacements a été étudiée, il s'agit des capteurs utilisant des technologies optiques. Plusieurs technologies différentes permettent des mesures de déplacement sans contact. Charron dans [CHARRON2004 a,b,c] explique les différentes technologies disponibles. L'architecture de tous les capteurs de cette famille repose sur trois types d'éléments :

- Une source lumineuse : celles-ci sont généralement des diodes électroluminescentes (LED) ou des diodes laser. Elles peuvent être monochromatiques (cas des diodes laser) ou non.
- Des éléments optiques : ils permettent de focaliser ou d'orienter le faisceau lumineux.
- Un détecteur : la plupart des capteurs utilisent des photodiodes ou des capteurs de type CCD (Charge Coupled Device). Ces détecteurs sont montés soit en barrette dans le cas de capteurs unidimensionnels, ou en matrice pour les mesures bidimensionnelles.

Parmi ces capteurs, seuls les capteurs unidimensionnels ont été ciblés. Les capteurs bidimensionnels sont plus dédiés à la mesure de profil (ce qui n'est pas le cas ici) et sont beaucoup plus limités en fréquence d'acquisition. Trois sous-familles de capteurs permettant des mesures unidimensionnelles peuvent être utilisées :

- Les vibromètres laser (ou vélocimètres).
- Les capteurs confocaux à codage chromatique.
- Les capteurs laser à triangulation.

Les avantages et inconvénients des vibromètres laser sont évoqués dans le paragraphe I-3.2. Cette technologie de capteur n'est pas retenue pour les mesures sur outil tournant.

## 3.1. Les capteurs confocaux polychromatiques

Les premiers capteurs présentés ici sont les capteurs confocaux à codage chromatique. Ce type de capteur fonctionne à partir d'une source de lumière blanche donc polychromatique. La lumière blanche est décomposée en son spectre de couleur et projetée

sur la pièce cible comme le montre la Figure II-10. La lumière réfléchie est ensuite analysée par un spectrographe, en fonction de la distance de l'objet la couleur spectrale réfléchie par la cible va varier. C'est en déterminant cette couleur spectrale dominante que la distance de l'objet est mesurée.

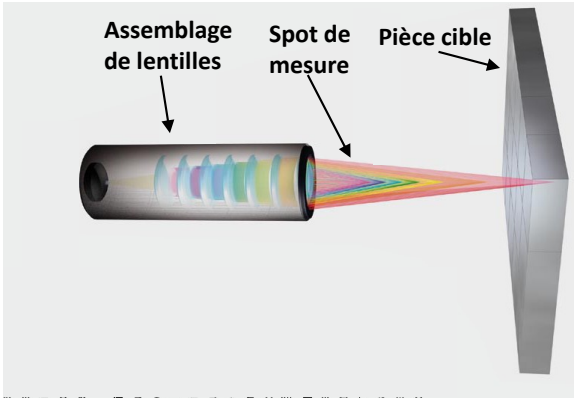



*Figure II-10 : Schéma de principe de fonctionnement d'un capteur confocal à codage chromatique* [MicroEpsilon2009].

L'inconvénient majeur de ce type de capteurs, comme tous les capteurs basés sur une technologie optique, est qu'ils sont très sensibles au milieu ambiant. En effet, un copeau passant entre le capteur et la cible va interrompre le faisceau et fausser la mesure, de même lors de l'utilisation de lubrifiant. C'est le point négatif de ce type de capteurs.

Ce système de mesure à l'avantage d'être totalement coaxial (contrairement aux capteurs à triangulation présentés ci-après), l'encombrement nécessaire à leur utilisation est donc très réduit. Comme tous les capteurs optiques, le point de mesure est très petit (inférieur au dixième de millimètre), précis et visible (même si ici le point de mesure est moins intense qu'avec un capteur laser) ce qui permet d'ajuster et de pointer avec précision la cible. Cette technologie a également le défaut de travailler à des fréquences d'échantillonnage faibles, inférieures à 2000 Hz, sauf options spécifiques qui permettent d'atteindre des fréquences de 30kHz, mais dans ce cas le coût déjà élevé de ces capteurs devient encore plus important.

## 3.2. Les capteurs de déplacement laser à triangulation

Les seconds capteurs présentés sont les capteurs de déplacement laser à triangulation. Ils font partis de la deuxième catégorie de capteurs basée sur la technologie optique. Le principe de mesure repose sur l'émission par une diode laser d'un faisceau qui va se réfléchir

sur la cible. La mesure de la distance de la cible se fait par l'observation de la réflexion de ce faisceau comme le montre la Figure II-11. Le faisceau réfléchit passe dans un objectif puis est enregistré par un capteur CCD (Charge Coupled Device). C'est la position du point de réflexion sur le capteur CCD qui donne une image de la distance de la cible. Les deux points importants dans ce type de capteurs sont :

- La formule optique de l'objectif qui va transmettre avec précision l'image de la réflexion du faisceau sur le capteur CCD en fonction de la distance de la cible.
- La technologie du capteur CCD. La technologie spécifique des Li-CCD, expliquée Figure II-12 et utilisée par ce type de capteur, permet d'accroître la précision de la mesure en détectant la position du faisceau réfléchit non pas sur un pixel (comme dans le cas d'un CCD classique) mais sur une fraction de pixel.

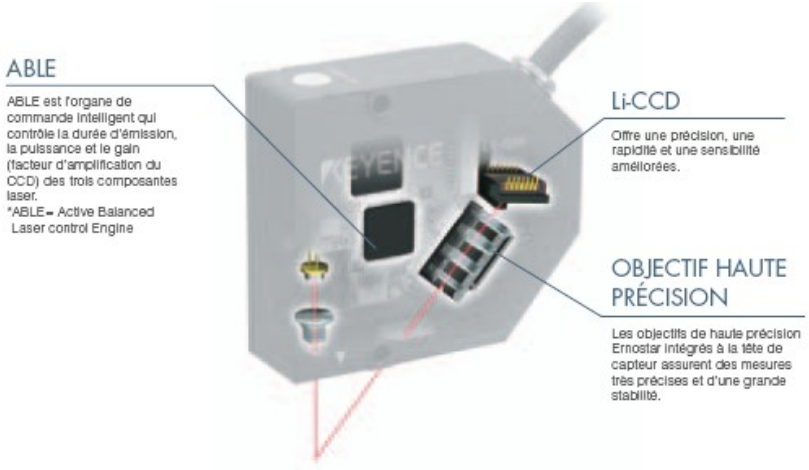



*Figure II-11 : Capteur laser à triangulation* [Keyence2006]

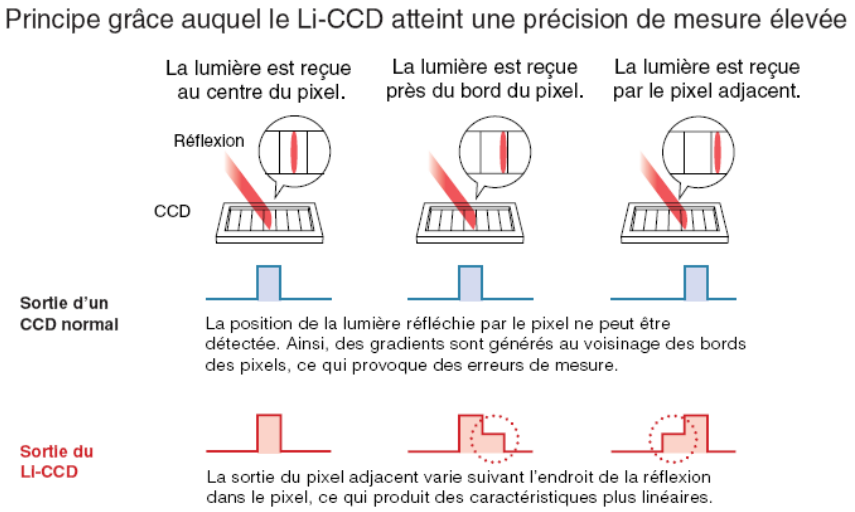



*Figure II-12 : Principe de fonctionnement d'un capteur Li-CCD utilisé dans les capteurs de déplacement laser à triangulation* [Keyence2006]

### 3.2.a. *Avantages et inconvénient de ces capteurs*

Par rapport aux capteurs à impédance variable présentés dans la partie précédente, les capteurs optiques et à fortiori laser sont d'une utilisation beaucoup plus aisée :

- Le point de mesure est connu avec précision.
- L'étalonnage n'est pas nécessaire à chaque utilisation.
- La plage de mesure et la distance de travail sont plus importantes, donc le capteur est positionné plus loin de l'outil cible, d'où une grande sécurité lors de l'utilisation.

Par contre l'encombrement nécessaire à leur implantation dans la machine est beaucoup plus important que les capteurs à impédance variable ou les capteurs confocaux polychromatique car cette technologie de capteur nécessite un aller-retour du faisceau non coaxial. De plus, comme évoqué précédemment, ils sont sensibles au passage de copeau, lubrifiant ou tout autre corps étranger pouvant fausser la mesure.

### 3.2.b. *Capteurs Utilisés*

Deux capteurs de cette technologie ont été acquis dans le cadre de ces travaux. Après avoir testé et évalué les avantages et les inconvénients de plusieurs modèles de fabricants, le choix s'est porté sur des capteurs de la société Keyence et le modèle LK-G 32 dont les caractéristiques sont les suivantes :

- Temps d'échantillonnage minimum de 20µs qui correspond aux attentes.
- La distance de travail est de 30mm avec une plage de mesure de ±5mm ce qui permet d'utiliser ces capteurs en toute sécurité et la plage de mesure est amplement suffisante pour l'application recherchée.
- La résolution est donnée pour 0.05µm pour la sortie interne en numérique, mais en utilisation réelle avec une sortie analogique, elle est plutôt de l'ordre de 0.5 à 1µm, ce qui permet d'observer des phénomènes de très petite amplitude. Cette précision de mesure doit dans tous les cas être prise avec précautions (voir le paragraphe II-5.1.c).

Une vérification de la linéarité de la mesure de ces capteurs a été effectuée sur un banc de mesure de métrologie. Le résultat de cette vérification est montré sur la Figure II-13. Les performances de ces 2 capteurs sont tout à fait acceptables pour l'utilisation en mesure des vibrations d'outil pendant l'usinage où la plage de mesure ne sera de toute façon pas utilisée dans sa totalité. En effet, les déplacements maximums observés sont de l'ordre du millimètre, ce qui est très important dans le cadre d'un usinage, mais qui correspond à un cinquième de la plage de mesure de ces capteurs.

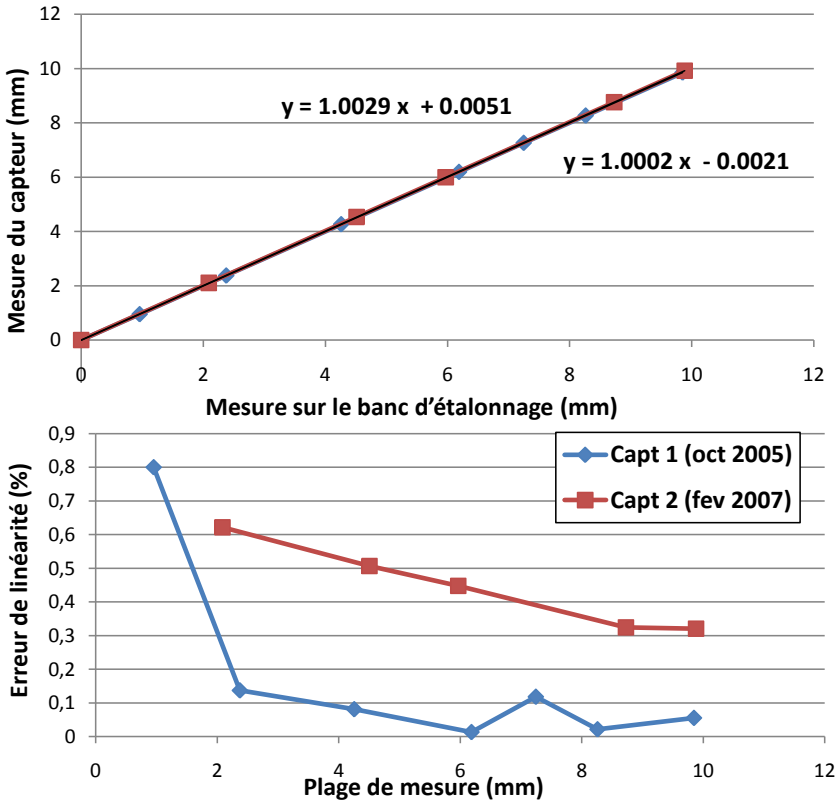



*Figure II-13 : Vérification de la linéarité des deux capteurs de déplacements laser à triangulation Keyence LK-G 32.*

Ces capteurs se sont révélés très performants et faciles à mettre en œuvre, leur utilisation n'est par contre pas envisageables dans un contexte industriel du fait de leur sensibilité aux copeaux, lubrifiants de coupe et de leur coût.

## 4. Synthèse sur les capteurs de déplacements sans contacts

Le tableau suivant résume les avantages et les inconvénients de chacune des catégories de capteurs en fonction de quelques critères retenus pour l'application en surveillance de l'usinage. Ce tableau est indicatif et certains critères peuvent s'avérer différents en fonction des spécifications des différents constructeurs et des modèles.

| | Capteurs à capacitance variable | Capteurs à inductance variable | Capteurs confocaux polychromatiques | Capteurs laser à triangulation |
|---|---|---|---|---|
| Fréquence d'échantillonnage | - | ++ | -- | + |
| Plage de mesure | -- | -- | + | ++ |
| Résolution | ++ | ++ | ++ | ++ |
| Distance de travail | -- | -- | + | ++ |
| Taille de la zone de mesure | -- | -- | ++ | ++ |
| Non sensibilité à l'environnement de travail | ++ | - | -- | - |
| Non sensibilité aux copeaux et lubrifiant | -- | ++ | -- | -- |
| Encombrement | ++ | ++ | + | -- |
| Coût | ++ | + | -- | - |

# 5. Dispositifs expérimentaux de mesures de déplacements d'outils

L'utilisation de ce type de capteur dans le cadre des différentes techniques d'usinage nécessite la conception et la réalisation de montages spécifiques. Les différents montages réalisés lors de cette étude pour le fraisage et le tournage sont détaillés dans ce paragraphe.

## 5.1. Dispositif de mesure de déplacement d'outil en fraisage

Comme déjà vu dans le chapitre précédent, plusieurs montages ont précédemment été réalisés et utilisés que ce soit en fraisage ou en tournage. Cependant, la plupart mesurent les déplacements soit :

- Au niveau même de la broche comme Chang [CHANG2007] et Kim [KIM2005] grâce à des capteurs capacitifs cylindriques (cylindrical capacitive displacement sensor, CCDS)
- Au niveau de la liaison attachement broche comme l'on fait Davies [DAVIES1998], Albrecht [ALBRECHT2005] et Ritou [RITOU2007].

D'autres enfin comme Jiang [JIANG2008] et Arizmendi [ARIZMENDI2009] ne donnent pas suffisamment d'indications sur le montage utilisé pour pouvoir se faire une opinion quand à la similitude de leur montage avec celui exposé ci-après.

Le montage mis au point ici s'apparente au montage effectué simultanément par Gagnol [GAGNOL2006], dans le but de caractériser une électrobroche UGV, où les capteurs sont placés sous le nez de la broche, au plus proche du plan des arêtes de coupe.

### 5.1.a. Conception du dispositif

Le dispositif expérimental de mesure des vibrations en fraisage repose sur un système à deux anneaux reliés par trois barres d'une grande rigidité pour empêcher les vibrations. L'anneau supérieur du montage est fixé sur le nez de la broche et suivra le déplacement de l'outil pendant l'usinage.

L'anneau inférieur quand à lui est destiné à recevoir les capteurs de déplacement sans contact. Ceux-ci seront à proximité de l'outil et mesureront donc directement les vibrations du corps de l'outil.

Les deux schémas de la Figure II-14 correspondent aux deux utilisations du montage :

- Dans le cas de l'utilisation des capteurs à courant de Foucault, ceux-ci étant de forme cylindrique, ils sont montés directement dans des trous de l'anneau inférieur. La partie sensible du capteur est bien entendu placée en dehors de l'anneau car celui-ci pourrait perturber les mesures. Ces capteurs étant au nombre de quatre, lors de leur utilisation, ils ont été placés suivant deux plans de mesure et deux directions perpendiculaires (correspondant à la direction d'avance et la direction perpendiculaire à l'avance)
- Dans le cas de l'utilisation des capteurs laser, ils sont placés sous l'anneau de façon à viser le corps d'outil et à être plus proche du plan des arêtes de coupe. Ne possédant que deux capteurs de cette technologie pour les essais, les mesures ne sont effectuées que dans un plan suivant les deux directions retenues.

L'anneau inférieur et les barres de maintient sont montés de manière à pouvoir coulisser pour ajuster la position du plan de mesure en fonction de la jauge de l'outil utilisée.

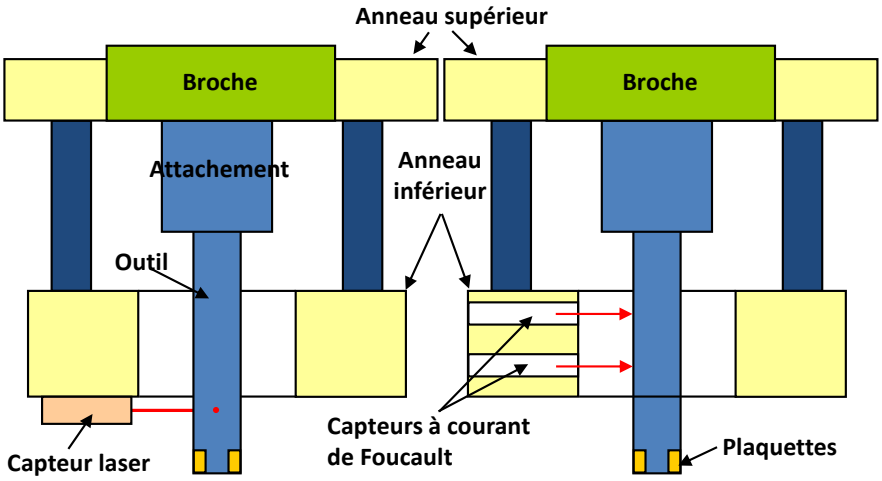



*Figure II-14 : Schéma du montage expérimental lors de l'utilisation des capteurs laser (gauche) et des capteurs à courant de Foucault (droite).*

### 5.1.b. Réalisation et mise en œuvre des dispositifs

La Figure II-15 montre le dispositif expérimental réalisé monté sur un centre d'usinage. L'encombrement est conséquent mais en aucun cas gênant pour une utilisation dans le

cadre de ces travaux de recherche. Il est évident qu'un tel dispositif ne peut être monté sur une machine de production.

Les différents composants sont les suivant :

| | | | |
|---|---|---|---|
| 1 | Anneau supérieur | 6 | Outil et plaquettes |
| 2 | Nez de broche | 7 | 2 Capteurs à courants de Foucault suivant un axe de mesure |
| 3 | Barres de maintien | 8 | Accéléromètres suivant les deux axes de mesure |
| 4 | Attachement de l'outil | 9 | 2 Capteurs à courants de Foucault suivant le deuxième axe de mesure |
| 5 | Anneau inférieur | 10 | Capteurs laser suivant chacun des 2 axes |

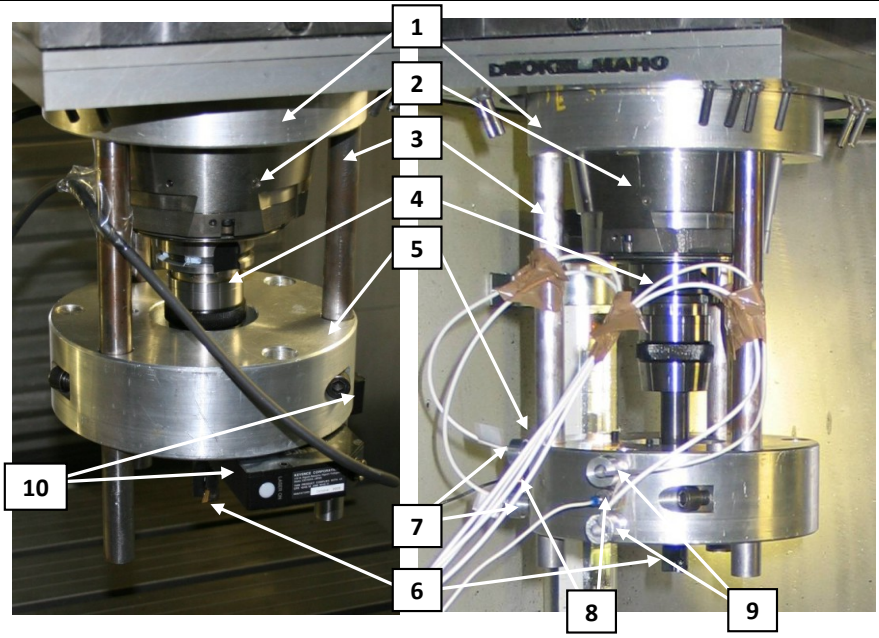



Figure II-15 : Dispositif expérimental réalisé en fraisage avec les capteurs laser (à gauche) et les capteurs à courant de Foucault (à droite).

### 5.1.c. Etude sur la validité des enregistrements

L'utilisation d'un tel dispositif, a amené la question des vibrations de l'anneau inférieur ; même si le dispositif est très rigide, le porte à faux est important. Une vérification des vibrations de cet anneau a été effectuée grâce à deux accéléromètres montés sur la broche comme montré sur la Figure II-15. Après double intégration du signal d'accélération, les vibrations mesurées étaient inférieures au micron lors de tous les essais effectués ce qui confirme la rigidité du dispositif et sa capacité à fournir des données fiables.

De plus, l'utilisation de capteurs laser avec un point de mesure quasiment ponctuel (dans le cas des capteurs LKG-32, le spot de mesure possède un diamètre de 30µm) nécessite de quantifier l'influence de la position des capteurs sur les mesures. Deux défauts de positionnement ont été étudiés :

- Le défaut de coaxialité de l'anneau porte capteur avec l'outil.
- Le défaut angulaire du faisceau par rapport à la normale à la surface.

Ces problèmes ne sont pas présents lors de l'utilisation des capteurs à courant de Foucault car dans ce cas le point de mesure n'est pas ponctuel et l'étalonnage des capteurs est effectué sur l'outil cible ce qui minimise les risques d'erreur.

### i. Problème de la coaxialité

Le fait que l'outil et la bague sur laquelle les capteurs sont positionnés ne soient pas parfaitement coaxiaux va entraîner une différence entre les valeurs du déplacement réel de l'outil et celle mesurée par les capteurs. Une vérification de l'influence de ce paramètre a été faite.

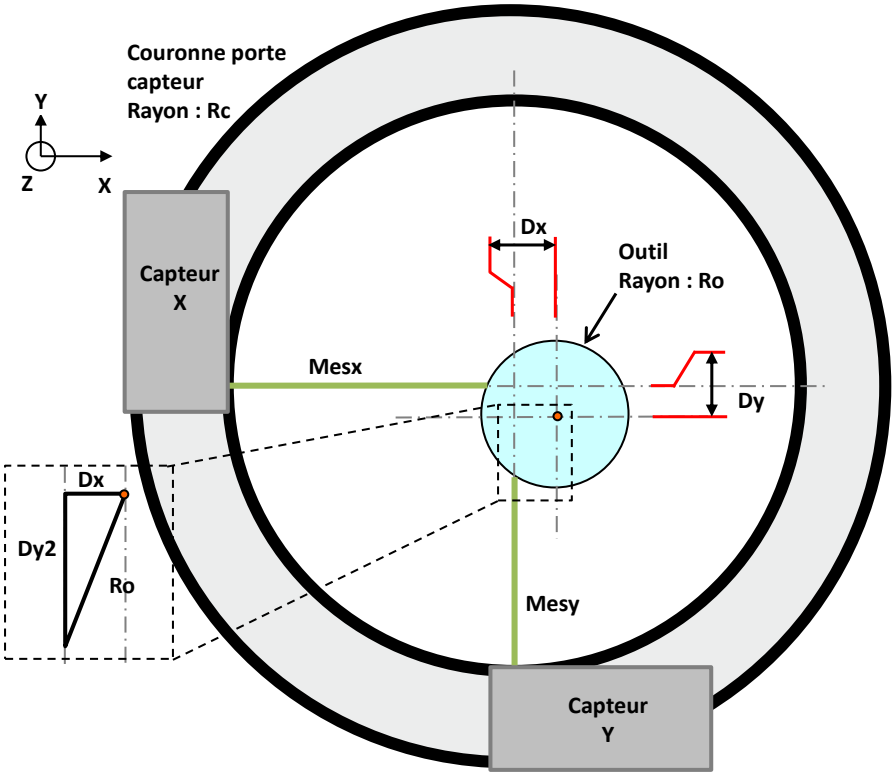



*Figure II-16 : Schéma de positionnement des capteurs par rapport à l'outil (échelle non respectée).*

Suivant le schéma de la Figure II-16, il est possible de déterminer les mesures suivant les axes X et Y (Mesx et Mesy) des capteurs en fonction de l'excentration de l'outil (Dx et Dy). L'Equation II-2 donne ce calcul pour l'axe X.

$$\mathrm{Mes_X} = \mathrm{Rc} - (\mathrm{Dy} + \sqrt{\mathrm{Ro}^2 - \mathrm{Dx}^2}) \qquad \text{Equation II-2}$$

Un mouvement de vibration théorique de l'outil autour de son axe défini par l'Equation II-3 est ensuite ajouté. Ce mouvement correspond à une vibration périodique d'amplitude A.

$$\begin{cases} \mathrm{v_X} = \mathrm{A} \times \cos\theta \\ \mathrm{v_Y} = \mathrm{A} \times \sin\theta \end{cases} \qquad \text{Equation II-3}$$

L'Equation II-4 donne les formules des distances mesurées par chacun des capteurs suivant les deux axes. Ces mesures peuvent être comparées aux mouvements réels de l'outil (mouvement défini par Equation II-3) pour déterminer le biais introduit par le défaut de coaxialité entre l'outil et la bague porte capteur.

$$\begin{cases} \mathrm{Mes_X} = \mathrm{Rc} - \left((\mathrm{Dy} - \mathrm{v_Y}) + \sqrt{\mathrm{Ro}^2 - (\mathrm{Dx} - \mathrm{v_X})^2}\right) \\ \mathrm{Mes_Y} = \mathrm{Rc} - \left((\mathrm{Dx} - \mathrm{v_X}) + \sqrt{\mathrm{Ro}^2 - (\mathrm{Dy} - \mathrm{v_Y})^2}\right) \end{cases} \qquad \text{Equation II-4}$$

Les résultats de ces calculs sont représentés Figure II-17. Les points suivant peuvent être déduits de ces graphiques :

- Premièrement, l'amplitude des vibrations de l'outil n'a que peu d'influence sur la qualité de la mesure. En effet que les vibrations outil soient importantes (en bas) ou faible (en haut), le niveau maximum d'erreur atteint est toujours de 25% environ.
- Deuxièmement, un défaut de coaxialité sur un axe ne fausse les mesures que sur l'axe en question. En effet, un important défaut de coaxialité sur l'un des axes n'a aucune influence sur la validité de la mesure suivant l'autre axe.
- Globalement, les défauts de mesure sont inférieurs à 5% pour un défaut de coaxialité inférieur à 1mm, compris entre 5 et 10% pour un défaut de 1 à 3 mm et entre 10 et 25% pour un défaut allant de 3 à 5mm.

Donc si la vérification sur le montage de la coaxialité ne devra pas être supérieure à 1 ou 2 mm pour chacun des axes sous peine d'avoir des erreurs de mesure pénalisante pour l'exploitation des résultats.

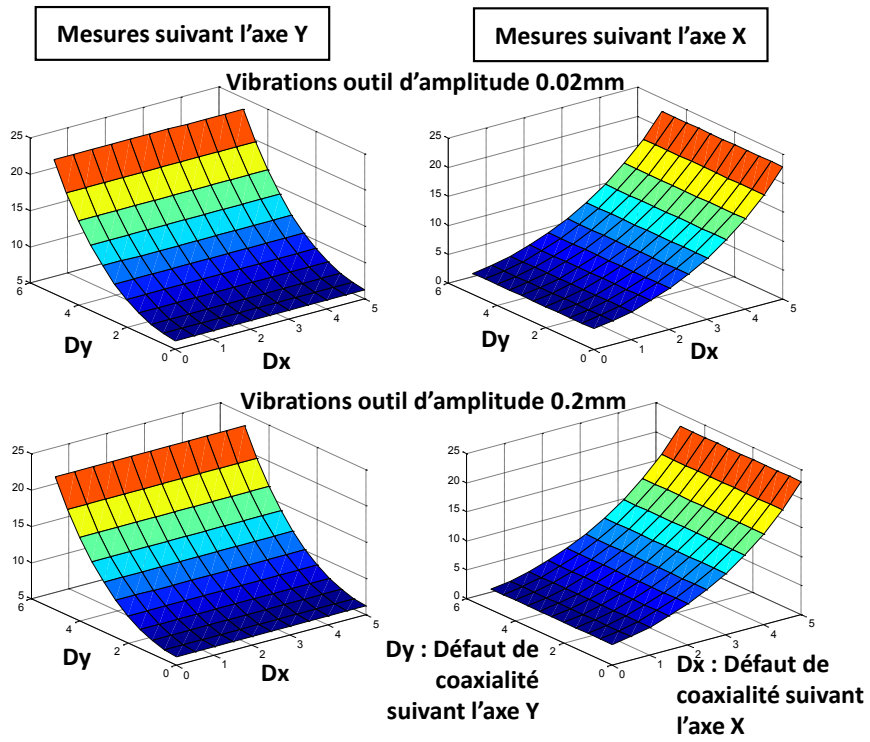



*Figure II-17 : Différence en % entre l'amplitude du déplacement réel de l'outil et l'amplitude mesurée par le capteur. Résultats suivant les deux axes de mesure X et Y pour une vibration d'outil d'amplitude 0.02mm (en haut) et 0.2mm (en bas). Les défauts de coaxialité sur chaque axe Dx et Dy varie entre 0 et 5mm.*

### ii. Problème d'inclinaison du faisceau

Le second problème pouvant limiter la fiabilité des mesures est l'influence de l'inclinaison du faisceau laser. Pour cela des mesures ont été effectuées sur banc de métrologie, sur toute la plage de mesure du capteur, avec différentes inclinaisons de faisceau.

Les résultats de ces mesures sont visibles sur la Figure II-18. L'influence de l'inclinaison du faisceau sur les mesures est très faible, une inclinaison maximale de 30° qui est déjà conséquente n'entraîne une erreur de mesure que de 8%. Cette faible influence vient de la formule optique utilisée pour focaliser le faisceau laser sur le CCD (voir Figure II-11).

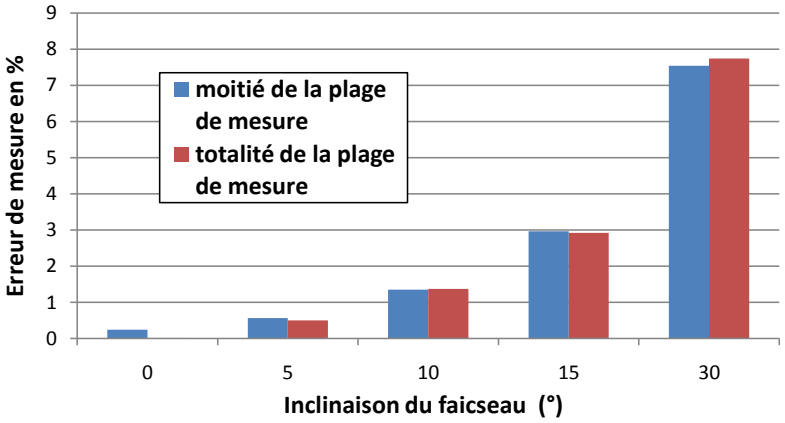



*Figure II-18 : Influence de l'inclinaison du faisceau sur les mesures des capteurs laser.*

### iii. Vérification de la coaxialité et de l'inclinaison sur le montage

Pour mesurer les erreurs de coaxialité et d'angle réellement présentes lors des essais, une photographie du montage en place sur la machine a été prise. La Figure II-19 montre cette photographie ; Une fois les mesures effectuées à partir de cette image, les défauts d'angle et de coaxialité sont :

- Faisceau 1 : coaxialité ≈ 1.3 mm Angle ≈ 1°
- Faisceau 2 : coaxialité ≈ 0 mm Angle ≈ 9°

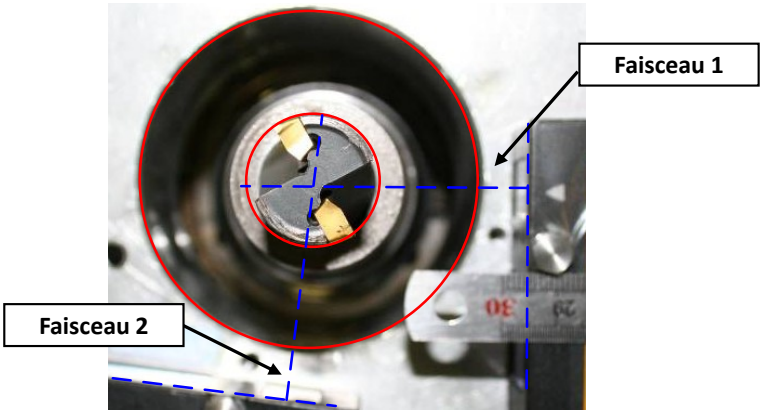



*Figure II-19 : Photographie du montage pour la vérification de la coaxialité et des angles.*

Il est possible de conclure que le montage est suffisamment précis pour permettre des mesures fiables de la valeur des déplacements de l'outil avec cette technologie de capteur.

## 5.2. Dispositif de mesure de déplacement d'outil en tournage

Comme dans le cas du fraisage, des dispositifs expérimentaux spécifiques ont été conçus et réalisés pour permettre l'implémentation des capteurs de déplacement sans contact autour d'un outil de tournage.

Précédemment, d'autres dispositifs de mesure des vibrations en tournage ont été réalisés, mais ils sont peu nombreux. Altintas, Denkena et Harms dans [ALTINTAS2008], [DENKENA2008] et [HARMS2004], font vibrer volontairement l'outil lors d'une opération de tournage grâce à un dispositif piézo-électrique. Dans les deux cas, le dispositif expérimental est équipé d'un capteur de déplacement sans contact qui mesure et contrôle les vibrations appliquées à l'outil.

Les études traitant de la mesure des vibrations en tournage portent sur :

- L'étude des vibrations de la pièce et ses déformations dues à la vitesse de rotation [JEONG2005].
- La surveillance du procédé de tournage par mesure des vibrations entre l'outil et la pièce comme notamment Lin [LIN1992] puis Choudhury [CHOUDHURY1995a,b] et Jang [JANG1996].
- Mais aucun dispositif ne mesure directement les vibrations de l'outil de tournage pendant l'usinage comme le permettent les dispositifs ci-dessous. Seuls Devillez [DEVILLEZ2007] et Moufki [MOUFKI2006] mesure les vibrations sur l'outil mais dans la seule direction d'avance et en lui ajoutant une masse pour amplifier les vibrations.

### *5.2.a. Conception du montage*

Deux montages ont été réalisés, l'un pouvant recevoir les capteurs à courant de Foucault voir Figure II-20 et l'autre les capteurs laser à triangulation voir Figure II-21. Comme pour le cas du fraisage, les dispositifs expérimentaux pour le tournage ont été conçus de manière à être rigides et ainsi éviter les vibrations entre l'outil et le capteur qui parasiteraient les mesures.

Les précautions suivantes ont été prises pour ces deux montages :

- Pour le montage avec les capteurs à courant de Foucault : La principale difficulté rencontrée avec cette technologie de capteur est un bruit de mesure très important. La parade a consistée à isoler les capteurs du reste de la machine par une gaine plastique (en jaune sur la Figure II-20). Craignant que cela influe sur la rigidité du montage, des mesures à vide (pièce tournante outil fixe) puis pièce tournante et outil passant hors matière ont permises de vérifier que la rigidité était toujours satisfaisante.
- Pour le montage avec les capteurs laser : les capteurs ayant un encombrement important, il ne sont fixé sur le porte outil que par une seule vis et un trou de fixation (au lieu de deux). Pour éviter le basculement des capteurs autour de ce point, la forme en négatif du capteur a été usinée sur la face du porte-outil comme le montre la Figure II-21. Ceux-ci sont donc parfaitement mis et maintenus en position.

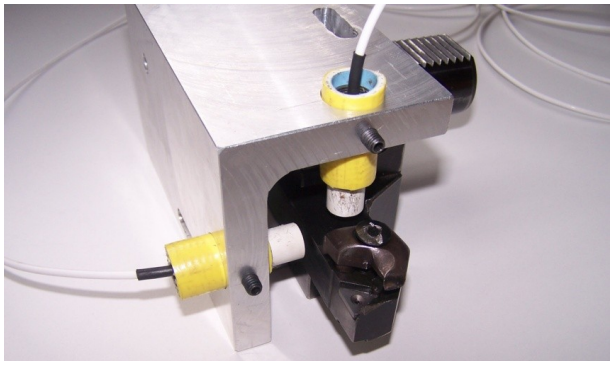


*Figure II-20 : Montage permettant l'utilisation des capteurs à courant de Foucault en tournage.*

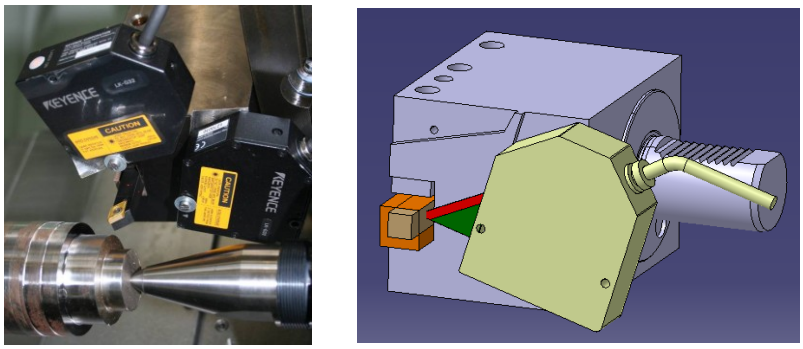



*Figure II-21 : Réalisation et dessin du dispositif de mesure de déplacement d'outil en tournage avec les capteurs laser. Sur la vue de droite un des capteurs est enlevé pour montrer la forme de la pièce.*

### 5.2.b. Mise en œuvre de la mesure

La mise en œuvre pour les deux montages a été relativement différente.

Pour le montage adapté aux capteurs à courant de Foucault, l'outil avait nécessairement un manche de dimension 20x20 minimum. Les capteurs à courant de Foucault utilisés sont les MicroEpsilon (voir Figure II-9 et paragraphe II-2.2.d.ii). Ces capteurs ont une étendue de mesure de 3 mm et un diamètre de zone sensible de 9mm. Suivant les recommandations du paragraphe II-2.2.b, la cible devrait avoir une dimension supérieure ou égale à 27 mm. Cependant après discussion avec le fabricant, le coefficient x3 recommandé, est surtout valable pour des cibles cylindriques et peut être ramené à x2 pour une cible plane, ce qui donne ici une cible de dimension supérieure à 18mm. Pour minimiser le biais de mesure dû à l'environnement (de nombreuses pièces métalliques sont présentes dans l'environnement proche du capteur), l'étalonnage des capteurs a été refait sur le montage grâce à un jeu de cales étalons.

Pour ce qui est du montage pour les capteurs laser, le choix a été fait depuis la conception de favoriser les petits outils de tournage. Le spot de mesure étant très petit, la taille de cible n'est plus un problème, mais les capteurs doivent être positionnés de façon à ce qu'il soit possible d'utiliser des outils de tailles différentes. La Figure II-21 à droite montre que le positionnement du faisceau est bon pour deux tailles de corps d'outil différentes (en orange un outil de dimension 20x20mm et en marron un corps d'outil de 10x10mm).

# III. Applications au fraisage

## 1. Introduction

Dans le cadre de l'étude du procédé de fraisage, le dispositif utilisé est décrit dans le chapitre précédent. Ce dispositif a été utilisé pour étudier plusieurs aspects du procédé de fraisage qui sont détaillés dans ce chapitre.

Celui-ci ce décompose en quatre parties :

- La première partie revient sur la fiabilité des enregistrements et explique le prétraitement appliqué au signal enregistré.
- La deuxième partie est centrée sur l'analyse de la dynamique de l'usinage grâce aux signaux de déplacements d'outil à la fois sur chacun des axes de mesure que dans le plan. Il est également question des critères de qualifications de l'usinage pouvant êtres déduit de ces signaux.
- La troisième partie traite de la relation entre les efforts de coupe et les déplacements d'outil.
- La quatrième partie explique la méthode de reconstruction de l'état de surface de la pièce usinée à partir de la mesure des déplacements d'outil.

Lors de certaines phases de travail, des signaux additionnels ont été utilisés pour compléter le dispositif, parmi ceux-ci, il y a eu consécutivement :

- Une platine de mesure des efforts de coupe. Ceci pour la phase de corrélation effort de coupe, déplacements d'outil. La platine de mesure d'efforts utilisée est le modèle 9257 de chez Kistler.
- Des accéléromètres. Ils ont été fixés sur la bague inférieure du montage dans le but de vérifier les vibrations du montage et par conséquent la fiabilité des mesures des déplacements d'outil. L'étude des signaux enregistrés pendant l'usinage a montré que les vibrations du montage étaient de l'ordre du micron

et donc que les mesures effectuées sur l'outil étaient bien les vibrations de celui-ci et pas celle du montage.

- Un signal de top-tour, signal issu du codeur de broche, détaillé dans le paragraphe suivant.

# 2. Analyse des signaux enregistrés

## 2.1. Pré-traitement des signaux enregistrés

Les signaux bruts de déplacement enregistrés nécessitent d'être traités pour ensuite être exploités. Ce traitement préliminaire, appelé ici prétraitement, consiste à retirer du signal enregistré les informations non dues à l'usinage. La Figure III-1 montre l'aspect d'un signal enregistré lors d'un essai avant et après le prétraitement.

Ce prétraitement consiste à extraire la partie du signal enregistré avant l'entrée de l'outil dans la matière, pour déterminer le déplacement de l'outil indésirable (signal dit hors usinage) et à le soustraire ensuite à l'ensemble de l'enregistrement pour obtenir le signal de déplacement effectif dû à l'usinage.

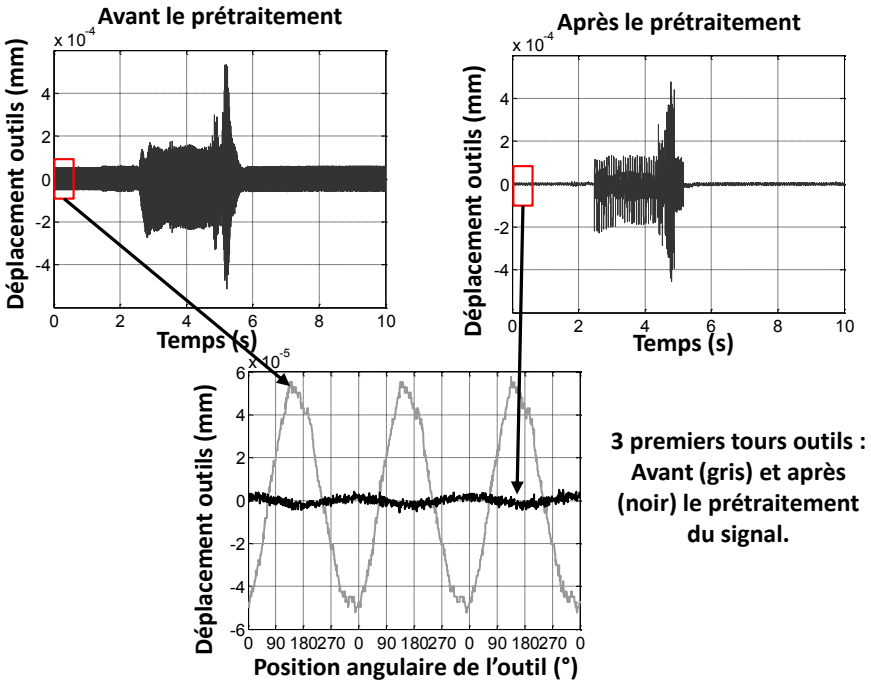



*Figure III-1 : Signal avant (gauche) et après le prétraitement (droite). Au centre, zoom sur les 3 premiers tours d'outil hors usinage avec le faux rond avant le prétraitement (gris) et après (noir).*

Le prétraitement est effectué en trois étapes successives :

- La première étape du prétraitement consiste à transformer le signal temporel en un " signal angulaire ", comme le montre la Figure III-2 ou chaque tour

d'outil est séparé. Cette étape peut être effectuée grâce à deux méthodes différentes expliquées dans le paragraphe III-2.2.

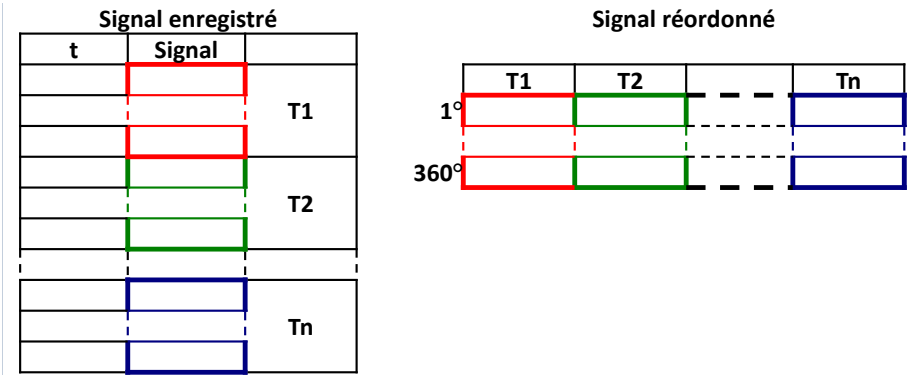



*Figure III-2 : Principe du trie par tour des signaux enregistrés. Passage d'un signal temporel à un signal angulaire.*

- La seconde étape consiste à calculer le signal moyen hors usinage sur un tour outil. Cette étape se fait en calculant pour chaque position angulaire la moyenne des déplacements uniquement pour les tours sélectionnés avant l'entrée de l'outil dans la matière. Cela donne le signal de déplacement moyen sur un tour outil en dehors de l'usinage. L'analyse de signal hors usinage est faite dans le paragraphe III-2.3.
- Enfin la troisième étape consiste à retirer le signal moyen hors usinage de chacun des tours de l'enregistrement brut et de reconstruire ensuite le signal dans le domaine temporel. Le signal obtenu est alors le signal effectif de déplacement de l'outil pendant l'enregistrement dans le repère de la broche comme illustré dans la Figure III-1.

## 2.2. Extraction du signal de déplacement sur un tour d'outil

La première étape de calcul du paragraphe précédent nécessite d'extraire chaque tour d'outil du signal enregistré. Cela revient à passer d'un signal temporel en un signal angulaire comme le montre la Figure III-2. Pour réaliser cette étape, deux méthodes sont possibles :

- L'une consiste à utiliser le signal dit de " top tour ". C'est un signal provenant du codeur de la broche qui se présente comme sur la Figure III-3 et qui est enregistré simultanément avec les autres signaux. Ce signal donne un pic de tension à chaque tour de l'outil, c'est en sélectionnant et en réorganisant les

données enregistrées entre chacun des pics que la première étape du prétraitement est réalisée. De plus, grâce à ce signal, il est possible d'identifier la position angulaire de l'outil par rapport aux axes machine. Lorsque la broche est à une position angulaire spécifique (position du pic du signal), il est possible d'identifier l'angle que fait le plan des arêtes de coupe avec les axes machines comme montré sur la Figure III-3. La position angulaire réelle de l'outil dans le repère machine est donc connue à chaque point de l'enregistrement.

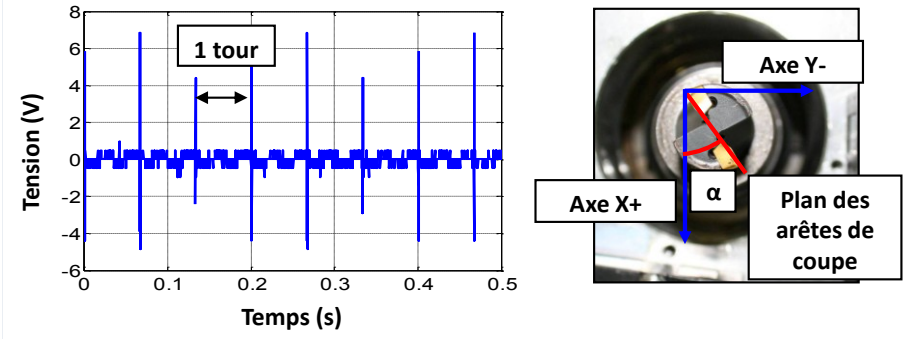



*Figure III-3 : Signal du codeur de broche (gauche) et position angulaire de référence de l'outil dans le référentiel machine pour un pic de ce signal.*

- La deuxième méthode consiste à effectuer cette étape sans l'information du signal de codeur de broche. Dans ce cas, aucun recalage angulaire n'est possible comme précédemment, mais dans le cas où le signal de " Top Tour " n'est pas disponible, cela autorise un traitement approfondi des données comme décrit dans la suite de ce chapitre. L'Equation III-1 donne le nombre de point enregistrés par tour d'outils en fonction de la vitesse de rotation $N$ et de la fréquence d'acquisition $Fs$.

$$Nbpt = \frac{60}{N} \times Fs \qquad \text{Equation III-1}$$

Ensuite les bornes du signal enregistré correspondant à chacun des tours consécutif $i$, se calcul grâce à l'Equation III-2 ($Ent$ correspond au calcul de la partie entière).

$$\begin{cases} b1 = Ent((i-1) \times Nbpt + i) \\ b2 = b1 + Ent(Nbpt) \end{cases} \qquad \text{Equation III-2}$$

Le signal brut enregistré est alors disponible sous forme d'information par tour d'outil, mais la position angulaire réelle par rapport aux axes de la machine n'est pas connue.

Les deux méthodes présentées ci-dessus permettent de réorganiser les données enregistrées d'un signal temporel en un signal angulaire qui est ensuite utilisé pour le prétraitement des signaux puis l'analyse de l'opération de fraisage.

## 2.3. Analyse du signal de déplacement hors usinage

Comme vu sur la Figure III-1 et dans le paragraphe III-2.1, le signal brut enregistré est prétraité pour soustraire le signal moyen hors usinage sur un tour outil. Cette information est un signal réellement enregistré par les capteurs, mais elle ne correspond pas au déplacement de l'outil dû à l'usinage. La Figure III-4 illustre les causes qui font que ce signal hors usinage n'est pas constant, ces causes sont les suivantes :

- Premièrement, les mesures sont faites sur le corps de l'outil, or celui-ci n'est pas parfaitement cylindrique, d'où un faux rond enregistré dans la mesure des déplacements qui n'est pas réellement due aux vibrations de l'outil.
- Deuxièmement, l'outil tournant à des vitesses de rotation importantes, des effets de balourd apparaissent.
- Enfin, comme également vu dans le paragraphe II-5.1.c, l'axe de rotation de l'outil n'est pas parfaitement coaxial avec l'anneau de maintient des capteurs.

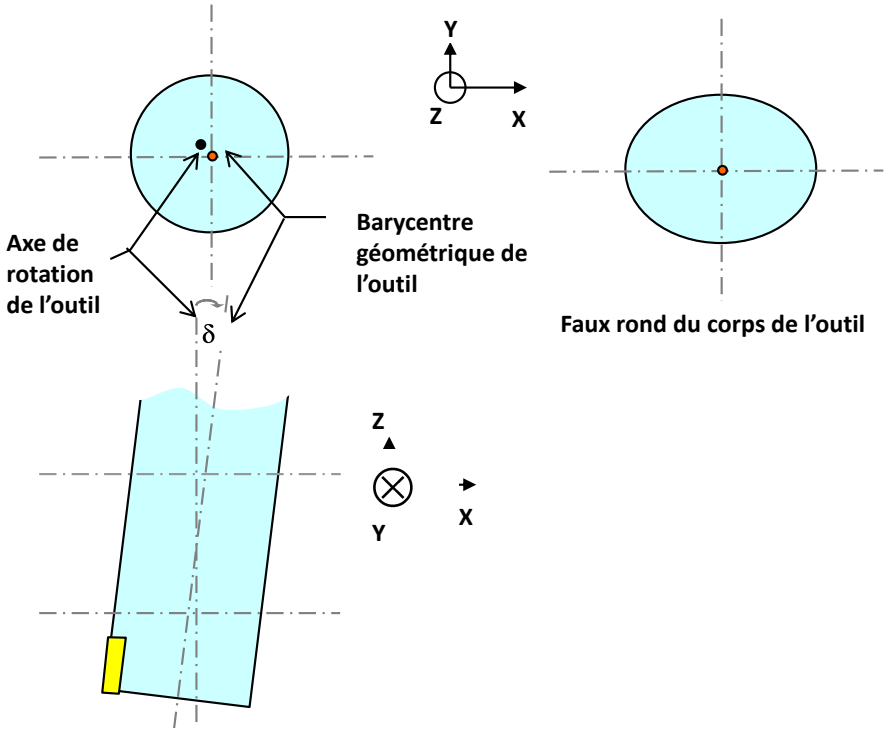



*Figure III-4 : Défauts de mesures enregistrés par les capteurs.*

## 2.4. Conclusion

Comme le montre la Figure III-1, l'intérêt du prétraitement des données est capital pour étudier et comprendre la dynamique du procédé de fraisage. Cette étape permet de soustraire le signal " parasite ", qui n'est pas intéressant ici, et dû aux biais du procédé et du moyen de mesure. Le fait de faire ce prétraitement en amont de chaque essai et avec le signal réellement enregistré avant l'entrée de l'outil dans la matière permet d'obtenir avec une grande précision les signaux de déplacement de l'outil réellement dus à l'usinage dans le référentiel de la broche de la machine. Il est à noter que malgré la rigueur apportée à ce prétraitement, un léger résidu du signal de faux rond subsiste. Comme visible sur la Figure III-1 au centre, la courbe noire qui correspond au signal après prétraitement n'est pas parfaitement nulle et constante. Cela s'explique par le bruit des capteurs et le fait que le signal soustrait est moyenné sur plusieurs tours, mais ce faux rond résiduel (±3 µm) est sans commune mesure avec le faux rond initial (± 60µm). Ce résidu apparaît également sur la Figure III-44.

Dans certains cas, lorsque le signal de codeur de broche est enregistré, la position angulaire de l'outil dans le repère de la machine est également connue.

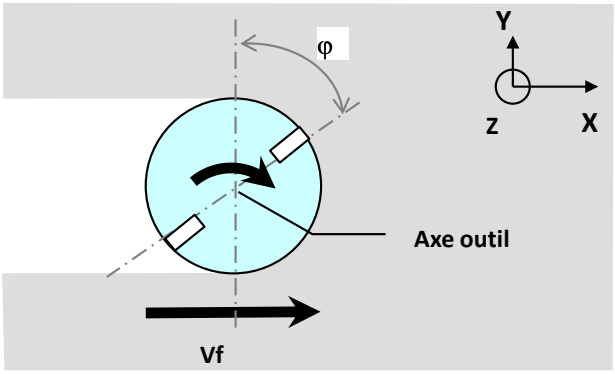



*Figure III-5 : Schéma de l'outil lors d'une opération de rainurage, $\varphi$ représente la position angulaire du plan des arêtes de coupe dans le référentiel machine.*

# 3. Etude de la coupe grâce aux signaux de déplacements

## 3.1. Etude du signal de déplacement de l'outil sur un axe

### 3.1.a. Analyse du signal sur un tour outil

Dans un premier temps, il est possible d'étudier le passage des deux dents de la fraise dans la matière sur un tour et sur un axe. L'existence d'un faux rond entre les dents implique que chacune des dents ne prend pas la même quantité de matière donc que les déplacements issus de la variation d'effort (voir l'amplitude des pics principaux de la Figure III-6) ne sont pas les mêmes. Les différents passages de dents dans la matière sont ici très facilement identifiables contrairement à d'autres d'essais.

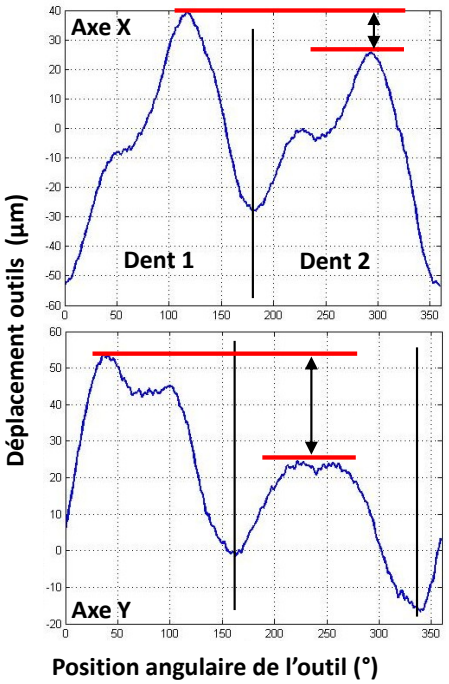



*Figure III-6 : Déplacements moyens par tour pour un essai stable sur les deux axes de mesure (ici moyenné sur 74 tours):*

*ap=0,15 mm N=9000 tr/min*

### 3.1.b. Analyse du déphasage

#### i. Déphasage nul : cas stable

Lors de l'étude des signaux réorganisés par tour, il est apparu que pour les essais stables, le signal n'était pas déphasé. Pour chaque tour, les signaux sont d'aspects similaires et en phase. Comme montré sur la Figure III-8, tous les tours, et a fortiori les trois premiers visibles sur la Figure III-7, se superposent parfaitement.

Si l'on superpose tous les tours enregistrés, le nuage de courbes obtenu possède une dispersion variable suivant la stabilité de l'essai étudié. Les Figure III-7 et Figure III-10

montrent l'apparition d'un déphasage dans les deux types de cas d'usinage stable et d'usinage instable pour trois tours d'outil consécutifs. Comme visible sur la Figure III-8, il est alors possible d'extraire pour chacun des points de mesure sur un tour où chacune des positions angulaires (celles-ci sont équivalentes) une valeur moyenne du déplacement (courbe noire) et l'écart type (courbes pointillés). Ces informations représentent la dispersion du nuage de courbes.

La courbe moyenne (courbe noire) n'est exploitable que pour les essais stables. Cette courbe représente le déplacement de l'outil lors d'une rotation de celui-ci. Au contraire, pour les essais instables, l'allure de la courbe moyenne ne représente absolument pas le déplacement par tour de l'outil. Un déphasage nul ou modéré peu s'interpréter comme un critère de stabilité car si c'est effectivement le cas cela signifie que chaque dent usine la même forme de copeau lors des différents tours consécutifs. Ce point est développé dans le paragraphe III-3.3.d.

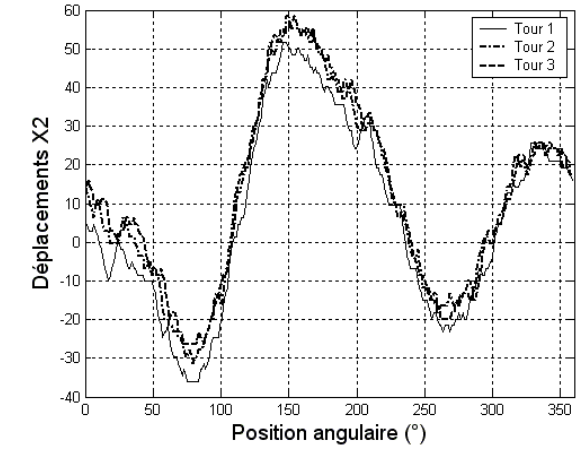



*Figure III-7 : Cas stable ap=0,15 mm N=11000 tr/min.Tracé des trois premiers tours de l'enregistrement des déplacements du capteur X1.*

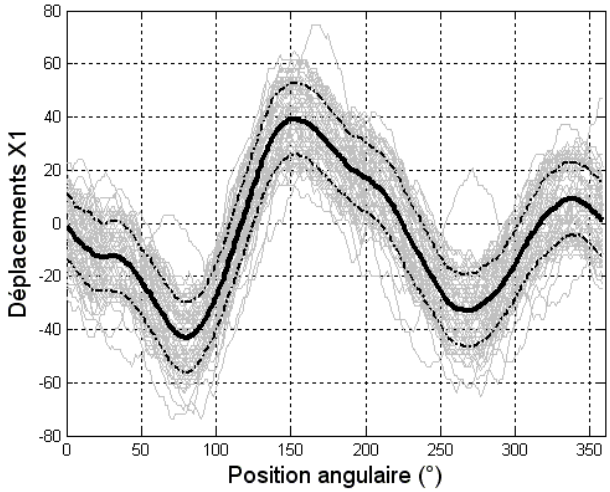



*Figure III-8 : Cas stable ap=0,15 mm N=11000 tr/min. Superposition des déplacements suivant X1 pour chacun des 66 tours mesurés (courbes grises). Moyenne du déplacement pour chaque point de mesure (courbe noire). Moyenne ± l'écart type (courbes discontinue).*

### ii. Déphasage non nul : cas intermédiaires

Lors des différentes campagnes d'essais effectuées au laboratoire ainsi que dans la littérature, il est relaté des cas qui ne correspondent pas à un usinage stable ni réellement à un usinage instable. Ces cas sont qualifiés de quasi-périodique par Gradisek [GRADIŠEK2005], qui a prédit et observer expérimentalement ces trois comportements de l'outil dans la matière.

Ici, il a été possible pour ces cas intermédiaires, d'observer un déphasage entre des révolutions consécutives de l'outil. Mais ce déphasage est un sous multiple de la vitesse de rotation. Il est ainsi possible d'observer que tous les N révolutions d'outil, le signal de déplacement est de nouveau en phase. Dans le cas exposé ci-dessous Figure III-9, il est possible de voir que tous les 8 tours d'outils, le signal de déplacement est de nouveau en phase.

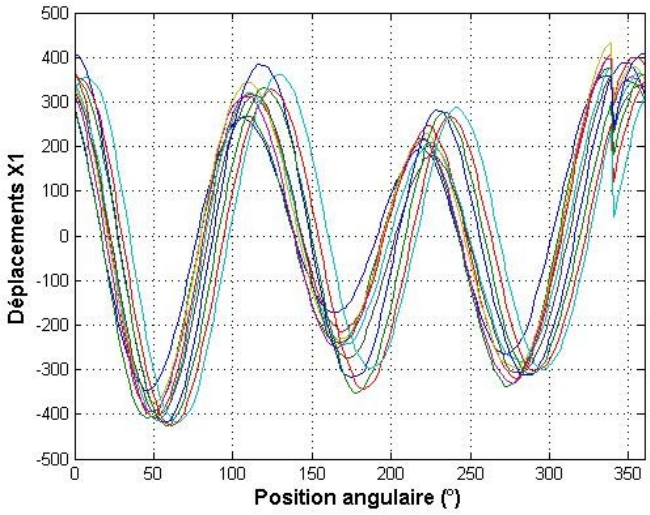



*Figure III-9 : Cas intermédiaire*

*ap=0,35 mm N=12500 tr/min*

*Tracé des déplacements d'outils pour les révolutions 3,11,19, 27, … 83.*

*Le signal par tour est de nouveau en phase tous les 8 tours d'outils.*

### iii. Déphasage non nul : cas instables

Lors du dépouillement de l'enregistrement d'un cas instable, il apparaît un déphasage dès les premiers tours comme illustré sur la Figure III-10 et ce déphasage se maintient. Ce déphasage est une image de l'instabilité de l'opération d'usinage. Cela signifie qu'une dent donnée n'enlèvera pas le même volume de copeau lors de deux tours consécutifs. De plus,

cela signifie que l'épaisseur de copeau maxi n'est pas enlevée pour la même position angulaire à chaque tour.

Pour les essais instables, la courbe moyenne de la Figure III-11 ne correspond plus aux vibrations dues au passage de l'outil dans la matière. Cette constatation a conduit à la mise en place de critère de stabilité de l'usinage expliqué dans le paragraphe III-3.3.c.

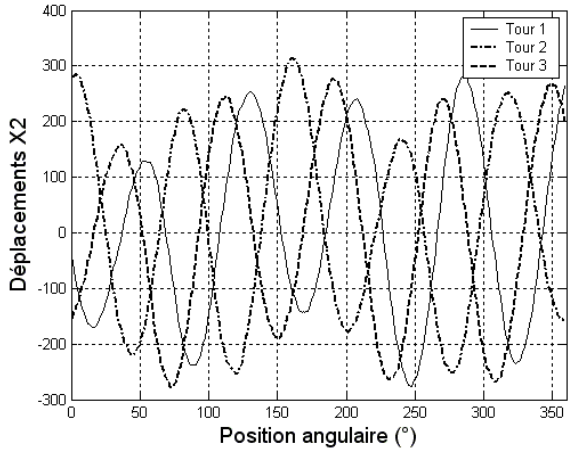



*Figure III-10 : Cas instable*

*ap=0,25 mm N=8500 tr/min*

*Tracé des trois premiers tours de l'enregistrement des déplacements du capteur X1.*

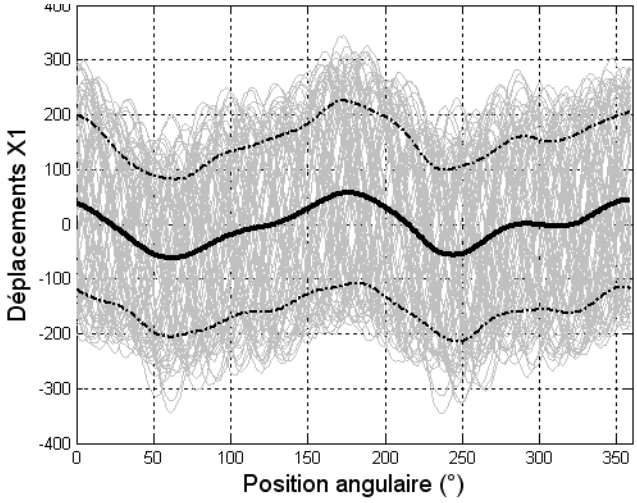



*Figure III-11 : Cas instable*

*ap=0,25 mm N=8500 tr/min*

*Superposition des déplacements suivant X1 pour chacun des 77 tours mesurés (courbes grises).*

*Moyenne du déplacement pour chaque point de mesure (courbe noire).*

*Moyenne ± l'écart type (courbes discontinue).*

## 3.2. Analyse du déplacement de l'outil dans le plan

En plus de l'étude sur un axe, le fait d'effectuer des mesures sur 2 axes permet de reconstituer la trajectoire de l'outil dans le plan des axes X et Y de la machine.

### 3.2.a. Un tour outil

Pour les essais stables, il est possible de déterminer la "trajectoire" moyenne de l'outil due aux vibrations sur un tour outil comme le montre la Figure III-8. Avec ces amplitudes moyennes sur chacun des axes de mesure, il est possible de reconstruire les trajectoires de l'outil dans le plan.

Comme cela a été évoqué dans le paragraphe III-3.1.a, il est également possible de repérer le passage des deux dents de la fraise dans la matière comme le montre la Figure III-12. L'existence du faux rond implique que les dents ne prennent pas la même quantité de matière et que les déplacements ne sont pas les mêmes. La Figure III-12 montre les déplacements moyens de l'outil sur un tour d'outil pour chacun des axes X et Y en haut à gauche, pour la norme des déplacements sur les axes X et Y en bas à gauche et dans le plan X/Y à droite. Les points de différentes couleurs sont présents pour indiquer la correspondance entre ces trois graphiques.

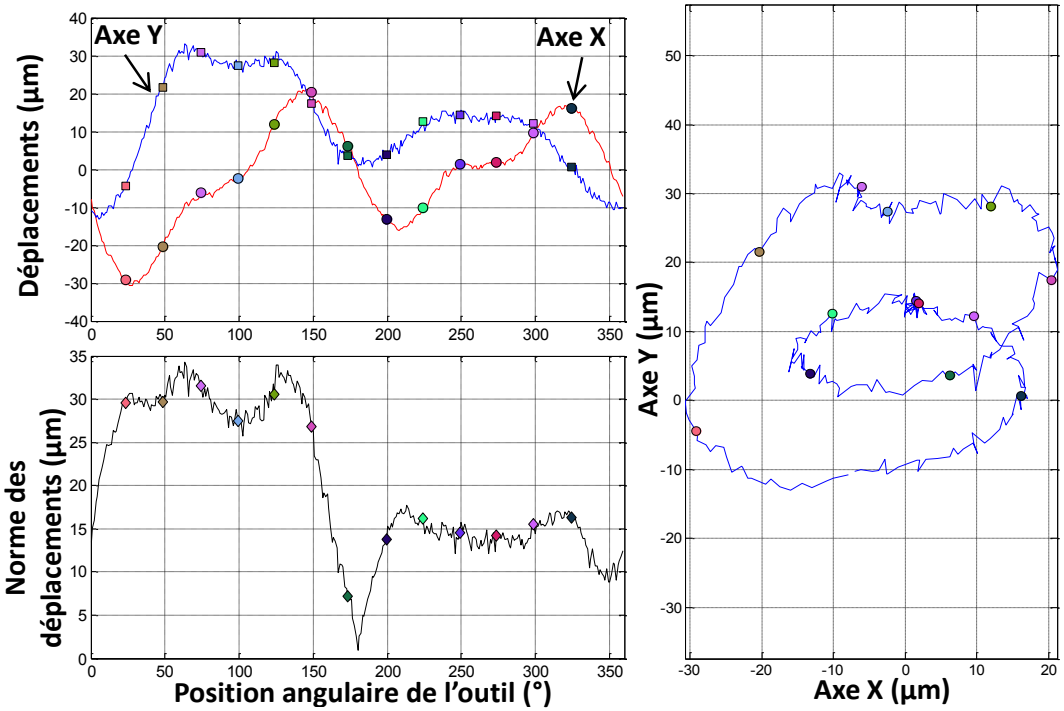



*Figure III-12 : Déplacements moyen de l'outil sur un tour. Sur chacun des axes (en haut à gauche), pour la norme des déplacements sur les axes X et Y (en bas à gauche) et dans le plan (à droite).*

Dans ce cas, la différence entre les déplacements de la dent n°1 et de la dent n°2 est d'environ 15µm. Un calcul très simplifié donne pour ap=0.15mm et un faux-rond des dents

mesuré de 0.1mm (fraise à plaquette) une différence de section coupée maximum de 0.015mm². En appliquant un coefficient spécifique de coupe Kc=3000Mpa pour un acier et ce type de plaquette (valeur issue d'autres études réalisées avec cette fraise), la variation d'efforts de coupe entre les deux dents sera de 45N environ. Si la raideur de l'outil est considérée égale à k=3.75N/m (voir paragraphe III-4.3.c) au niveau du plan de mesure, cela donne une différence de déplacement de chacune des dents de 12µm ce qui est en accord avec la différence observées de 15µm.

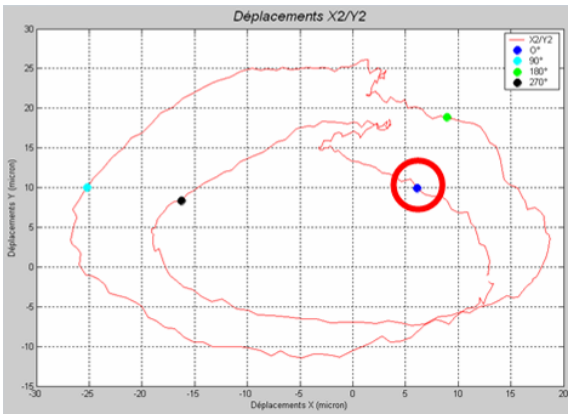
### *3.2.b. Passage d'une dent dans la matière*

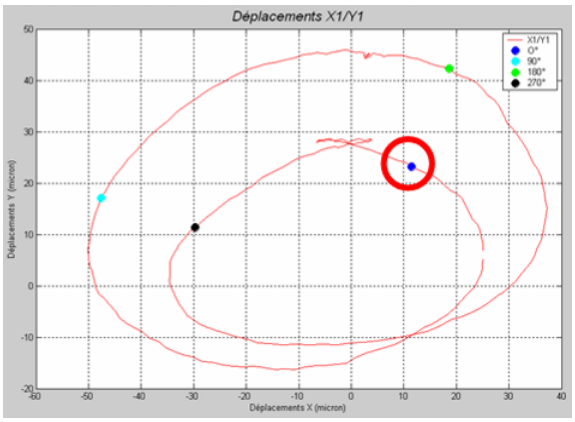
Grâce au signal de Top Tour, et en connaissant la position angulaire des deux arêtes de coupe par rapport à celui-ci (voir paragraphe III-2.2), il est possible de corréler les trajectoires dans le plan X Y avec les positions angulaires caractéristiques de l'opération d'usinage.

Les figures suivantes montrent pour des positions successives des dents les déplacements de l'outil mesurés pour un tour d'outil et dans deux plans de mesure. Les positions exposées ici sont :

- Les deux instants d'entrée des dents dans la matière sur la Figure III-13 et la Figure III-15.
- Les instants où une seule des dents se trouve en pleine matière (ou position angulaire qui correspond au copeau maximum) sur la Figure III-14 et la Figure III-16.
- Enfin un instant particulier 45° environ avant la sortie des dents de la matière sur la Figure III-17.

Pour chaque position caractéristique des arêtes de coupe, les points correspondants sont entourés en rouge et la position de l'arête par rapport à la rainure est illustrée sur les petits graphiques. De même, les trajectoires des dents sont tracées dans les deux plans, inférieur (Déplacements X1/Y1 à droite) et supérieur (Déplacements X2/Y2 à gauche).



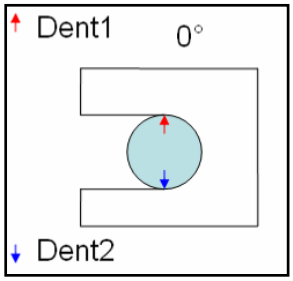
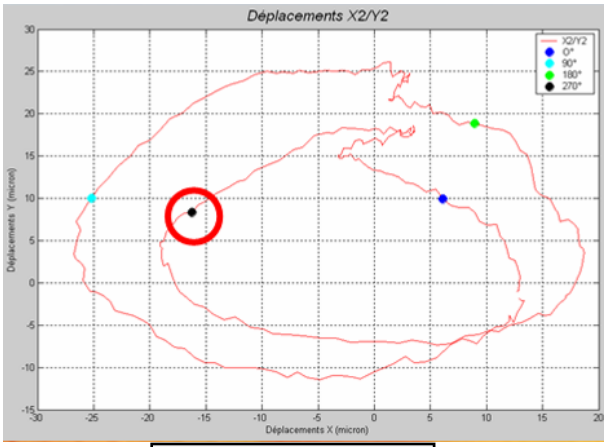
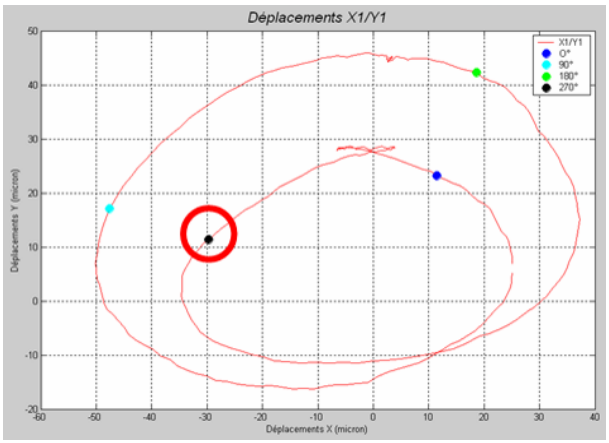




*Figure III-13 : Déplacements de l'outil lorsque la première arête de coupe entre dans la matière dans le plan supérieur (gauche) et inférieur (droite).*



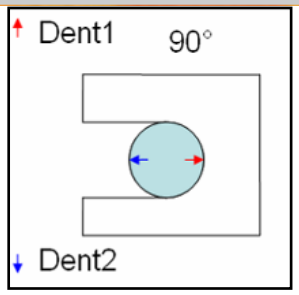
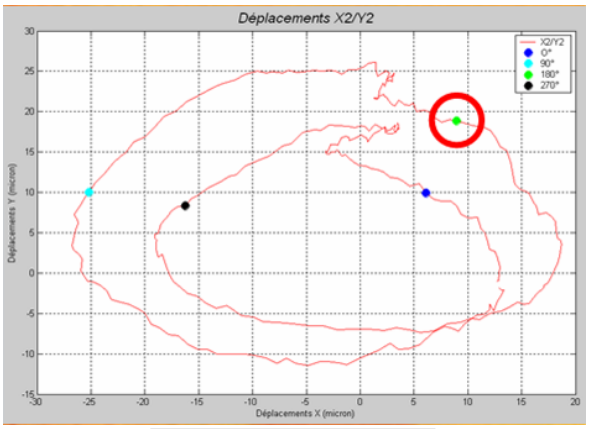
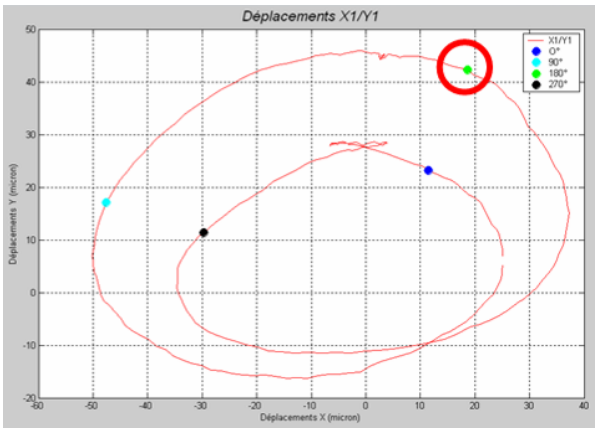




*Figure III-14 : Déplacements de l'outil lorsque la première arête de coupe est en pleine matière dans le plan supérieur (gauche) et inférieur (droite).*



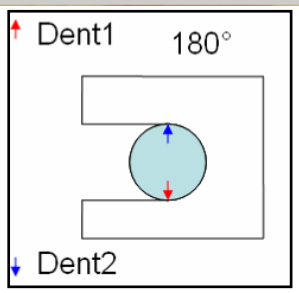
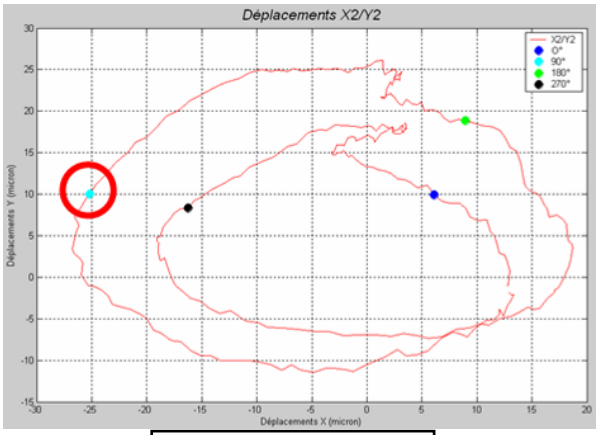
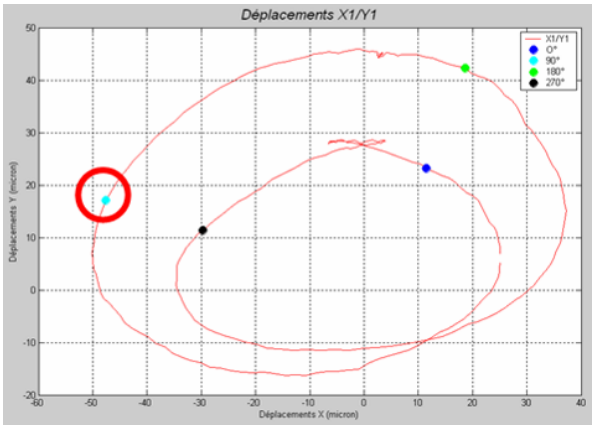




*Figure III-15 : Déplacements de l'outil lorsque la deuxième arête de coupe entre dans la matière.*



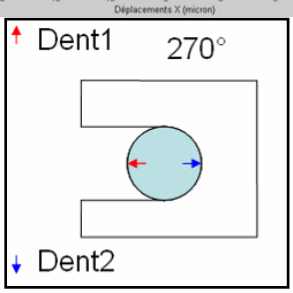




*Figure III-16 : Déplacements de l'outil lorsque la deuxième arête de coupe est en pleine matière.*

Lors du tracé des trajectoires de l'outil dans les deux plans X/Y, deux trajectoires distinctes sont observées. Le fait d'observer deux trajectoires qui correspondent chacune au passage d'une dent dans la matière indique que les deux dents de la fraise n'usinent pas de la même manière.

Cela s'explique par le fait que le faux rond au niveau des arêtes de coupe entraîne une épaisseur de copeau maximum usinée différente pour chacune des deux dents. Cette

variation d'épaisseur entraîne une variation des efforts de coupe et donc des déplacements de l'outil.

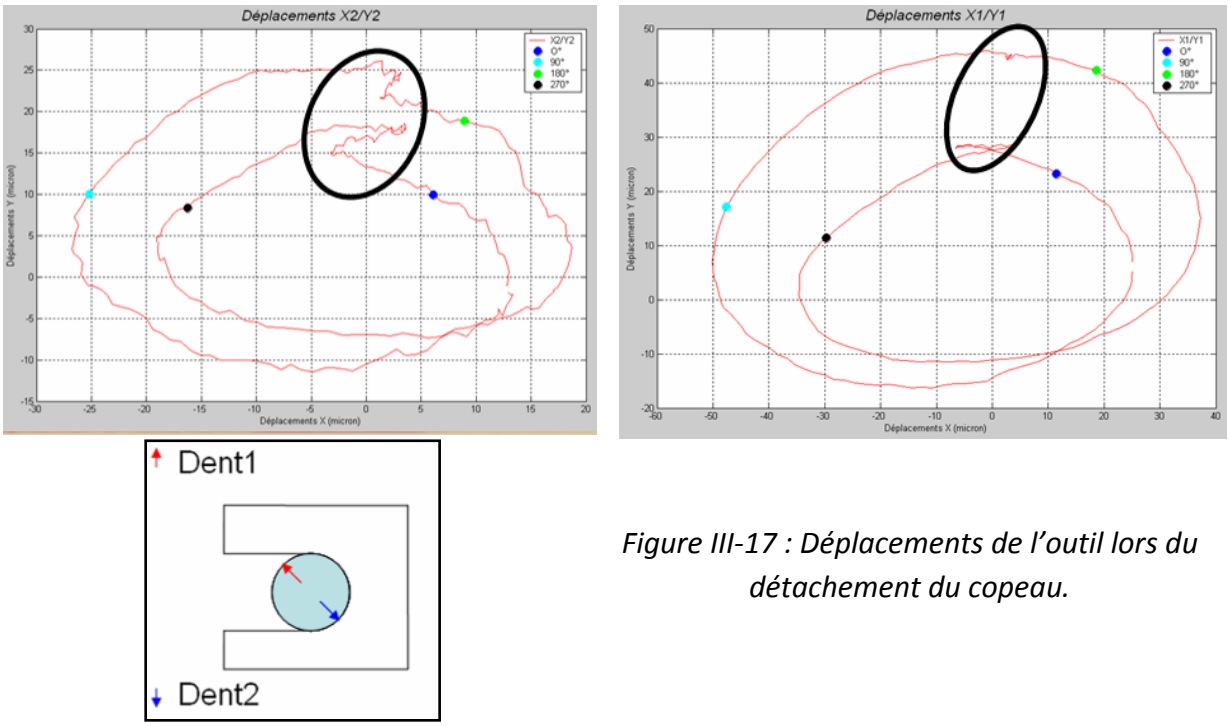



*Figure III-17 : Déplacements de l'outil lors du détachement du copeau.*

Sur le tracé, il apparaît également une zone, entourée en noir sur la Figure III-17, qui correspond à une position angulaire intermédiaire. Elle coïncide avec un angle de 45° avant la sortie de la dent de la matière. Le fait que la trajectoire de l'outil subisse de tels soubresauts pourrait provenir de la séparation du copeau de la pièce. Au moment où le copeau se détache de la matière, il y a une chute des contraintes exercées sur l'outil ce qui provoque un comportement qui peut être qualifié d'anormal de celui-ci.

### *3.2.c. Stabilité dans le plan*

Le paragraphe 3.1.b relate l'étude de la stabilité à partir des déplacements d'outils mesurés sur un axe, chaque axe étant traité indépendamment. Mais il est également possible de mettre en évidence cette instabilité en étudiant les déplacements dans le plan. Les figures III-18 III-19 illustrent plusieurs exemples de mesures de déplacements dans le plan pour des usinages stables et instables.

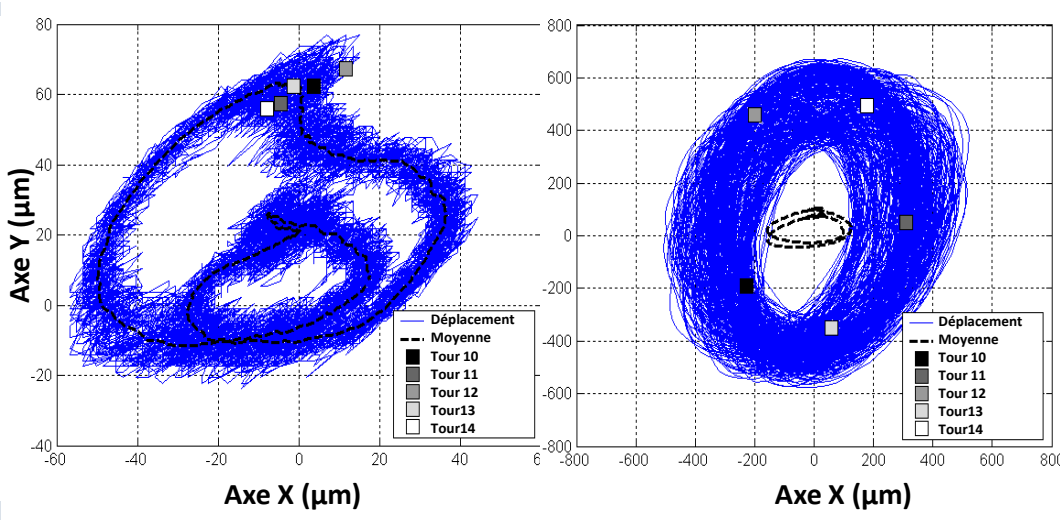



*Figure III-18 : Déplacements outil dans le plan pour un cas stable à gauche (ap=0.15 mm N=9000 tr/min) et instable à droite (ap=0.4 mm N=9000 tr/min). Tracé de tous les tours superposés (bleu). Tracé du déplacement moyen sur un tour (pointillés). Position de l'axe outil pour une position angulaire donnée sur 5 tours consécutifs* [COSTES2008].

Les constatations sont là encore semblables à celles qui sont effectuées au paragraphe 3.1.b.

- Premièrement, l'amplitude des signaux est beaucoup plus importante dans le cas d'un usinage instable ; ici l'outil a des mouvements d'une amplitude d'environ 1.2 mm suivant l'axe Y et 1 mm suivant l'axe X, ce qui est considérable. Quand à l'usinage stable, l'amplitude des mouvements est d'environ 0.09 mm suivant Y et 0.1 mm suivant X. la Figure III-19 illustre bien ce point de vu en montrant à travers deux tailles de fenêtres différentes l'amplitude des déplacements pour deux usinages avec des conditions de coupe différentes.
- Deuxièmement, comme cela a déjà été constaté sur les figures III-8 et III-11, dans le cadre d'un usinage stable, la courbe moyenne est représentative de la trajectoire réelle de l'outil sur un tour alors qu'elle ne l'est pas pour un usinage instable.
- Enfin, la position de l'axe outil pour une position angulaire donnée est également intéressante. Si l'usinage est instable, pour un angle fixe, l'axe outil n'est pas au même endroit après plusieurs tours consécutifs.

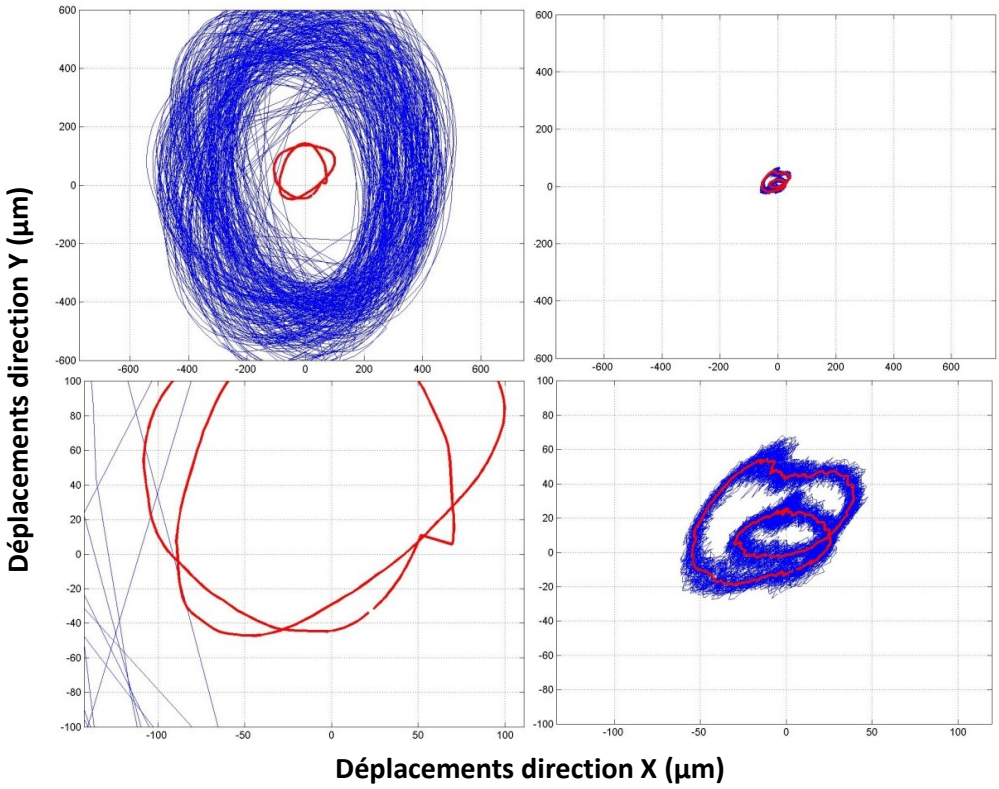


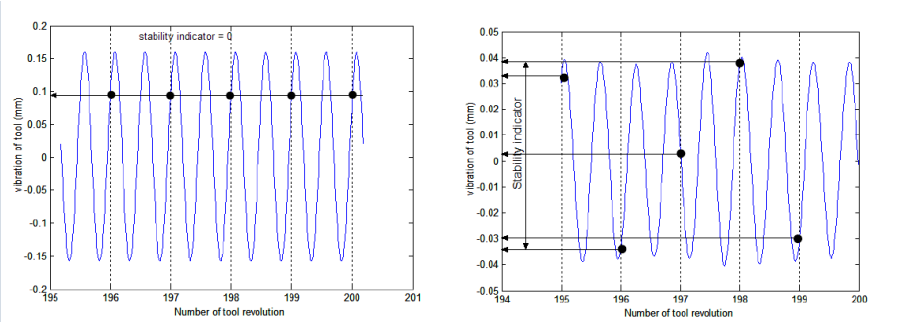

*Figure III-19 : Tracé des déplacements du centre outil pour un cas stable à droite (ap=0.15 mm N=11000 tr/min) et instable à gauche (ap=0.35 mm N=12000 tr/min), vus avec 2 tailles de fenêtres différentes. En haut 1.2x1.2 mm et 0.2x0.2 mm en bas.*

## 3.3. Critère de qualification de l'usinage

A la suite des constatations du paragraphe précédent, une étude plus poussée sur les différents critères de qualification d'un usinage à partir de la mesure de déplacement d'outil a été faite. Malgré les nombreuses études effectuées sur la stabilité dans le cadre du fraisage, une seule développant un critère quantitatif de la stabilité de l'usinage dans le cadre de la mesure des déplacements a été identifiée. Ce critère développé par Paris et Peigné [PARIS2006] et montré Figure III-20 se rapproche des travaux effectués ici puisqu'il est basé sur la détection de la régularité, ou l'irrégularité, de l'usinage en fonction de la stabilité de celui-ci.

Un autre critère développé par Campomanes [CAMPOMANES2003] est basé sur la variation de l'épaisseur de copeau entre l'usinage théorique parfait et l'usinage réel. Cependant, ce critère n'est appliqué que pour déterminer la stabilité lors des simulations temporelles, il peut être rapproché du critère de régularité traité dans le paragraphe III-3.3.e.

Kuljanic [KULJANIC2008] a quand à lui développé plusieurs critères non spécifiques à une catégorie de capteurs. Ces critères à la fois dans le domaine temporel et fréquentiel permettent de combiner les approches faites avec des capteurs très différents comme : une platine dynamométrique de mesure d'efforts, des capteurs d'émission acoustique et des accéléromètres.




Stability indicator = 0 Machining is stable Stability indicator >0 Machining is unstable

*Figure III-20 : Critères de stabilité développés par Paris et Peigné* [PARIS2006].

Dans cette partie, différents attachements de fraisage (noté ici A1 à A4) ont été testés, le but étant de trouver le meilleur, celui offrant la plus grande stabilité en l'usinage. Cinq points ont été mis en évidence et traités ici :

- L'amplitude du signal.
- La flexion de l'outil.
- Un critère de stabilité.
- Le critère de visualisation du déphasage.
- La régularité du signal sur un tour.

### 3.3.a. Amplitude maximum du signal de déplacement

L'amplitude maximale du signal pendant l'usinage est l'élément le plus simple à extraire de l'enregistrement. Cette quantité correspond à l'amplitude des vibrations pendant l'usinage, c'est une conséquence des contraintes " dynamiques " sur l'outil. Elle a une influence directe sur l'état de surface généré par l'opération d'usinage. Cependant, dans certain cas, des usinages stables mais ayant de fortes amplitudes ont été observés.

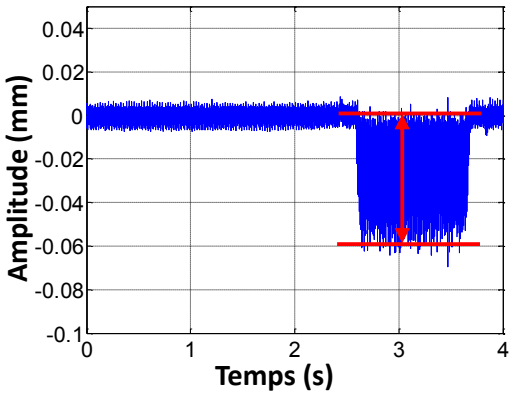



*Figure III-21 : Mesure de l'amplitude des vibrations lors de l'usinage.*

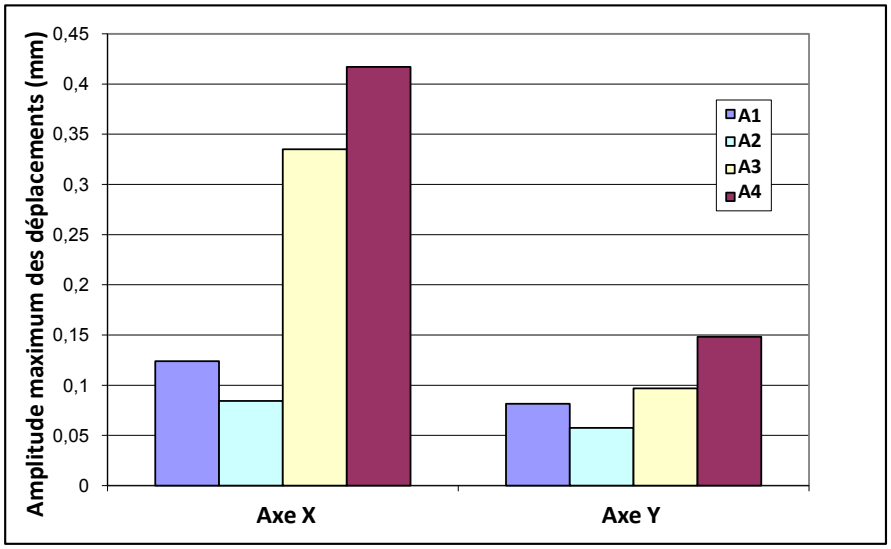



*Figure III-22 : Amplitude maxi du signal de vibration d'outil sur les 2 axes de mesure pour chacun des attachements testés (axe X: axe d'avance et axe Y: perpendiculaire à l'avance).*

Lors d'autres essais, un balayage d'une carte de lobes de stabilité a été effectué en recherchant pour chaque vitesse de rotation (variation de 500tr/min en 500tr/min) la limite de stabilité de l'usinage en augmentant la profondeur de passe.

Il a été remarqué que pour des essais correspondants à des lobes de stabilité, les vibrations pouvaient atteindre des valeurs très importantes sans pour autant que l'usinage devienne instable. Des cas considérés comme stables ou intermédiaires lors d'un usinage dans un lobe de stabilité peuvent avoir une amplitude équivalente à des cas instables voir très instables lors d'un usinage en dehors d'un lobe de stabilité.

Par contre, lors de l'usinage dans un lobe de stabilité, dès l'instant où la limite de stabilité est franchie, l'amplitude des vibrations augmente de façon très rapide et très

dangereuse. Ces fortes amplitudes de déplacements ont été constatées lors d'un essai à *ap= 0,79 mm* et *N= 12 000 tr/min*.

L'utilisation des niches que représentent les lobes de stabilité est donc recherchée mais très dangereuse pour deux raisons principales :

- Premièrement, l'usinage reste stable jusqu'à des profondeurs de passe importantes, mais les vibrations de l'outil ont une amplitude importante (voir la Figure III-23). Pour les essais à 7000 et 9000 tr/min (hors lobes de stabilité), des amplitudes de vibration de 100µm correspondent à des essais instables alors que les essais à 12000 et 8500 tr/min (lobes de stabilité), les essais restent stables pour des vibrations d'outil de 100µm voir plus. Ceci entraîne de fortes sollicitations en fatigue de la broche et de la machine.
- Deuxièmement, la moindre variation dans le phénomène de coupe peut faire basculer l'usinage dans le domaine instable et entraîner des vibrations très importantes (celle-ci peuvent être multipliée d'un facteur 10). Cela est visible sur la Figure III-23 où pour les tests à 12000 et 8500 tr/min qui correspondent à des lobes de stabilité, l'usinage reste stable puis se dégrade très rapidement.

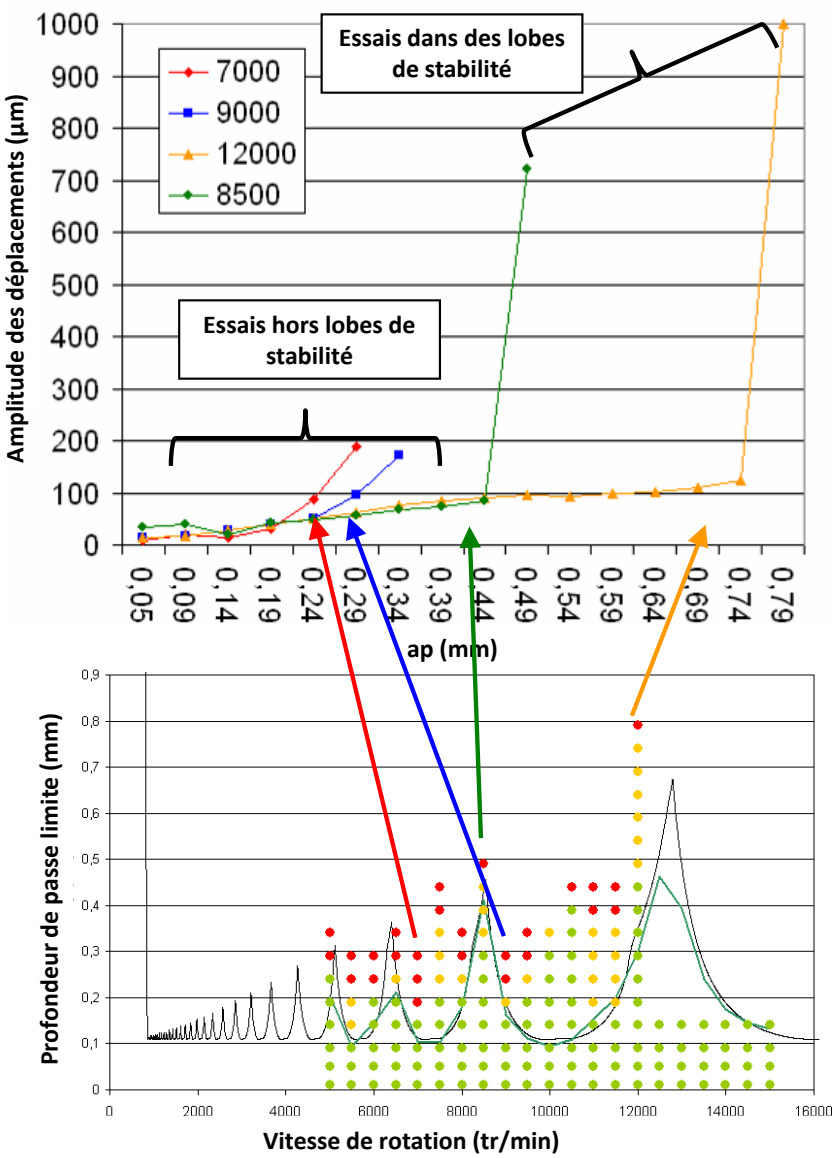



*Figure III-23 : Variation de l'amplitude des vibrations suivant les essais lors d'une augmentation de la profondeur de passe pour plusieurs vitesses de rotation.*

### 3.3.b. Flexion de l'outil

La flexion de l'outil correspond quand à elle à la contrainte " statique " appliquée sur celui-ci. Elle a pour incidence un non-respect de l'$a_e$ souhaité. La flexion est, comme l'amplitude maximale, un critère très facilement et rapidement calculable.

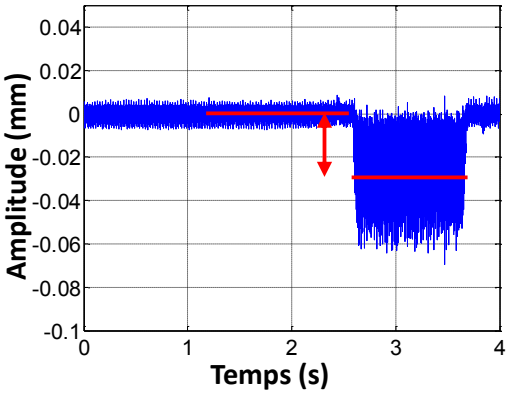



*Figure III-24 : Mesure de la flexion d'outil sur l'enregistrement complet.*

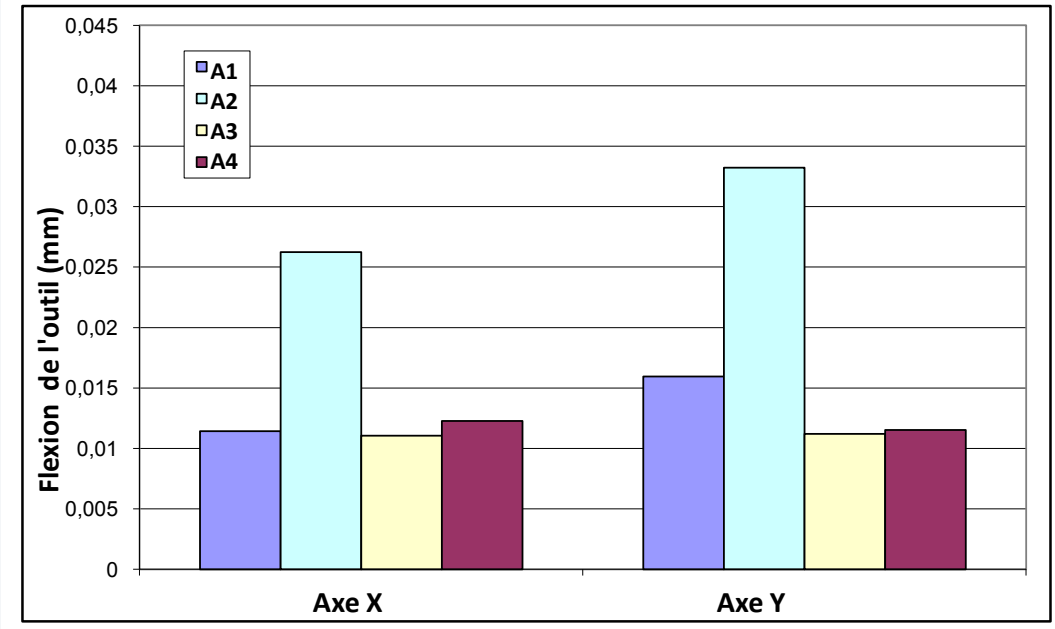



*Figure III-25 : Flexion de l'outil sur les 2 axes de mesure pour chacun des attachements testés (axe X: axe d'avance et axe Y: perpendiculaire à l'avance).*

### 3.3.c. Critère de stabilité

Le critère de stabilité définit ici n'est en rien un critère exhaustif, mais il permet la comparaison des attachements entre eux.

Il consiste à calculer pour chacune des positions angulaires, la dispersion du signal montré sur la Figure III-27. Pour cela l'écart type est calculé pour chaque pas angulaire sur un axe donné. L'Equation III-3 donne la formule pour le calcul de $SX_j$ qui correspond à la dispersion du signal pour la position angulaire *j* sur l'axe X. Avec *Nt* nombre de tour outil sur lequel le calcul est effectué.

Pour ce type de calcul, dans le cas d'un nombre de tour *Nt* important, le critère de stabilité aura mathématiquement tendance à diminuer. Pour éviter cela, il est nécessaire de

choisir un nombre de tours identique pour chaque enregistrement à comparer. Ici, les essais étant effectués avec les mêmes conditions de coupe avec uniquement un changement d'attachement, le nombre de tours considérés est le même et correspond au nombre total de tours d'outil pendant l'essai.

$$SX_j = \sqrt{\frac{1}{Nt-1} \times \sum_{n=1}^{Nt} (X_n - \overline{X})^2} \qquad \text{Equation III-3}$$

$$C1_X = \overline{SX_j} \qquad \text{Equation III-4}$$

Ensuite la moyenne de cette dispersion, exprimée dans l'Equation III-4, est calculée pour chacun des pas angulaire *j*, c'est cette moyenne qui donne le critère de stabilité C1 illustré sur la Figure III-28.

La Figure III-26 montre ce calcul pour chacun des attachements testés. Ce critère peut être calculé grâce à l'amplitude des déplacements, définie par $r_i = \sqrt{X_i^2 + Y_i^2}$, mais il a été choisit de traiter les axes de manière indépendante pour mieux mettre en évidence la dissymétrie de l'opération d'usinage.

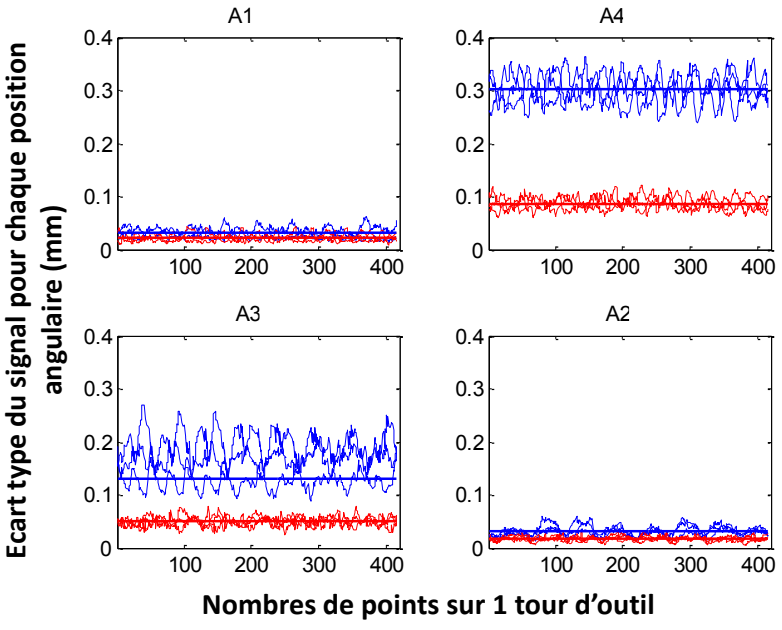



*Figure III-26 : Calcul de la dispersion pour chaque position angulaire de l'outil et pour chaque attachement testé sur l'axe d'avance (rouge) et sur l'axe perpendiculaire à l'avance (bleu).*

*Calcul effectués sur 115 tours d'outil. Le critère de stabilité C1 (la moyenne de la dispersion) est représenté par la droite horizontale continue pour chacun des axes.*

Cette dispersion est proportionnelle à la régularité de l'usinage et donc à sa stabilité voir la Figure III-27. Ces constations et ce calcul peuvent être rapprochés des observations faites au paragraphe III-3.1.b et des Figures III-8 et III-11.

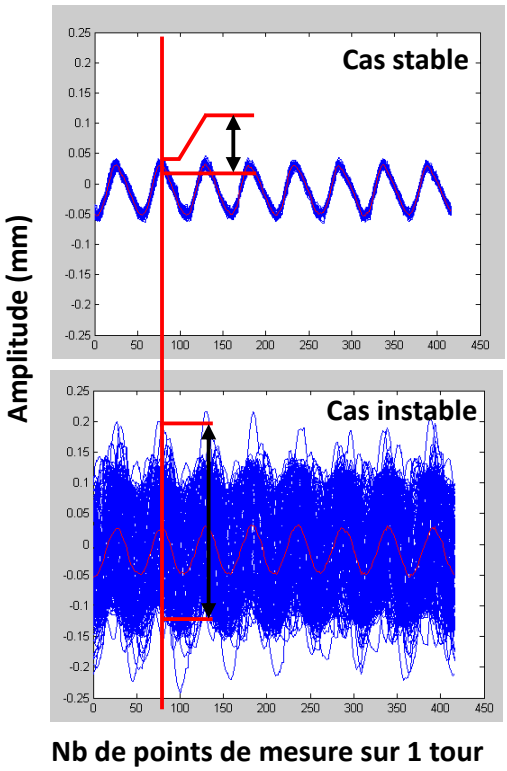



*Figure III-27 : Calcul du critère de stabilité pour 2 usinages, l'un stable (attachement A1) et l'autre instable (attachement A2) avec un outil 8 dents.*

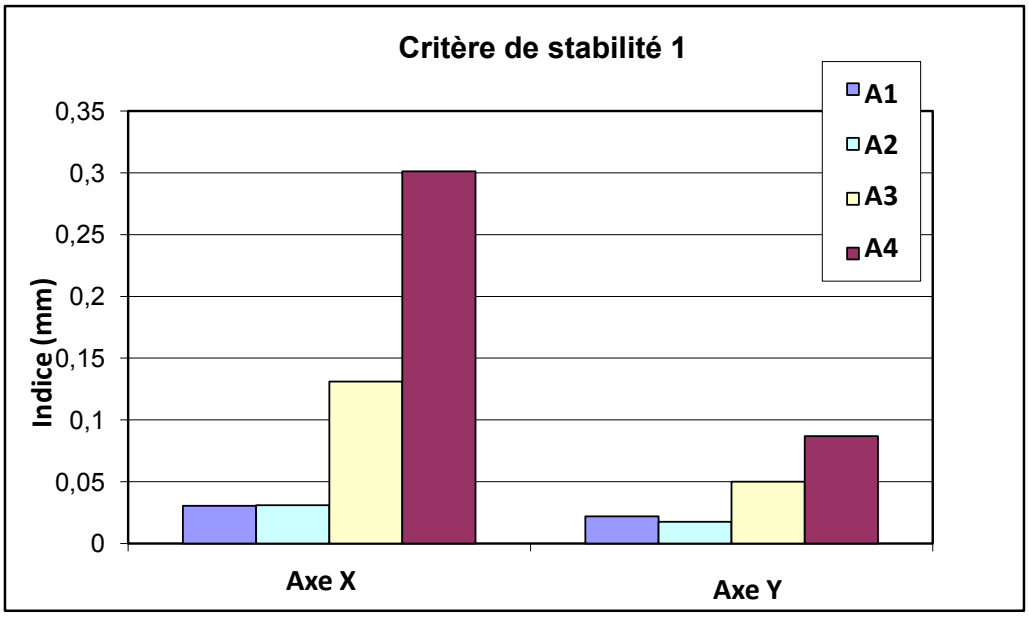



*Figure III-28 : Critère de stabilité pour chaque outil sur les 2 axes de mesure pour chacun des attachements testés.*

### 3.3.d. Critère de visualisation du déphasage

Pour visualiser le déphasage observé dans le paragraphe 3.1.b-iii, un autre critère a été recherché. Pour cela, il a été décidé de rechercher la position angulaire du maximum de déplacement pour chaque tour d'outil. Cela correspond à rechercher la position angulaire de l'outil pour laquelle la dent usinant le plus va être au copeau maximum. Cette démarche est effectuée pour chacun des capteurs utilisés et pour chaque essai. En regardant pour un essai la répartition de la position angulaire des maximums, cela donne une image de la stabilité de l'usinage :

- Si l'essai est stable la position de ce maximum est identique sur les différents tours mesurés.
- Si l'essai est instable, cette position angulaire varie de manière importante.

La Figure III-29 montre ces répartitions pour deux essais ; l'un stable, les maxima sont confinés sur une plage angulaire faible, l'autre instable, les maxima sont répartis sur un grand nombre de positions angulaires.

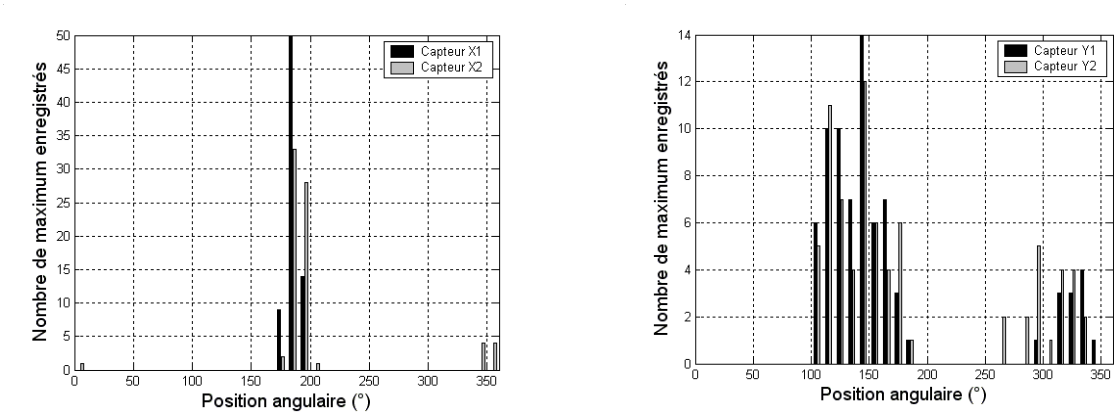



*Figure III-29 : Répartition angulaire du nombre de maxima pour un cas stable (ap=0.15 mm N=9000 tr/min) à gauche et pour un cas instable (ap=0.25 mm N=8500 tr/min) à droite.*

### 3.3.e. Régularité de l'usinage sur un tour

Dans cette partie, la régularité de passage des dents dans la matière a été étudiée. Il est intéressant d'observer que chacune des dents n'usine pas la même quantité de matière. Par contre, il a été remarqué que cela n'impliquait pas forcément une instabilité de l'usinage. La Figure III-30 montre ces variations pour deux attachements :

- Pour l'attachement A2, une forte irrégularité est observée. La source probable de cette irrégularité est que l'attachement travaille beaucoup en flexion, l'outil étant contraint sur la surface, il a tendance à " rebondir " sur celle-ci ce qui implique cette irrégularité pour chacune des dents.
- Pour l'attachement A1, les vibrations sont très régulières. Cela vient du fait que l'outil fléchit peu, l'usinage est plus régulier, la section coupée est la même pour chacune des dents.

Ici, le calcul est effectué sur le signal moyen de déplacement par tour, ce sont les courbes rouges sur la Figure III-30. Connaissant le nombre de dents de l'outil, ici un outil 8 dents, il est possible d'isoler le passage de chacune des dents dans la matière. Ensuite l'amplitude maximale des déplacements, notée $AX_n$ et $AY_n$, est calculée pour chaque dent *n* et sur chaque axe. Enfin, l'écart type sur les 8 dents est calculé. L'Equation III-5 détaille le calcul du critère sur l'axe X avec *Nz* le nombre total de dents. Un exemple d'application de ce critère de régularité est donné Figure III-31.

$$Cr_x = \sqrt{\frac{1}{Nz-1} \times \sum_{n=1}^{Nz} (AX_n - \overline{AX})^2} \qquad \text{Equation III-5}$$

Ce critère met très bien évidence l'irrégularité constatée sur les signaux enregistrés dans le sens de l'avance lors des essais avec l'attachement A2 et illustrés dans la Figure III-30. Comme pour les critères précédents, le fait de traiter les axes de manière indépendante permet de mieux mettre en évidence la dissymétrie de l'opération d'usinage.

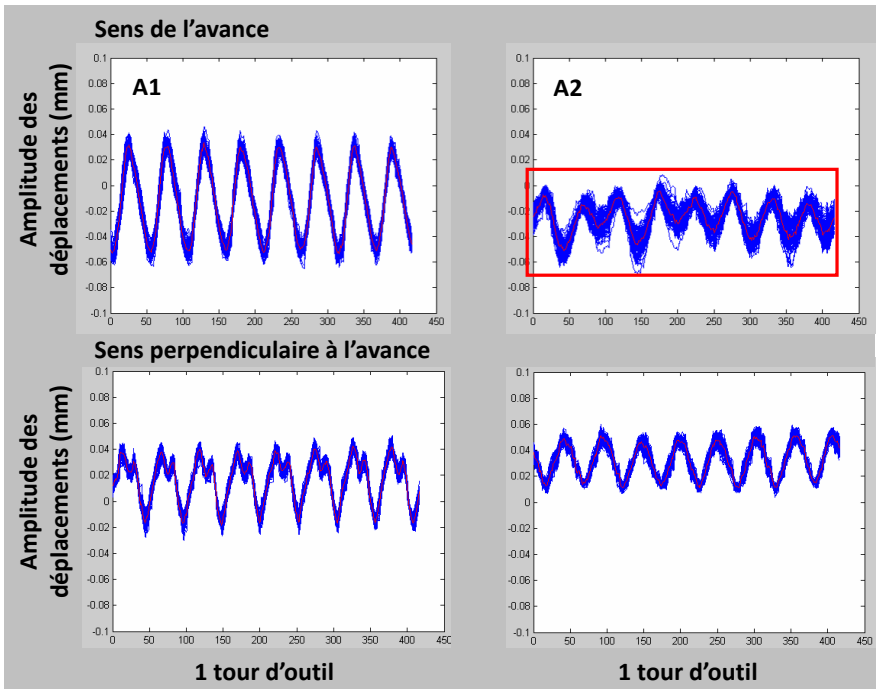



*Figure III-30 : Régularité sur un tour outil, passage des 8 dents dans la matière, comparaison des attachements A1 et A2 dans le sens de l'avance (ligne supérieure) et dans le sens perpendiculaire à l'avance (ligne inférieure).*

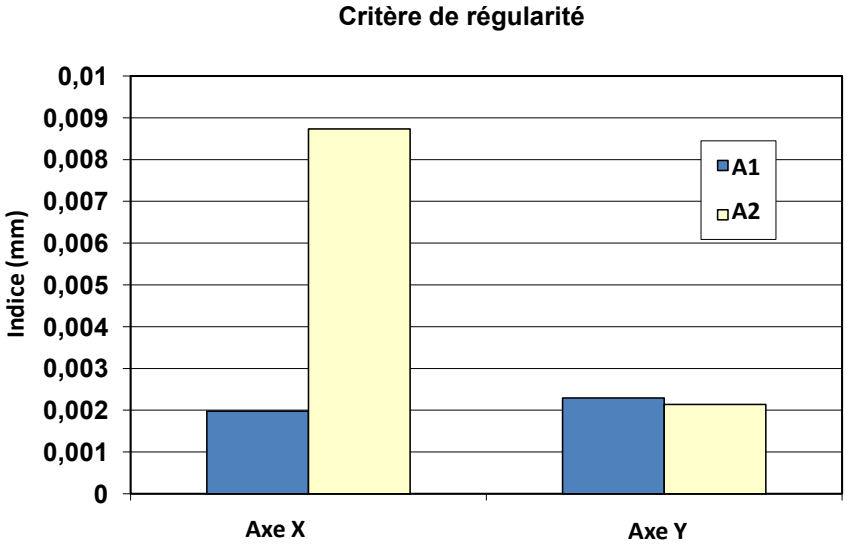



*Figure III-31 : Critère de régularité de l'usinage sur un tour outil pour les 2 attachements étudiés.*

# 4. Efforts de coupe

## 4.1. Introduction

La mesure des efforts de coupe en fraisage est l'un des moyens les plus utilisés pour qualifier un usinage. Les moyens les plus sûrs d'après Byrne [BYRNE1995] et utilisés dans la plupart des circonstances sont les platines de mesure dynamométriques. Elles sont très précises, faciles à mettre en œuvre, mais cependant elles présentent deux inconvénients :

- Elles s'interposent entre la pièce et la table de la machine. Cela introduit donc un biais dans le procédé, la pièce n'est pas maintenue de manière aussi rigide comparée à un montage d'usinage spécifique.
- Elles ont tendance à vibrer. Le principe de fonctionnement de ce moyen de mesure introduit une souplesse entre la pièce et la table au niveau de laquelle sont positionnés des capteurs piézo-électriques. Dans le cas d'une sollicitation de ces capteurs à des fréquences de passage de dents trop importantes la platine de mesure d'efforts a tendance à vibrer comme un accéléromètre sous l'effet de sa propre inertie. Ceci provoque l'apparition de signaux qui ne correspondent pas à des efforts réellement appliqués sur la pièce. Une alternative à ce problème serait de compenser ces efforts inertiels comme cela est fait par Larue et Lapujoulade [LARUE2007] [LAPUJOULADE1997] [LAPUJOULADE1998]. La fréquence de résonnance de la platine est donnée pour 3.5kHz [Kistler2003] mais après avoir fait des tests lorsque celle-ci est montée sur machine pièce fixée, la fréquence maximale exploitable est au maximum de 1kHz.

Albrecht, Park et Altintas [ALBRECHT2005] [PARK2003] [PARK2004] [PARK2006] ont effectué des tests avec des capteurs de déplacement sans contact dans le but de trouver un moyen de mesure alternatifs aux platines dynamométriques. Le dispositif de mesure utilisé repose sur des capteurs de déplacement capacitifs qui présentent une bande passante faible de l'ordre de 350Hz. En traitant les signaux obtenus par l'intermédiaire d'un filtre de Kalman, ils obtiennent une mesure des efforts de coupe à une fréquence de l'ordre de 1000Hz.

Le principe de calcul des efforts de coupe à partir des mesures de déplacements d'outil mise en œuvre ci-après est une forme dérivée de ces travaux.

## 4.2. Principe de calcul des efforts de coupe

L'idée est d'utiliser l'information délivrée par les capteurs de déplacement sans contact pour recalculer les efforts de coupe. L'avantage principal est que les capteurs de déplacements ne sont ni en contact avec l'outil ni en interaction avec la pièce (ici, les tests sont effectués sur une pièce rigide) et donc ne perturbent par l'opération d'usinage.

Le passage du domaine des déplacements au domaine des efforts de coupe nécessite de connaître l'effort d'excitation (effort exercé sur l'outil) en fonction de la réponse observée (déplacement de l'outil).

La caractérisation dynamique du système outil-broche-machine appelé sonnage, et expliquée en détail dans le paragraphe III-4.3, permet d'obtenir la Fonction de Réponse en Fréquence (FRF) du système (voir paragraphe III-4.3.a). Cette FRF correspond à la réponse du système (déplacement de l'outil) à un effort d'excitation (effort exercé sur l'outil), c'est-à-dire l'inverse de ce qui est nécessaire pour le calcul. Donc connaissant la FRF du système, le calcul se déroule comme suit et comme expliqué sur la Figure III-32 :

- Premièrement : les déplacements de l'outil sont mesurés dans le domaine temporel.
- Deuxièmement : le signal enregistré est transposé dans le domaine fréquentiel pour ensuite permettre l'utilisation de la FRF.
- Troisièmement : Le signal dans le domaine fréquentiel est multiplié par l'inverse de la Fonction de Réponse en Fréquence (FRF) du système pour calculer les efforts de coupe dans le domaine fréquentiel.
- Quatrièmement : Une fois les efforts de coupe connus dans le domaine fréquentiel, il ne reste plus qu'à repasser dans le domaine temporel où il sera alors possible de les comparer avec les efforts de coupe mesurés ici grâce à une platine dynamométrique *Kistler 9257* [Kistler2003].

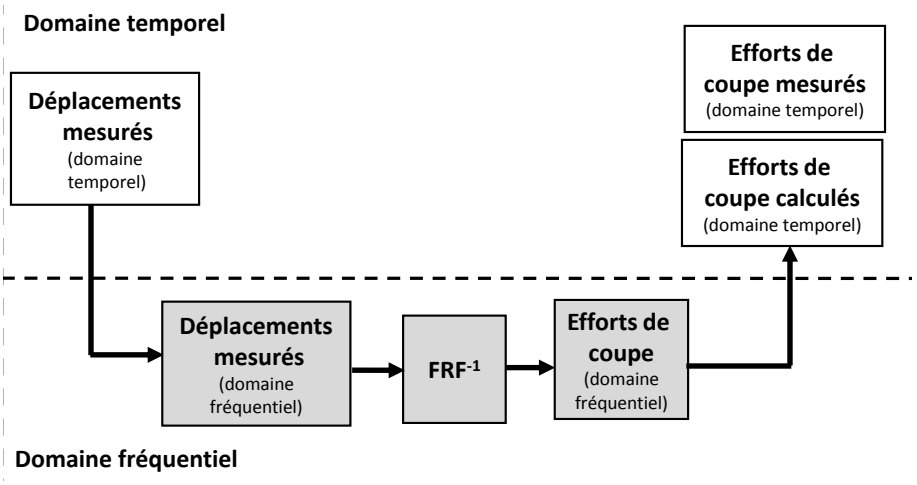



*Figure III-32 : Principe de calcul des efforts de coupe à partir des déplacements d'outils.*

## 4.3. Caractérisation du système Outil-Broche-Machine

La caractérisation des paramètres dynamiques d'un système mécanique quel qu'il soit (ici le système outil-broche-machine) se fait par l'intermédiaire d'une expérimentation appelée sonnage.

Le sonnage d'un système mécanique, quel qu'il soit, consiste à le soumettre à une excitation connue et à observer sa réponse. L'excitation est effectuée grâce à un marteau instrumenté ; ce marteau comporte à son extrémité un capteur d'effort qui permet de connaître l'effort d'entrée délivré au système. La réponse du système est généralement mesurée grâce à un accéléromètre (d'autres capteurs peuvent également être utilisés comme des capteurs de déplacement sans contact).

Le matériel nécessaire à ce type d'analyse est le suivant :

- Un ordinateur muni d'une carte d'acquisition et d'un logiciel de traitement du signal permettant de calculer le Fonction de Réponse en Fréquence.
- Un marteau instrumenté avec capteur d'effort.
- Un accéléromètre (ou autre capteur) pour mesurer la réponse du système à la sollicitation.

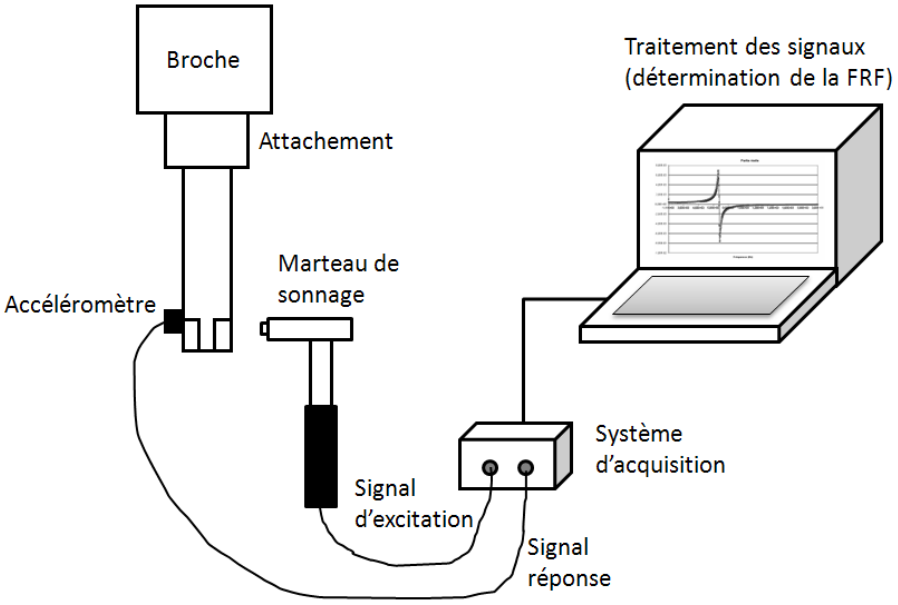



*Figure III-33 : Schéma de principe du sonnage d'un système outil-broche-machine.*

Pour diminuer les erreurs de mesure lors du sonnage, celui-ci a été effectué alors que l'outil était monté dans la broche pour déduire la FRF de l'ensemble. Ensuite, le capteur réponse a été placé au niveau du plan de mesure et l'effort d'excitation a été appliqué au niveau des arêtes de coupe comme le montre la Figure III-34. Dans la mesure du possible, la mesure de la réponse a été effectuée grâce aux capteurs de déplacement sans contact.

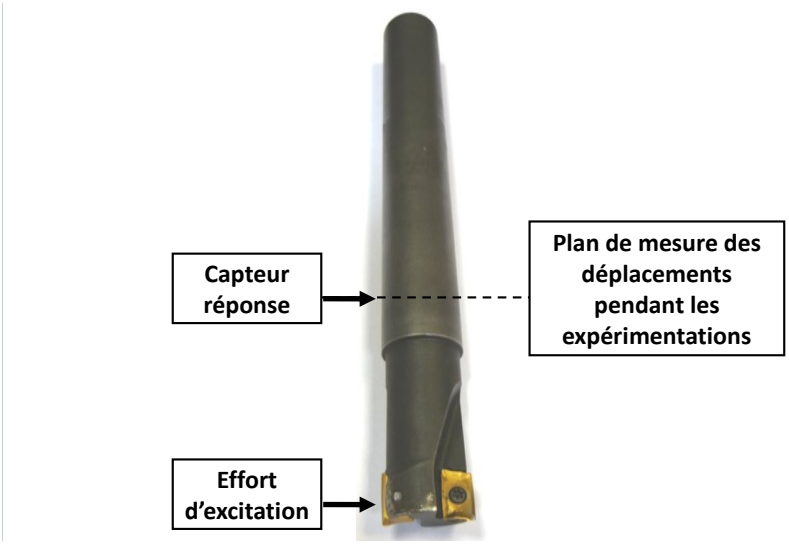



*Figure III-34 : Plans utilisés pour le sonnage de l'outil.*

La pratique du sonnage dépend du logiciel utilisé pour le réaliser, mais se décompose généralement comme suit :

- Tout d'abord une phase d'auto-calibration, elle permet par un sonnage préliminaire de régler les paramètres de plage de mesure des capteurs.
- Plusieurs sonnages successifs pour permettre de moyenner les signaux d'entrée et de sortie.
- Calcul de la Fonction de Réponse en Fréquence.

Les signaux sont enregistrés dans le domaine temporel puis traités dans le domaine fréquentiel. Le détail des calculs effectués est expliqué dans le paragraphe suivant.

### 4.3.a. Calcul de la Fonction de Réponse en Fréquence d'un système

Le calcul de la Fonction de réponse en Fréquence est effectué suivant la méthode exposée par Herlufsen dans [HERLUFSEN1984 a,b]. La Figure III-35 montre de manière simplifiée le principe de calcul des FRF. Les équations suivantes, III-6 à III-9, détaillent ces calculs.

$$H_1(f) = \frac{G_{AB}(f)}{G_{AA}(f)} \qquad \text{Equation III-6}$$

$$H_2(f) = \frac{G_{BB}(f)}{G_{BA}(f)} \qquad \text{Equation III-7}$$

$$|H(f)|^2 = \frac{G_{BB}(f)}{G_{AA}(f)} \qquad \text{Equation III-8}$$

$$\gamma^2(f) = \frac{G_{AB}(f) \times G_{BA}(f)}{G_{AA}(f) \times G_{BB}(f)} = \frac{H_1(f)}{H_2(f)} \qquad \text{Equation III-9}$$

Les différentes FRF exposées ici H, $H_1$ et $H_2$ sont utilisées suivant la qualité des signaux obtenus. Si le signal d'entrée ou de sortie est très bruité suite à l'enregistrement, l'une ou l'autre des définitions sera mieux à même de donner les meilleurs résultats. $H_1$ est préférée lorsque le signal d'entrée (ici le signal du marteau d'impact) est bruité et $H_2$ lorsque le signal de sorti est bruité [HERLUFSEN1984b].

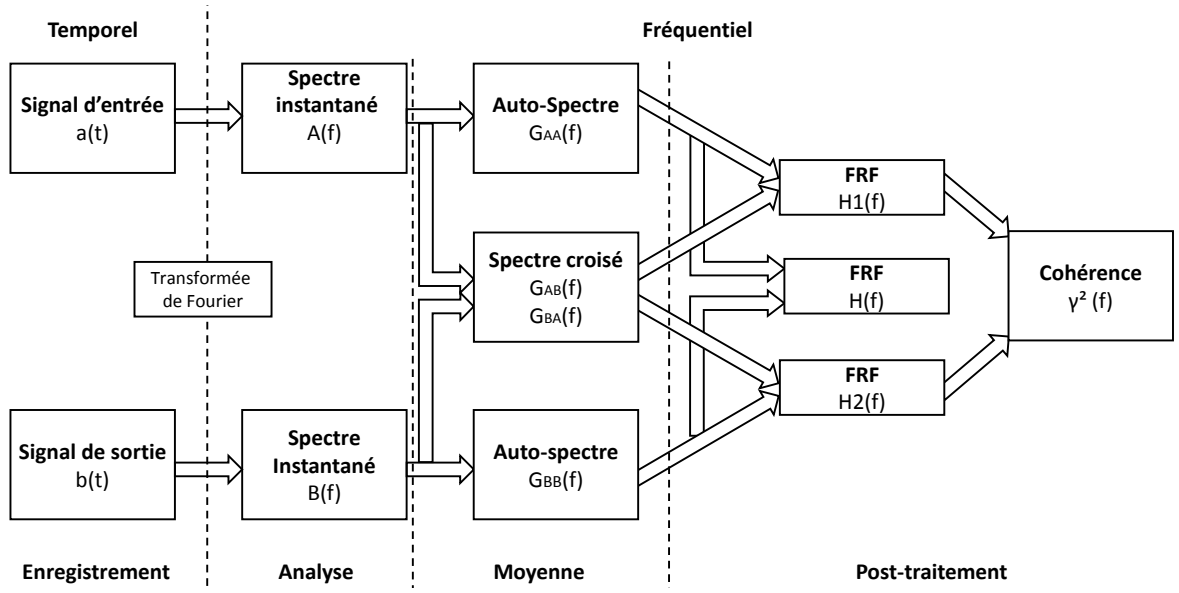



*Figure III-35 : Schéma block simplifié de l'analyse FRF* [HERLUFSEN1984a].

Une fois la Fonction de Réponse en Fréquence obtenue, une phase d'identification du ou des modes propres du système est effectuée.

### *4.3.b. Identification des paramètres de la FRF*

Cette étape consiste à extraire de la FRF les données nécessaires à la modélisation du comportement du système. La Figure III-36 montre une copie d'écran d'un logiciel d'identification de mode propre à partir d'une FRF qui a été développé dans le cadre de ces travaux. Le calcul des caractéristiques dynamiques est fait en 3 étapes :

- Fonction de Réponse en Fréquence obtenue grâce au sonnage.
- Isolation du mode propre principal de la FRF (courbe bleu cadre 1 et 2).
- Calcul des paramètres du modèle associé au mode propre (courbe rouge cadre 2) et optimisation de ces paramètres (courbe verte cadre 2).

Les trois paramètres calculés sont :

- La fréquence propre $f_0$ exprimée en Hz.
- L'amortissement $\xi$ en%
- La raideur statique $k$ en N/m.

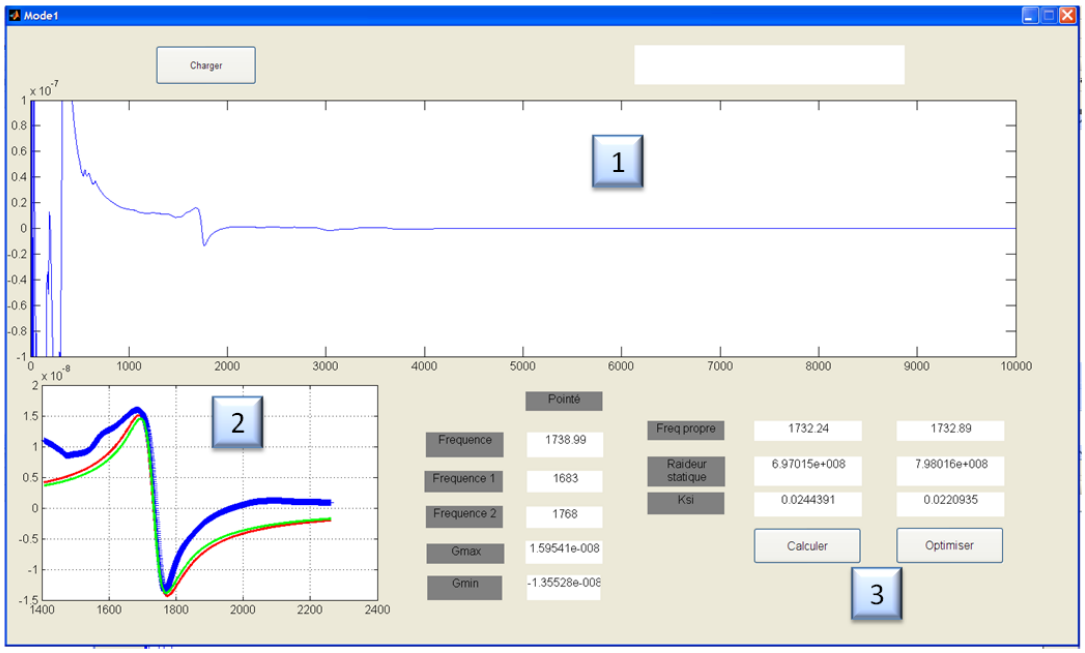



*Figure III-36 : Dépouillement de la Fonction de Réponse en fréquence. 1 : FRF calculée. 2 : Tracé du premier mode propre identifié (courbe bleue) avec sa modélisation (courbe rouge) et son optimisation (courbe verte). 3 : Paramètres identifiés de la FRF avant et après optimisation.*

Pour un système mécanique simplifié à un seul mode propre, les équations III-10 et III-11 permettent le calcul de l'amplitude de la Fonction de Transfert d'ordre 1 associée à la FRF en fonction des paramètres précités. Ce sont ces équations qui sont utilisées pour la phase d'optimisation des paramètres. Avec $\omega_c = 2 \times \pi \times f$ et $f$ couvrant la plage de fréquence utilisée pour le calcul.

$$\mathrm{r} = \frac{\omega_c}{2 \times \pi \times f_0} \qquad \text{Equation III-10}$$

$$\Theta = \frac{Dep}{F} = \frac{1}{k \times \sqrt{(1 - r^2)^2 + (2 \times \xi \times r)^2}} \qquad \text{Equation III-11}$$

Les paragraphes suivants détaillent plusieurs types de sonnages effectués. D'abord une comparaison entre les sonnages effectués avec un accéléromètre et un capteur de déplacement et ensuite le sonnage en rotation de la broche.

### 4.3.c. Comparaison des sonnages avec accéléromètres et capteurs de déplacements

Pour comparer les FRF obtenues avec et sans intégration, des sonnages ont été effectués avec un capteur de déplacements (Figure III-38) et avec un accéléromètre (Figure III-37). Ces sonnages ont été effectués suivant la méthode exposée dans la Figure III-33 et le logiciel ©CutPro [ALTINTAS2000] qui permet le calcul de la FRF d'un système.

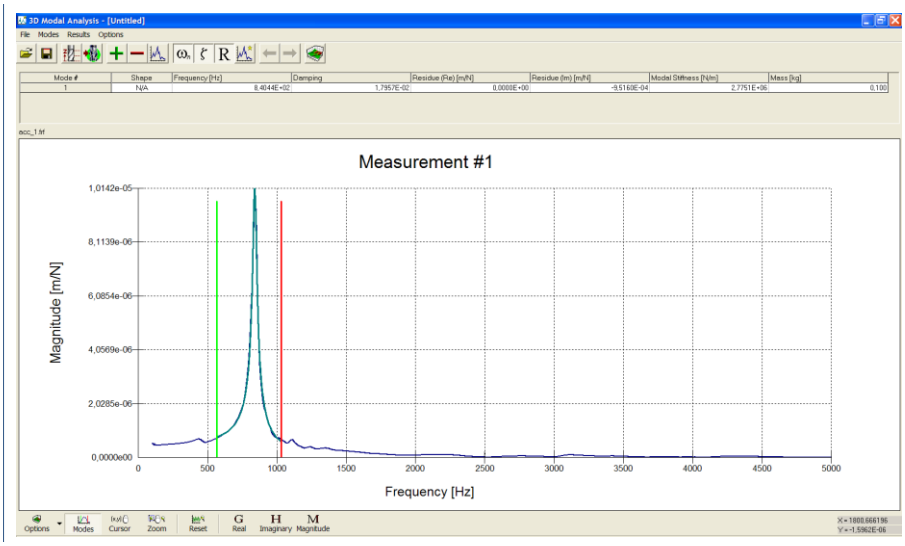



*Figure III-37 : FRF du système obtenu avec un accéléromètre.*

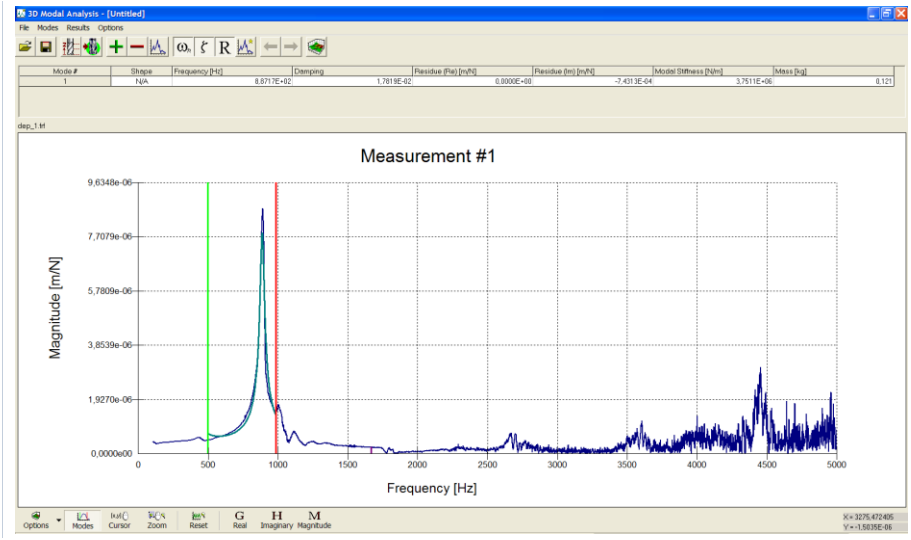



*Figure III-38 : FRF du système obtenu avec un capteur de déplacement.*

Les différences observées entre les deux FRF pour les hautes fréquences sont dues à la double intégration du signal de l'accéléromètre, l'intégration d'un signal a tendance à atténuer les signaux aux hautes fréquences (division par $i\omega$) dans le domaine fréquentiel.

Les deux FRF ne sont pas tout à fait identiques. Le Tableau III-1 montre les différences au niveau des paramètres dynamiques de chacune d'entre elles.

| | Accéléromètre | Déplacement | Pourcentage de différence |
|---|---|---|---|
| Fréquence propre $f_0$ (Hz) | 840 | 887 | 5% |
| Raideur statique $k$ (N/m) | 2.77x10$^6$ | 3.75x10$^6$ | 30% |
| Amortissement $Ksi$ (%) | 0.0179 | 0.0178 | 0.5% |

*Tableau III-1 : Comparaison des paramètres dynamiques de la FRF obtenue avec les différents capteurs.*

### 4.3.d. Sonnage en rotation d'une broche de fraisage

Comme l'a montré Gagnol qui a modélisé les broches UGV [GAGNOL2007], les caractéristiques dynamiques de celle-ci sont amenées à varier en fonction de la vitesse de rotation, comme le montre la Figure III-39.

Dans le but de vérifier et quantifier ces affirmations, il a été décidé de concevoir et mettre en œuvre un système de sonnage en rotation d'une broche. Ce type d'essais a déjà été mis en œuvre par Albrecht [ALBRECHT2005] qui a développé un système spécifique permettant un sonnage en rotation des broches UGV.

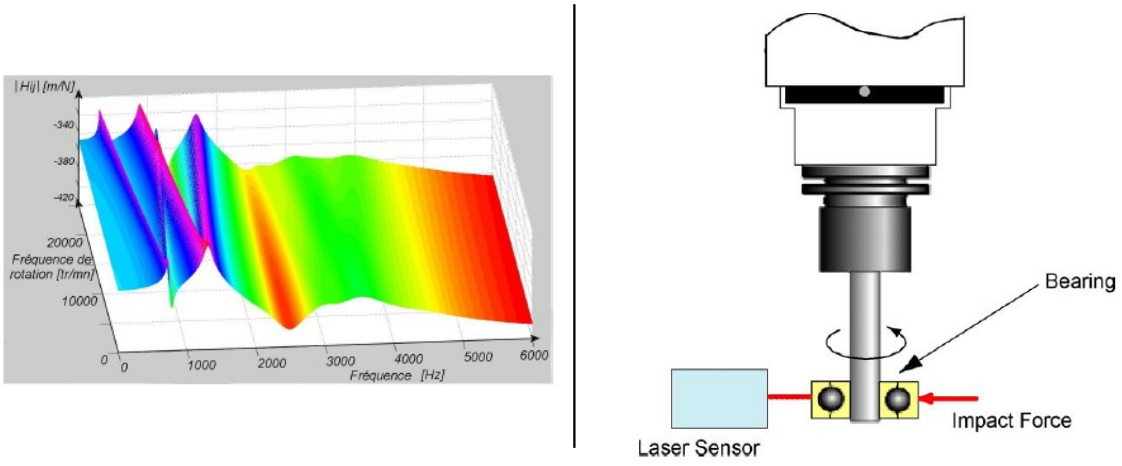



*Figure III-39 : Diagramme 3D du module de l'amplitude en bout d'outil* [GAGNOL2007] *et* [GAGNOL2006] *à gauche. Système mis en ouvre par Albrecht* [ALBRECHT2005] *pour le sonnage en rotation d'une broche UGV (à droite).*

Dans le but de sonner une broche UGV en rotation pour déterminer les variations de la FRF, un système d'impacteur automatique, dérivé de celui mis en œuvre par [GIRAUDEAU2005] dans le cas d'une opération de tournage a été conçu.

### i. Système de sonnage en rotation et mise en œuvre

Un marteau de sonnage automatique présente de nombreux avantages. Il permet le sonnage du système en rotation sans mettre en danger l'opérateur, mais il permet également une meilleure répétabilité du sonnage en force et en temps de contact.

Lors d'un sonnage, le but est d'avoir un impact le plus bref possible. Le principe de la transformée de Fourier montre que plus un impact est bref, plus la plage de fréquence exploitable est importante pour le calcul de la FRF comme le montre la Figure III-40. Le fait d'utiliser un marteau automatique piloté permet donc une plus grande maitrise de tous les paramètres et ainsi d'avoir des sonnages les plus exploitables possible.

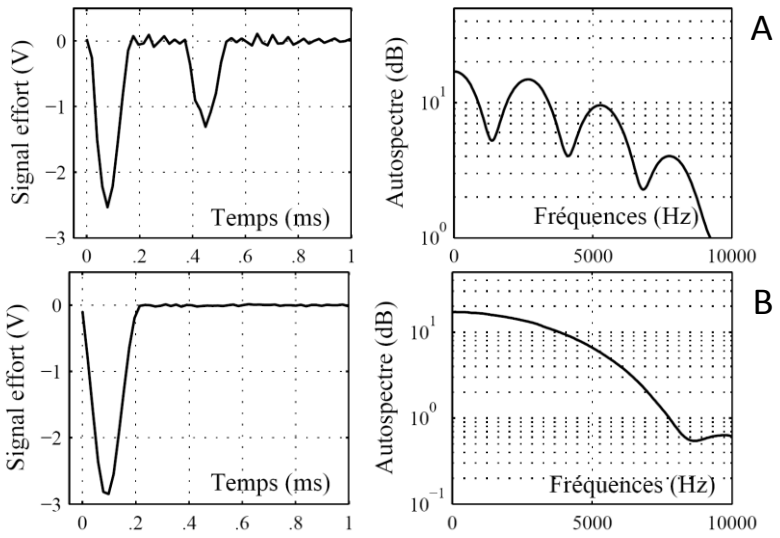



*Figure III-40 : Exemple de choc (gauche) et d'auto-spectre (droite) pour un choc optimum en bas et pour un choc avec rebond en haut* [GIRAUDEAU2005].

La technologie du système qui a été retenu est décrite dans la Figure III-41. Un vérin pneumatique percute un chariot mobile sur lequel est fixé le capteur d'effort qui impacte la pièce, un ressort de rappel correctement dimensionné permet le retour du chariot après impact et est garant d'un impact le plus bref possible.

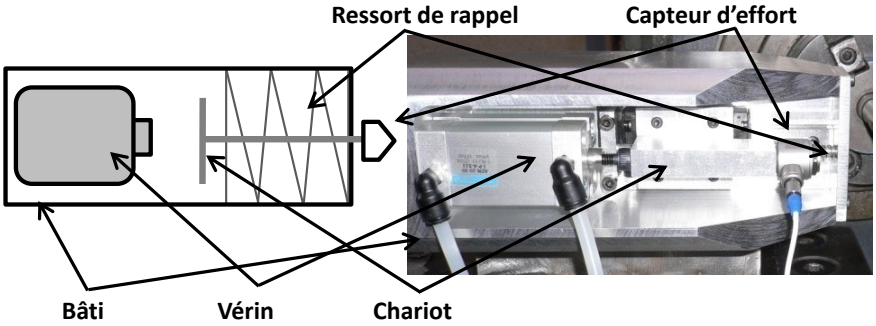



*Figure III-41 : Schéma de principe du système de sonnage retenu (gauche) et impacteur réalisé (droite).*

Le fichier d'enregistrement du capteur d'effort lors d'un impact obtenu avec ce système est représenté sur la Figure III-42. Sur cet enregistrement il y a trois impacts :

- Le premier correspond à l'impact du vérin sur le chariot.
- Le second est celui de l'impact du capteur sur la pièce.
- Le troisième correspond au retour du chariot en butée.

Seul l'impact central est réellement transmis à la pièce et est donc intéressant pour le calcul de la FRF. Pour contrer les effets des impacts parasites, un fenêtrage du signal est effectué sur chaque enregistrement.

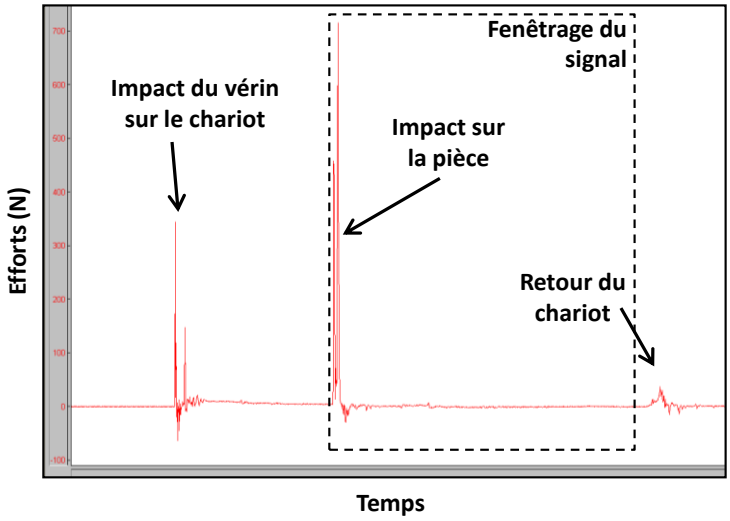



*Figure III-42 : Enregistrement du capteur d'effort lors d'un impact avec le marteau automatique.*

### ii. Sonnage en rotation d'une broche

Suite à la réalisation de cet impacteur, ce système a été mis en œuvre sur une fraiseuse DMC85V. La broche permet d'atteindre des vitesses de rotation de 18000tr/min donc pour avoir une vision précise de son comportement en fonction de la vitesse de rotation, un sonnage tous les 500 tr/min a été effectué.

Le résultat de ces sonnages est exposé sur les figures III-43 et III-44. La plage des fréquences a été recentrée pour mettre en évidence le premier et principal mode propre du système.

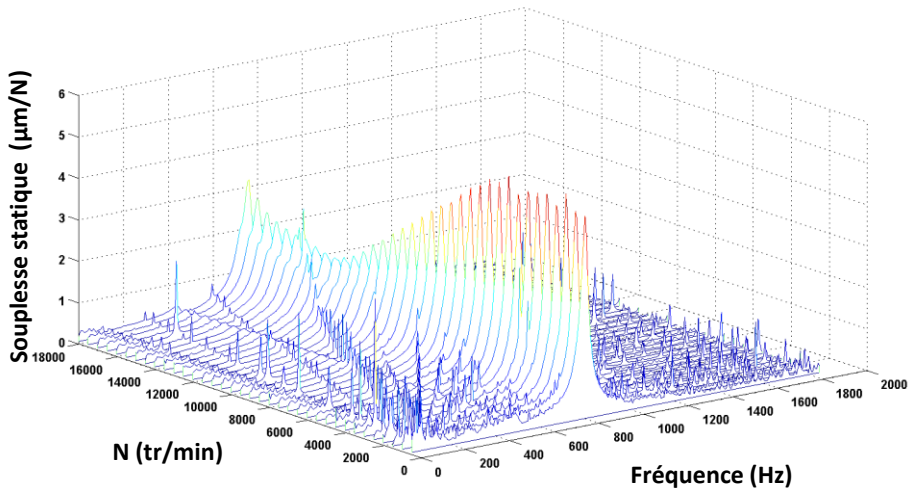



*Figure III-43 : Fonction de réponse en fréquence de la broche en fonction de la vitesse de rotation.*

La Figure III-44 montre de manière plus claire l'évolution de la FRF. Les lignes obliques observées sont des harmoniques de la vitesse de rotation. Le sonnage ayant été effectué en rotation, un prétraitement du signal a été effectué comme exposé dans le paragraphe III-2. Hors malgré la rigueur avec laquelle les effets du faux rond ont été prétraités, il reste quelques résidus. Ces résidus sont tout à fait mineurs et dus principalement au bruit des capteurs (voir le paragraphe III-2.4) mais cela ne gène en rien l'interprétation de ce graphique.

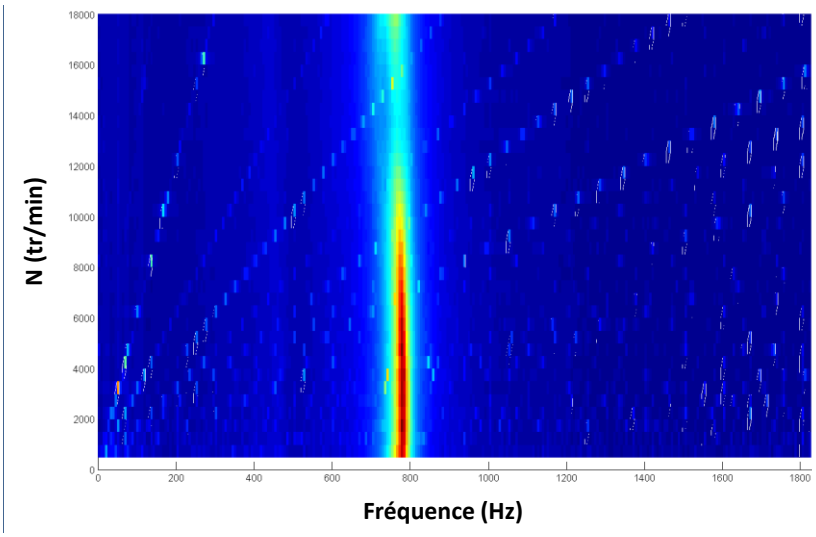



*Figure III-44 : Illustration de la variation de la Fonction de réponse en fréquence de la broche en fonction de la vitesse de rotation.*

A partir de ces FRFs, une identification des paramètres a été effectuée comme expliquée au paragraphe III-4.3.b. La variation de chaque paramètre dynamique de la FRF est visible dans la Figure III-45. Les constations suivantes peuvent être faites :

- La fréquence de résonance varie très peu en fonction de la vitesse de rotation. Cette variation de 2 % entre 500 et 18000tr/min est insignifiante.
- L'amortissement quand à lui varie de manière importante. Il augmente fortement (68%) mais progressivement entre 500 et 13500 tr/min. Puis diminue sur la plage de vitesse de rotation allant de 13500 à 18000 tr/min
- La variation de la raideur est de l'ordre de 18% sur la plage de vitesse et elle a tendance à diminuer.

Ces constations sont très différentes de celles effectuée par [GAGNOL2006] qui observe des dédoublements de fréquence. Ces différences s'expliquent par le fait que Gagnol à étudier le comportement dynamique de la broche alors qu'ici le mode propre étudié est principalement dû à l'outil. En effet, l'outil monté dans la broche lors de la réalisation de ces tests était un outil flexible, les effets constatés sont donc dus à la variation de comportement de l'ensemble outil-broche et non uniquement de la broche. De plus, les vitesses de rotation de la broche restent faible (0-18000 tr/min) par rapport aux machines tournante pour lesquelles des dédoublements de fréquences peuvent être observés (jusqu'à plus de 100000 tr/min).

Lors de ses essais, Albrecht [ALBRECHT2005] ne donne que peu d'information suite aux sonnages réalisés avec son dispositif. Seule une diminution de 12% de la fréquence propre du troisième mode propre étudié a été constatée sur la plage de vitesse de 0 à 12000tr/min. Mane et Gagnol [MAÑÉ2008] expliquent ces variations par des phénomènes gyroscopiques dus aux fortes vitesses de rotation. Ces phénomènes du domaine de la dynamique des rotors ne sont pas approfondis ici.

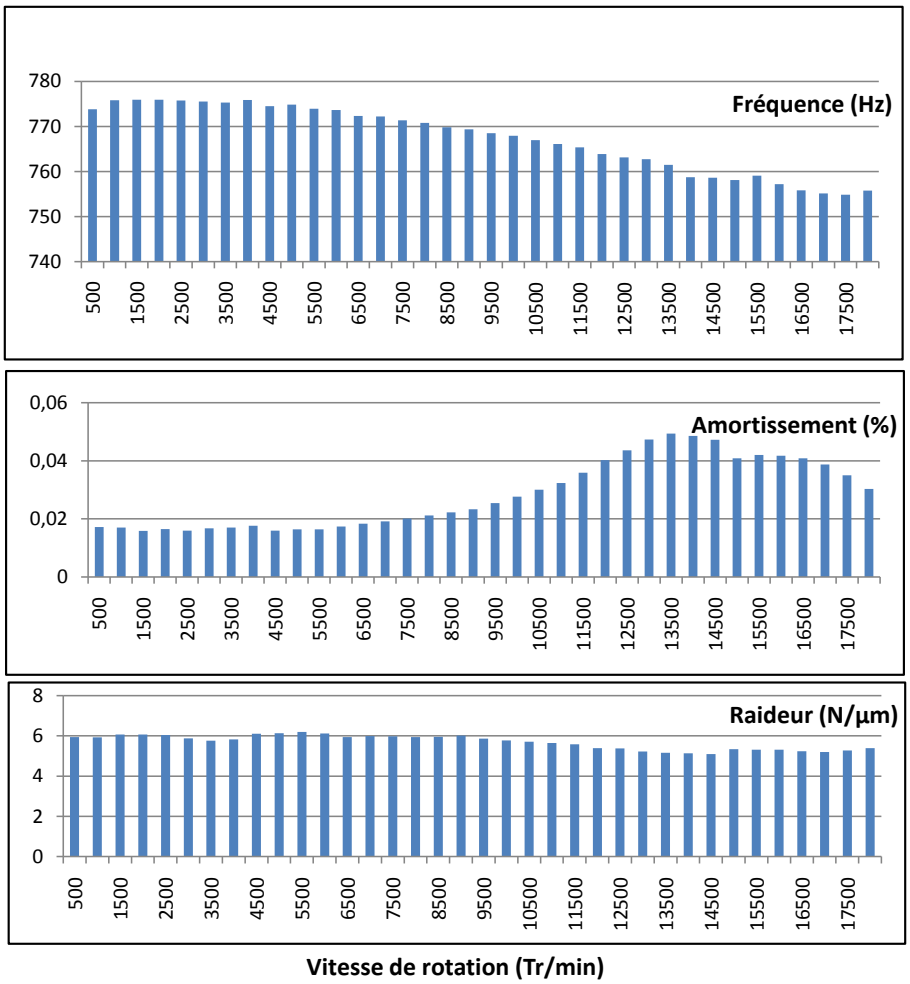



*Figure III-45 : Variation des paramètres de la FRF en fonction de la vitesse de rotation.*

## 4.4. Comparaison entre le calcul et l'expérimental

Le paragraphe III-4.2 explique le calcul des efforts de coupe par la méthode de la FRF inverse. Mais avant d'appliquer cette méthode, un autre calcul a été effectué pour valider cette approche originale. Ce paragraphe est donc divisé suivant les deux parties suivantes :

- Premièrement : Le calcul des efforts de coupe à partir des déplacements en utilisant uniquement la raideur statique de la FRF est expliqué et mis en œuvre dans le paragraphe 4.4.a et la Figure III-46.
- Deuxièmement : Suivant la méthode expliquée au paragraphe III-4.2, le calcul des efforts de coupe à partir des déplacements en utilisant la FRF complète est effectué dans le paragraphe 4.4.b.

### 4.4.a. *Calcul des efforts en fonction des déplacements : méthode de la raideur statique*

Dans un premier temps, le calcul des efforts de coupe à partir de la mesure des déplacements d'outil a été effectué en utilisant uniquement la raideur statique de la Fonction de Réponse en Fréquence (FRF). En multipliant les déplacements mesurés en microns par la raideur statique exprimée en N/µm, il est possible de déduire les efforts appliqués sur l'outil. Malgré sa simplicité cette méthode de calcul donne de bons résultats comme cela est visible sur les Figures III-47 et III-48.

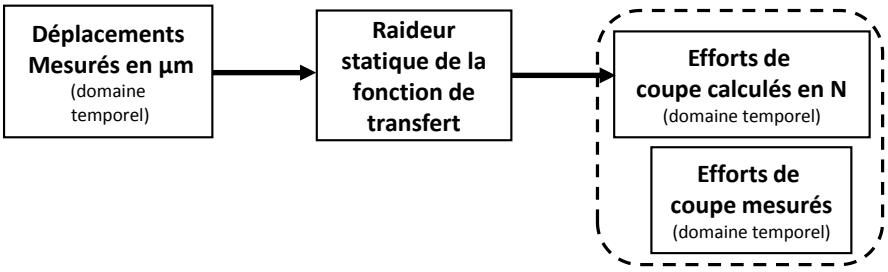



*Figure III-46 : Schéma de principe du calcul des efforts de coupe à partir de la mesure des déplacements d'outils : méthode de la raideur statique.*

Les Figures III-47 et III-48 montrent l'application de cette méthode pour un même essai sur chacun des axes de mesure.

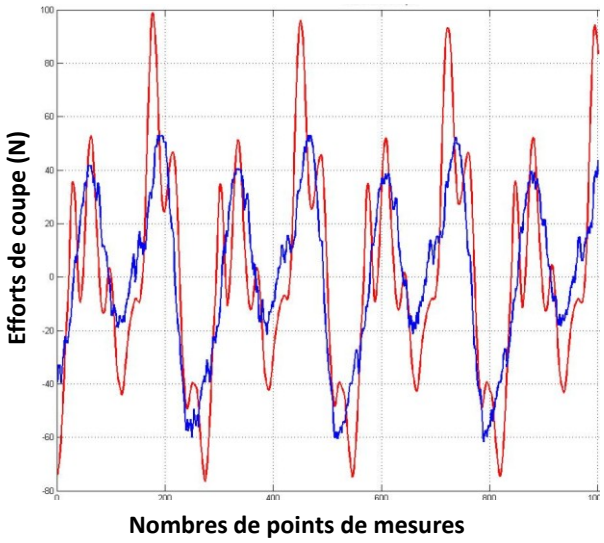



*Figure III-47 : Comparaison des efforts mesurés (en rouge) et des efforts calculés (en bleu) à partir des mesures de déplacements. Essai stable ap=0,15 mm et N=9000 tr/min. Axe X.*

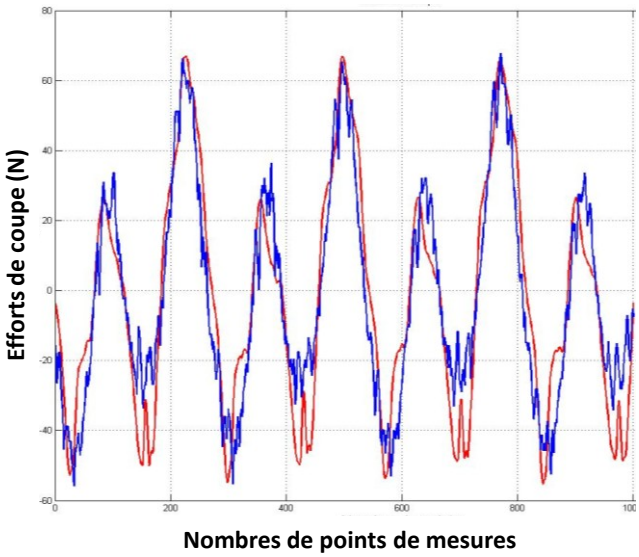



*Figure III-48 : Comparaison des efforts mesurés (en rouge) et des efforts calculés (en bleu) à partir des mesures de déplacements. Essai stable ap=0,15 mm et N=9000 tr/min. Axe Y.*

La corrélation n'est pas parfaite entre les efforts mesurés et recalculés à partir des déplacements mais des similitudes sont visibles entre les différents signaux. Il est possible de noter que les ordres de grandeurs des efforts sont respectés, ce qui est encourageant dans la perspective de l'utilisation de la mesure de déplacement pour quantifier les efforts en fraisage. Cette méthode simple et rapide se révèle très efficace.

### 4.4.b. Calcul des efforts à partir des déplacements : FRF inverse

L'étape suivante consiste à passer dans le domaine fréquentiel pour calculer les efforts et à utiliser l'inverse de la Fonction de Réponse en Fréquence du système comme expliqué au début de cette partie.

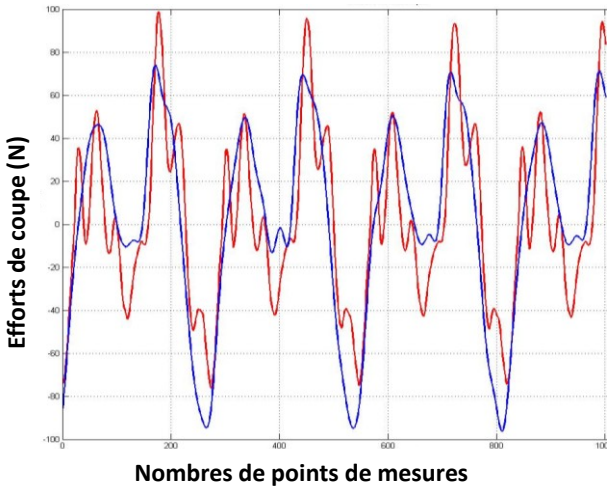



*Figure III-49 : Comparaison des efforts mesurés (en rouge) et des efforts calculés (en bleu) à partir des mesures de déplacements. Essai stable ap=0,15 mm et N=9000 tr/min. Axe X.*

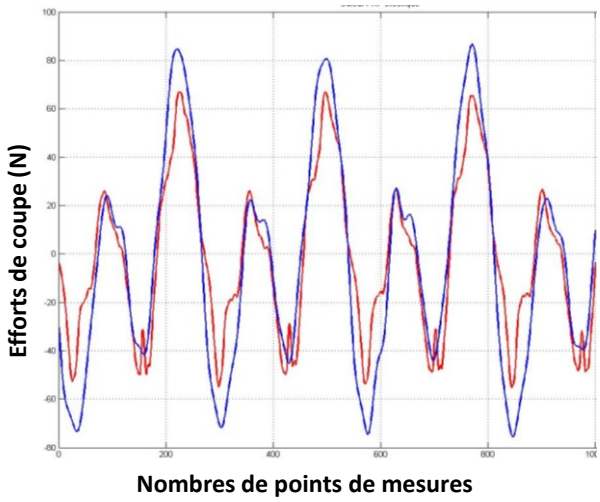



*Figure III-50 : Comparaison des efforts mesurés (en rouge) et des efforts calculés (en bleu) à partir des mesures de déplacements. Essai stable ap=0,15 mm et N=9000 tr/min. Axe Y.*

Les Figures III-49 et III-50 montrent le résultat de ce calcul pour le même essai que précédemment. Là encore, la corrélation n'est pas parfaite, mais les résultats sont tout à fait satisfaisants. Les raisons des différences observées sont nombreuses, mais parmi celle-ci trois paraissent importantes :

- Une imprécision sur la Fonction de Réponse en Fréquence : La FRF utilisée dans ce cas n'est pas la FRF déterminée en rotation exposée dans le paragraphe III-4.3.d car un outil différent a été utilisé ici. Sachant que ces essais ont été réalisés à 9000 tr/min, les effets dynamiques ne sont pas négligeables et ils entraînent une variation des paramètres dynamiques comme vu dans le paragraphe III-4.3.d.
- Restriction de la fonction de réponse en fréquence au premier mode de flexion uniquement : Cependant, cette approximation est proche de la réalité car dans ce cas l'outil est très flexible et ce premier mode est prédominant. Le fait que le premier mode propre (mode de flexion simple) est prépondérant est traité dans le paragraphe III-5.3.b.
- L'approximation sur les efforts mesurés : La platine ne fournie pas un signal très fiable dans les conditions des essais. En effet, elle n'est pas étudiée pour réagir aux fortes sollicitations dynamiques, des travaux visant à atténuer ces effets dynamiques sur les mesures de la platine sont effectués à l'ENSAM de Paris par Larue et Lapujoulade [LARUE2007] [LAPUJOULADE1997] [LAPUJOULADE1998]. Ces effets ont également été évoqués dans le paragraphe III-4.1.

### *4.4.c. Comparaison des deux méthodes de calcul*

Ce dernier paragraphe a pour but de comparer et de donner les avantages et les inconvénients de chacune des méthodes exposées ci-dessus.

Les avantages de la mesure des efforts de coupe à partir de la mesure de déplacements d'outil sont doubles :

- Cette méthode fournit les efforts de coupe sans avoir à ajouter un moyen de mesure dans la chaîne usinante. En effet, on n'interpose pas de platine entre la pièce à usiner et la table de la machine comme avec une platine de mesure d'effort dynamométrique.
- Deuxièmement, ce système est applicable aux procédés ayant de grande vitesse de rotation. Dans ce cas, la platine serait excitée à des fréquences trop élevées pour donner des résultats fiables, alors que ce système est moins sensible à ces phénomènes d'excitations du fait que l'on mesure sans contact

et à hautes fréquences le comportement de l'outil sous l'effet des efforts de coupe.

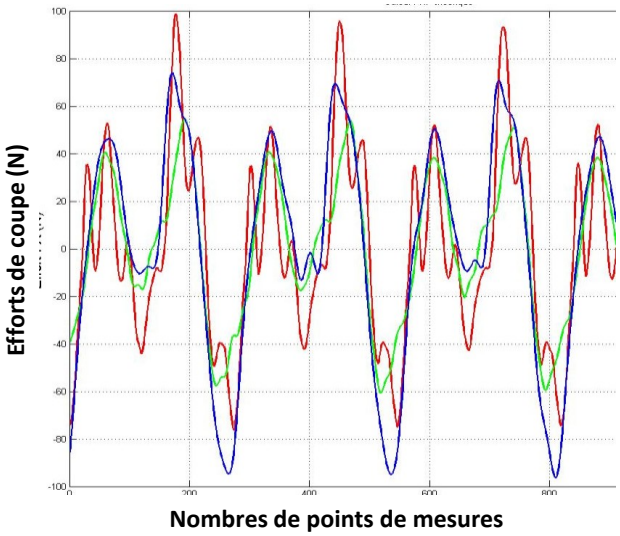



*Figure III-51 : Comparaison des 2 méthodes de calcul des efforts : Mesurés (en rouge) Gain simple (en vert) FRF inverse (en bleu). Pour un essai stable ap=0,15 mm et N=9000 tr/min. Axe X.*

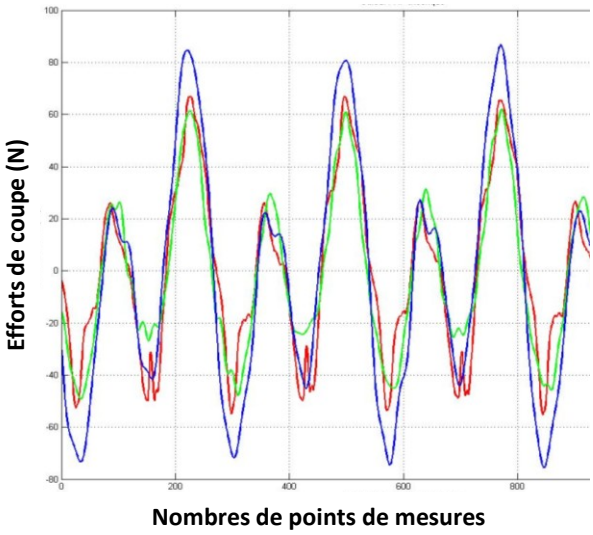



*Figure III-52 : Comparaison des 2 méthodes de calcul des efforts : Mesurés (en rouge) Gain simple (en vert) FRF inverse (en bleu). Pour un essai stable ap=0,15 mm et N=9000 tr/min. Axe Y.*

# 5. Etat de surface

## 5.1. Introduction

Cette partie, relate le travail effectué sur la reconstruction de l'état de surface. Lors de cinq essais à $a_p$=*0,15mm* et vitesses de rotation variables, une variation brutale de la flexion de l'outil a été observée. L'opération étant une opération de rainurage, il est possible d'étudier le profil de chaque rainure usinée.

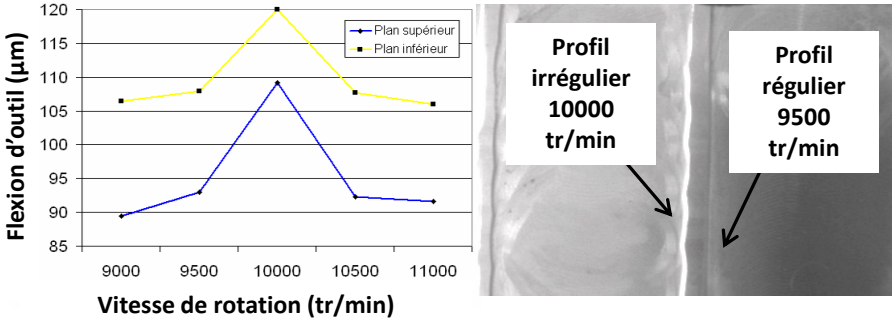



*Figure III-53 : Exemple de variation de la flexion de l'outil pour les essais à $a_p$= 0,15 mm en fonction de la vitesse de rotation à gauche. Profil des rainures des essais à $a_p$=0,15 mm N=9500 et 10000 tr/min à droite.*

En observant ces profils et en les comparants entre les différents essais, le profil de l'essai à *N= 10 000 tr/min* s'est révélé très différent des autres. Sur la Figure III-53 la rainure de droite dont le profil est bien régulier représente l'essai à *N=9500 tr/min* alors que la rainure de gauche correspond à l'essai à *N=10000 tr/ min*, le profil est beaucoup plus marqué. Si la rugosité du profil des rainures n'est pas mesurable du fait des très faibles profondeurs de passes utilisées pour les essais, le fait que les déplacements et l'état de surface soient liés est démontré.

De nombreux travaux ont été effectués dans le but de prédire l'état de surface de la pièce usinée, certains sont centrés sur une approche orientée simulation alors que d'autres sur un aspect plus expérimental.

Mais l'approche choisie ici est différente. Le dispositif permettant la mesure des vibrations de l'outil pendant l'usinage, le but est de reconstruire l'état de surface de la pièce usinée. En effet, connaissant la position théorique de l'outil et en tenant compte des vibrations à chaque instant de l'usinage, il est possible de reconstituer avec précision la

trajectoire des arêtes de coupe et donc de calculer l'état de surface généré lors de la passe de l'outil. Ce paragraphe expose les différentes étapes du calcul qui permettent de mettre en œuvre cette reconstruction de l'état de surface.

## 5.2. Principe retenu pour la reconstruction d'état de surface

La reconstruction de l'état de surface généré repose sur le principe que la trajectoire de l'outil dans le repère machine est connue et théoriquement parfaite. Ici, les vibrations de l'outil mesurées grâce au dispositif, sont superposées à la trajectoire nominale de l'outil. La Figure III-54 illustre ce principe.

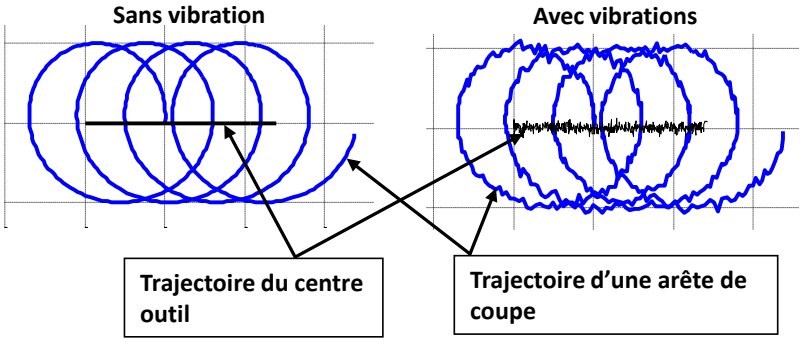



*Figure III-54 : Trajectoire du centre outil et d'une arête de coupe avec et sans prise en compte des vibrations.*

Dans les cas étudiés, la trajectoire de l'outil est un simple passage en ligne droite dans la matière. Ce cas a été choisi pour sa simplicité et pour faciliter à la fois la mise en œuvre de l'expérimentation et de la reconstruction de l'état de surface généré.

A partir des différents signaux enregistrés, il est nécessaire de connaître et de distinguer très précisément les points d'entrée et de sortie de l'outil dans la matière et les points à partir desquels la surface étudiée commence et fini d'être usiner. Dans l'exemple de la Figure III-55, le point (1) est le premier point de contact entre l'outil et la matière. Celui-ci est facilement identifiable sur les enregistrements. Le point (2) correspond à la position de l'outil lorsque la surface de la pièce commence à être généré et le point (3) la dernière position. Le point (2) est considéré comme le point origine de la surface générée.

A partir du premier point de contact (1), les points (2) et (3) peuvent être aisément calculés en fonction des paramètres de l'usinage et de l'enregistrement. Les équations III-12

et III-13 permettent le calcul de la position des points de l'enregistrement correspondant à ces positions de l'outil.

$$N_2 = \left( \frac{\sqrt{R^2 - (R - a_e)^2}}{V_f} \times 60 \times f_r \right) + N_1 \qquad \text{Equation III-12}$$

$$N_3 = \left( \frac{L}{V_f} \times 60 \times f_r \right) + N_2 \qquad \text{Equation III-13}$$

Les données nécessaires à ces calculs sont :

- R : Rayon de l'outil (mm).
- $a_e$ : engagement radial de la fraise.
- $V_f$ : vitesse d'avance en mm/min.
- $f_r$ : fréquence d'acquisition (Hz).
- L : longueur de la pièce (mm).
- $N_1$ : numéro du point de l'enregistrement lors du premier contact entre l'outil et la matière.

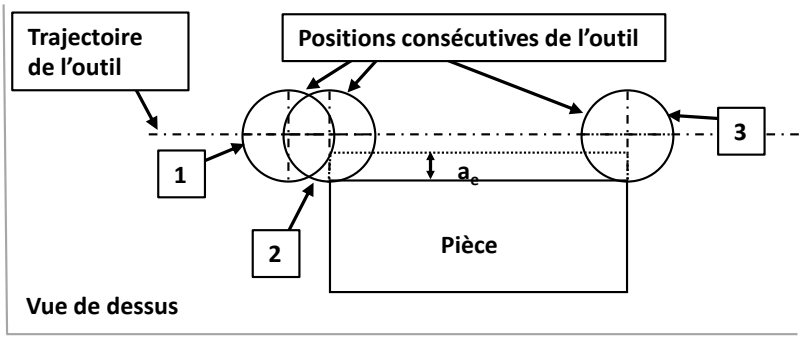



*Figure III-55 : Positions successives de l'outil. (1) premier contact entre l'outil et la matière. (2) Première position de l'outil qui génère effectivement la surface. (3) Dernière position de l'outil qui génère la surface.*

## 5.3. Calcul de la flexion d'outil

### 5.3.a. *Présentation des différents cas de figures*

La reconstruction numérique de la surface réellement usinée, requière de connaître avec précision la position des arêtes de coupe à chaque instant de l'enregistrement. Les informations nécessaires pour cela sont :

- La position angulaire de l'outil, celle-ci est connue grâce au signal de codeur de broche comme vu au paragraphe III-2.2.
- La position de l'outil dans son mouvement d'avance.
- La flexion résultante en bout d'outil due aux vibrations.

Deux cas, présentés sur la Figure III-56, peuvent être envisagés pour connaître cette flexion résultante en bout d'outil :

- Premier cas : Les déplacements de l'outil sont connus dans deux plans distincts. Dans ce cas, le dispositif expérimental doit être composé de 4 capteurs de déplacements disposés sur 2 axes et 2 plans différents.
- Second cas : Les déplacements de l'outil sont connus uniquement dans un seul plan. Ici, seulement deux capteurs de déplacements sont nécessaires par contre il devient indispensable de connaître la position du plan supposé d'encastrement de l'outil.

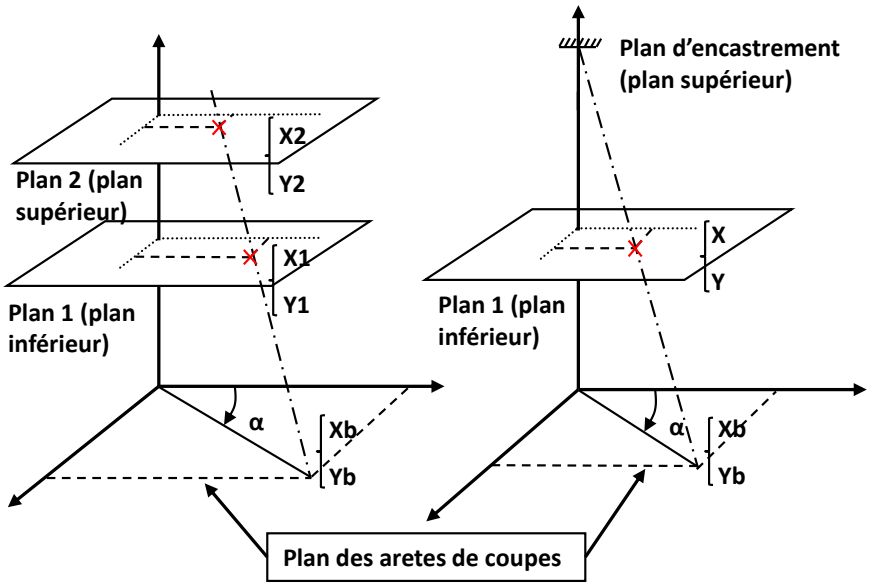



*Figure III-56 : Calcul de la flexion réelle de l'outil. Avec deux plans de mesure (gauche) et avec un seul plan de mesure (droite).*

Des tests ont été effectués avec les deux types de dispositifs et avec le même outil et des conditions de coupe similaires. Au cours des tests effectués avec le dispositif composé de quatre capteurs de déplacement sans contact, la flexion réelle de l'outil a pu être calculée et les conclusions suivantes peuvent être formulées, ceci uniquement pour des essais stables :

- Le mode de vibration de l'outil pendant l'usinage peut être assimilé au premier mode de vibration d'une poutre encastré, c'est-à-dire de la flexion simple.
- La position du plan d'encastrement de ce système est à peu près constante et localisée près du bout de l'attachement de l'outil (alternativement ± 10mm autour du bout de l'attachement). Les détails des calculs permettant d'affirmer cela sont donnés dans le paragraphe suivant et visible sur la Figure III-57.

A ce stade du calcul, la flexion réelle de l'outil ainsi que sa position angulaire son connues. L'hypothèse majeure de travail effectuée est que la déformation de l'outil est considérée linéaire comme exposé sur la Figure III-56. Grâce à cette hypothèse et aux données déduites des enregistrements, la flexion résultante de l'outil, dans le plan des arêtes de coupe, est calculée.

### 5.3.b. Calcul de la flexion outil

Les calculs effectués pour déterminer la flexion en bout d'outil ou pour vérifier la position du plan d'encastrement reposent sur l'utilisation de l'Equation III-14 exprimant l'équation paramétrique d'une droite dans l'espace.

$$\begin{cases} X = X_1 + t \times (X_2 - X_1) \\ Y = Y_1 + t \times (Y_2 - Y_1) \\ Z = Z_1 + t \times (Z_2 - Z_1) \end{cases}$$ Equation III-14

Dans le but d'étayer l'affirmation du paragraphe précédent "La position du plan d'encastrement du système est à peu près constante et localisée près du bout de l'attachement de l'outil". Les vérifications ont été effectuées de la manière suivante :

- La première étape consiste à trouver le point de la droite paramétrique le plus proche de l'axe Z. Ce point correspond au point d'encastrement de l'outil. Pour cela, le rayon $R = \sqrt{X^2 + Y^2}$ est calculé en fonction du paramètre t en chaque point de l'enregistrement grâce aux flexions de l'outil (X1,Y1) et (X2,Y2).
- Ensuite, grâce à une application de type solveur, la valeur du paramètre t minimisant le rayon R a été trouvé là encore pour chaque point de l'enregistrement. Cette valeur correspond au paramètre du point de la droite,

passant par les points (X1,Y1) et (X2,Y2), le plus proche de l'axe Z et donc du point d'encastrement de l'outil.

- Connaissant ce paramètre t et les cotes $Z_1$ et $Z_2$ des plans de mesure, la position du plan d'encastrement est calculée. La Figure III-57 montre la variation de la cote du plan de mesure calculée pour un essai stable sur une partie de l'enregistrement.

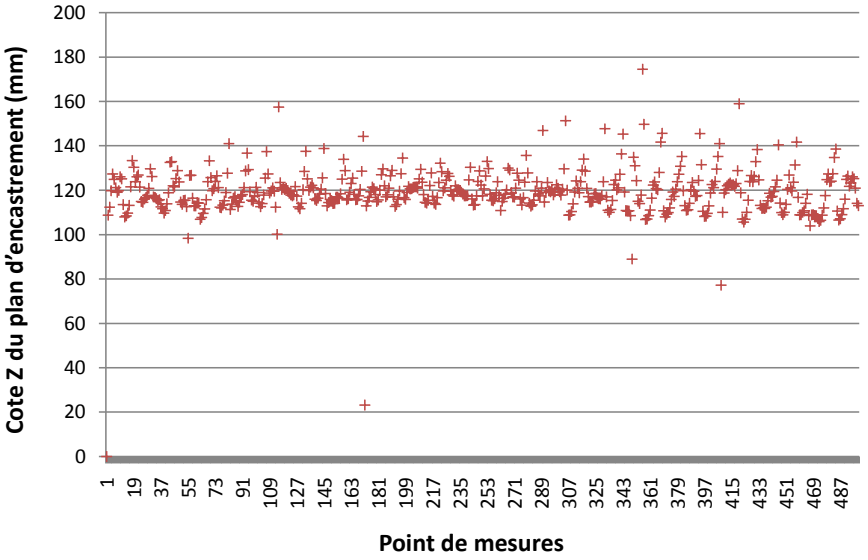



*Figure III-57 : Cote en Z du plan d'encastrement de l'outil en flexion pendant un usinage stable. Calculs effectués avec des plans de mesure à Z1= et Z2= mm au-dessus des arêtes de coupe.*

Il est possible de constater que la position du plan d'encastrement correspond au porte-à-faux de 120 mm de l'outil utilisé dans la partie III-5.6 "Comparaison expérimentale".

De la même manière, il est possible d'utiliser l'Equation III-14 pour calculer le paramètre t dans le plan des arêtes de coupe (à la cote Z=0) et ainsi d'en déduire les flexions ($X_b$,$Y_b$) dans le ce plan.

## 5.4. Position réelle des dents pendant l'usinage

Maintenant que la position angulaire de l'outil et sa flexion dans le plan des arêtes de coupe sont connues, l'étape suivante consiste à représenter les arêtes de coupe dans leur position réelle. Pour cela, les données suivantes sont nécessaires :

- Le rayon de l'outil ou le rayon des arêtes de coupe en prenant en compte le faux rond de chacune d'entre elles.

- La forme de l'arête de coupe en incluant, l'angle d'hélice et le rayon de bec.

Les différentes étapes de calcul effectuées dans le but de connaître la position réelle des arêtes de coupe sont décrites ci-dessous et illustrées sur la Figure III-59:

Premièrement, un point de référence est calculé pour chacune des arêtes de coupe à chaque pas de temps. L'Equation III-15 exprime les coordonnées de ce point de référence en tenant compte de la trajectoire de l'outil et de sa flexion.

$$\underbrace{\overrightarrow{(O'D_i')_{t1}}}_{\text{Point de référence réel}} = \underbrace{\overrightarrow{(OD_i')_{t1}}}_{\text{Point de référence théorique}} + \underbrace{\overrightarrow{\Delta_{t1}}}_{\text{Flexion de laxe}} \qquad \text{Equation III-15}$$

La même équation est exprimée plus en détail dans l'Equation III-16 et illustrée sur la Figure III-58.

$$\overrightarrow{(O'D_i')_{t1}} = \begin{pmatrix} R_{D_i} \times cos\big(\theta_i(t1)\big) \\ R_{D_i} \times sin\big(\theta_i(t1)\big) \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \Delta X(t1) \\ \Delta Y(t1) \end{pmatrix} \qquad \text{Equation III-16}$$

Dans l'Equation III-16, l'angle $\theta_i$ est calculé pour chaque arête de coupe en utilisant l'Equation III-17. L'angle $\Delta\theta$ correspond au pas angulaire entre chacune des arêtes de coupe.

$$\theta_i(t1) = \theta(t1) + (i-1) \times \Delta\theta \qquad \text{Equation III-17}$$

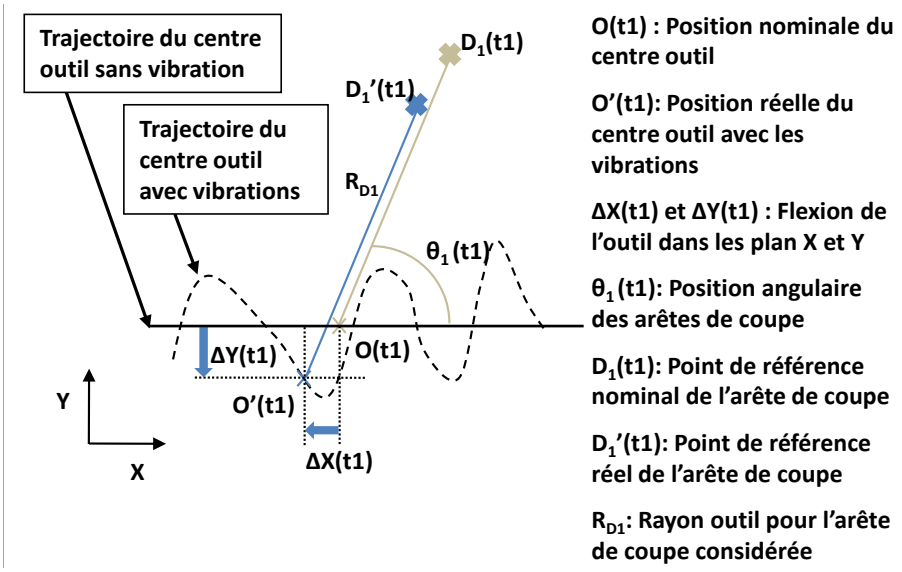



*Figure III-58 : Exemple de calcul du point de référence de l'arête $D_1'(t1)$, pour un outil simplifié possédant une seule arête de coupe.*

Deuxièmement, le profil de l'arête de coupe est calculé à chacun des points de référence ci-dessus. La méthode mise en œuvre ici ne tient pas compte de la géométrie complète de la plaquette mais uniquement de l'arête de coupe modélisée comme une ligne courbe. La modélisation de cette arête est visible sur la Figure III-59. Par conséquent, certains paramètres caractérisant l'outil : l'angle de coupe, l'angle de dépouille ou la forme du brise-copeau ne sont pas utilisés.

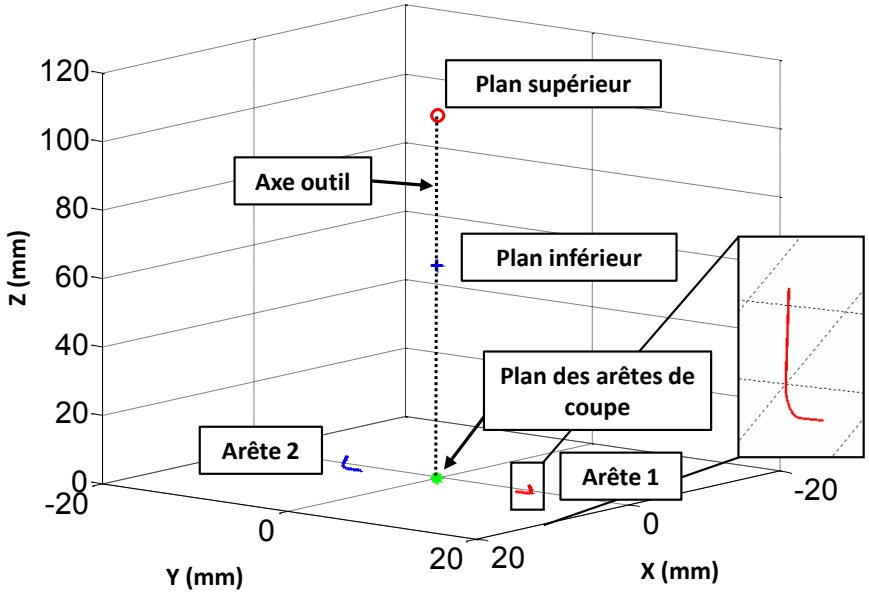



*Figure III-59 : Modèle de l'outil utilisé. Avec la flexion dans le plan supérieur (rond rouge) et dans le plan inférieurs (croix bleue), la flexion dans le plan des arêtes de coupe (point vert) et les 2 arêtes de coupe modélisées (ligne bleue et rouge).*

## 5.5. Calcul de la surface enveloppe générée par les arêtes de coupe

La position des arêtes de coupe est maintenant connue dans le référentiel de la broche, en chacun des points de la trajectoire, en tenant compte des vibrations et ceci dans les trois dimensions de la pièce. Pour obtenir la surface réellement usinée, il est nécessaire de calculer la surface enveloppe générée par le passage des arêtes de coupe et son intersection avec le volume de la pièce.

Dans ce but, le plan de travail dans lequel la surface enveloppe sera calculé doit être choisi judicieusement comme exposé sur la Figure III-60. Dans le cas d'un usinage en bout, le maillage se fera suivant les axes (X Y), dans le cas d'un usinage de profil, il sera suivant les axes (X Z).

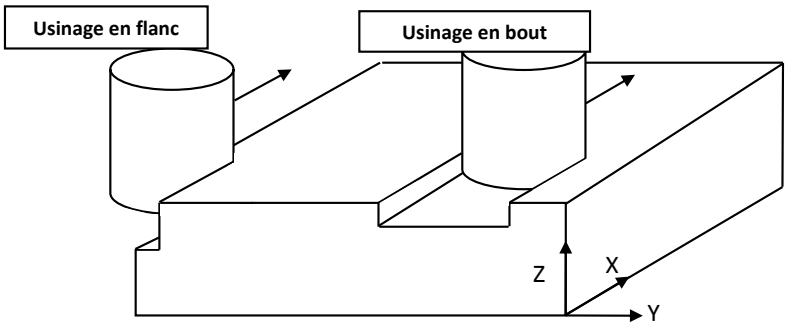



*Figure III-60 : Opérations d'usinage en bout et de profil ainsi que leurs axes correspondant pour le calcul de la surface enveloppe.*

Pour le plan considéré, un maillage spécifique selon le cas est mis en place. Pour chaque couple [X,Y] ou [X,Z], suivant le plan choisi, les points extrêmes parcourus par les arêtes de coupe sont calculés. Ces points extrêmes correspondent aux points de la surface enveloppe générés lors de l'usinage de la pièce. Les deux types de résultats (usinage en flanc et en bout) sont exposés sur la Figure III-61.

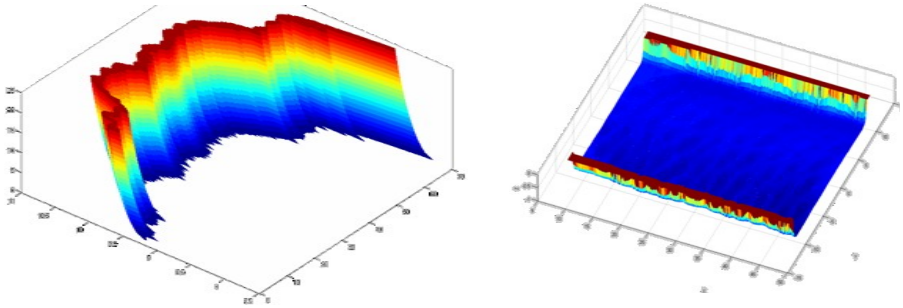


*Figure III-61 : Exemple de simulation : Usinage sur le flanc (gauche) et usinage en bout (droite).*

## 5.6. Comparaison expérimentale

Cette dernière partie concerne la mise en œuvre expérimentale de la démarche expliquée ci-dessus.

### *5.6.a. Outil utilisé*

L'outil est une fraise deux dents, voir Figure III-62, de grande longueur et de faible diamètre, le rapport L/D est d'environ 6 ce qui en fait un outil classé extra long par le fournisseur.

L'attachement utilisé est un système de frettage hydraulique CoroGrip de la Société Sandvik Coromant. L'outil utilisées est une fraise à plaquette R390 de diamètre 20 mm, les plaquettes associées ont pour caractéristiques un $r_\varepsilon$ = 0,8 mm et un bs=1,2 mm (voir Figure III-62).

Cette valeur de bs implique que la coupe ne se fait pas uniquement sur le rayon de l'outil ce qui engendre un effort de coupe suivant l'axe Z de la machine ; c'est cette partie de l'arête de coupe qui est prépondérante dans le cas d'un usinage en bout.

Le reste de l'arête possède un angle d'hélice d'environ 14°; c'est cette partie de l'arête qui joue un rôle prépondérant dans le cadre d'un usinage sur le flanc.




*Figure III-62 : Outil et plaquette utilisés.*

### 5.6.b. Paramètres de coupe utilisés

Les essais ont été faits avec les paramètres de coupe du Tableau III-2.

| Paramètre | Value | Abbr. |
|---|---|---|
| Vitesse de rotation (tr/min) | 5000 | N |
| Avance par dent (mm) | 0.1 | fz |
| Immersion radiale (mm) | 1 | ap |
| Profondeur de passe (mm) | 2 | ae |

*Tableau III-2 : Paramètres de coupe.*

### 5.6.c. Comparaison entre la surface usinée et la surface reconstruite

L'essai étudié ici correspond à un usinage effectué avec le dispositif à deux capteurs de déplacement (cas de droite de la Figure III-56) et à un usinage sur le flanc (cas de gauche de la Figure III-60). Le plan supérieur ou plan d'encastrement est situé à 120 mm au-dessus des arêtes de coupe et coïncide avec la sortie de l'attachement (cela correspond au porte-à-faux de l'outil). La pièce usinée est en acier 27 Mn Cr 5, traité à 20 HRC.

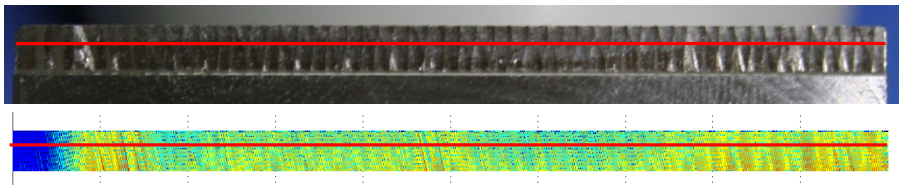


*Figure III-63 : Surface usinée (haut) et recalculée (bas).*

La Figure III-63 montre les deux surfaces, la surface usinée photographiée sur la pièce et la surface recalculée. Pour valider de manière plus précise la méthode de calcul, des profils ont été extraits de chacune des surfaces (trait rouge sur la Figure III-63) et comparés sur la Figure III-64.

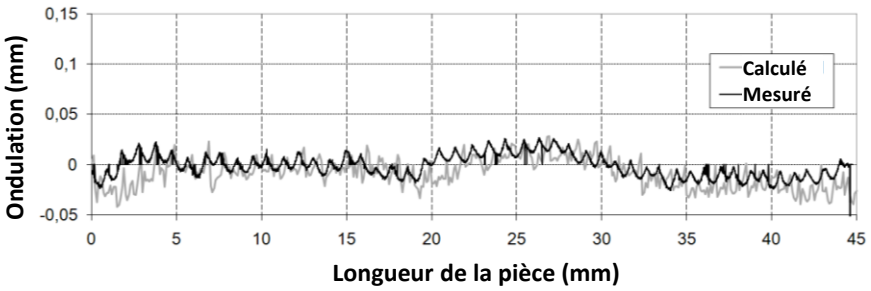



*Figure III-64 : Comparaison des profils de la surface réelle et de la surface recalculée.*

La Figure III-64 montre une très bonne corrélation entre les 2 profils extraits, à la fois pour l'aspect global du profil (ondulation, basse fréquence) que sur l'aspect état de surface (rugosité, haute fréquence).

# IV. Applications au tournage

## 1. Introduction

Dans ce chapitre, l'application de la mesure des déplacements d'outil est transférée du fraisage (vu au chapitre précédent) au tournage. Les dispositifs de mesure présentés dans le paragraphe II-5.2 sont utilisés pour la mesure des déplacements dans deux directions, la direction d'avance et la direction de coupe. Ces signaux visibles sur la Figure IV-1 montrent logiquement que :

- Dans le sens de la coupe, l'outil fléchit sous l'action de l'effort (déplacement négatif par rapport au capteur).
- Dans le sens de l'avance, l'outil recule (déplacement positif par rapport au capteur).

Contrairement au fraisage, l'outil étant fixe par rapport aux capteurs, en tournage il n'est pas nécessaire de faire un prétraitement des signaux enregistrés.

Ce chapitre est divisé en trois parties traitant successivement de :

- La stabilité de l'usinage.
- L'étude des efforts de coupe. Dans cette partie, a été utilisé en plus des capteurs de déplacements un platine de mesure d'effort en tournage.
- La reconstruction de l'état de surface.

# 2. Stabilité

Dans le cas du tournage, la stabilité de l'usinage a été étudiée suivant trois points de vue différents. Tout d'abord, l'aspect stabilité a été traité d'un point de vue dimensionnel. Deuxièmement, l'analyse fréquentielle des signaux a été effectuée. Enfin, la trajectoire de l'outil dans le plan a été analysée.

## 2.1. Etude dimensionnel des signaux

La Figure IV-1 montre les enregistrements des déplacements pour deux essais, l'un stable et l'autre instable. Sur ces enregistrements, deux informations sont rapidement mesurables :

- La flexion de l'outil. La flexion correspond au chargement dit statique de l'outil lors de son entrée dans la matière, c'est la réponse de l'outil à l'effort de coupe qui lui est appliqué.
- L'amplitude des vibrations pendant l'usinage. C'est la réponse dynamique de l'outil, cette quantité peut être directement reliée à l'intensité des vibrations.

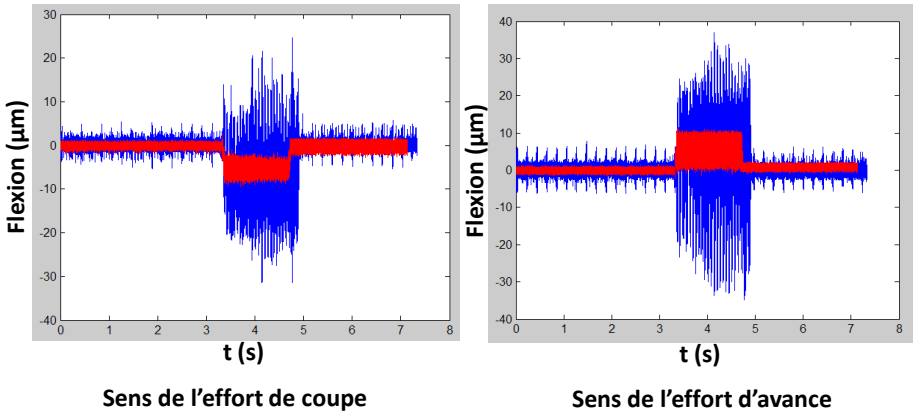



*Figure IV-1 : Enregistrement des déplacements d'outil pour deux essais, l'un stable (rouge) et l'autre instable (bleu). Essais réalisés avec deux jauges outils différentes avec les conditions de coupe suivantes ap=0.5mm Vc=200m/min et f=0.2mm/tr.*

Le Tableau IV-1 donne, pour les deux essais ci-dessus, les valeurs de la moyenne et de l'écart type du signal pendant l'usinage. La moyenne correspond à la flexion de l'outil, l'écart type donne une image de l'amplitude des vibrations.

Un critère quantitatif de l'instabilité serait de calculer le pourcentage que représente les vibrations de la flexion d'outil. Si Moy est la moyenne des déplacements en usinage et Ec l'écart type de ce signal, le critère serait défini par l'Equation IV-1.

$$\mathrm{Cr} = \frac{\mathrm{Ec}}{|\mathrm{Moy}|} \times 100 \qquad \text{Equation IV-1}$$

La valeur de ce critère ne peut pas être fixée de manière absolue et nécessite une étude indépendante pour chaque cas traité.

| | Sens de la coupe | | Sens de l'avance | |
|---|---|---|---|---|
| | Essai stable | Essai instable | Essai stable | Essai instable |
| Moyenne (µm) | -5.3 | -8.1 | 4.9 | 5.4 |
| Ecart Type (µm) | 0.9 | 7.3 | 0.9 | 7.3 |
| Critère (%) | 16.9 | 90.1 | 18.4 | 135.2 |

*Tableau IV-1 : Moyenne (flexion de l'outil), écart type (amplitude des vibrations) et critère de stabilité calculés pour un usinage stable et instable dans les deux directions.*

Si une valeur de 20% à 30% peut être appliquée dans le cas exposé ici, cette limite pourrait être plus importante dans le cas d'un usinage avec des conditions de coupe beaucoup plus faibles. En effet, si les efforts sont moindres, la flexion et les vibrations seront plus faibles et s'approcheront de la limite de détection due au bruit de mesure et à la précision des capteurs.

La Figure IV-2 et le Tableau IV-2 illustrent ce phénomène pour un essai dans les mêmes conditions que précédemment mais avec une avance de 0.05mm/tr. Si dans ce cas, l'essai est stable, le critère défini ci-dessus donne des valeurs importantes 50 et 40%. Cela montre les limites de ce critère pour des pièces ayant de faibles dimensions ou des usinages ayant des conditions de coupe faibles.

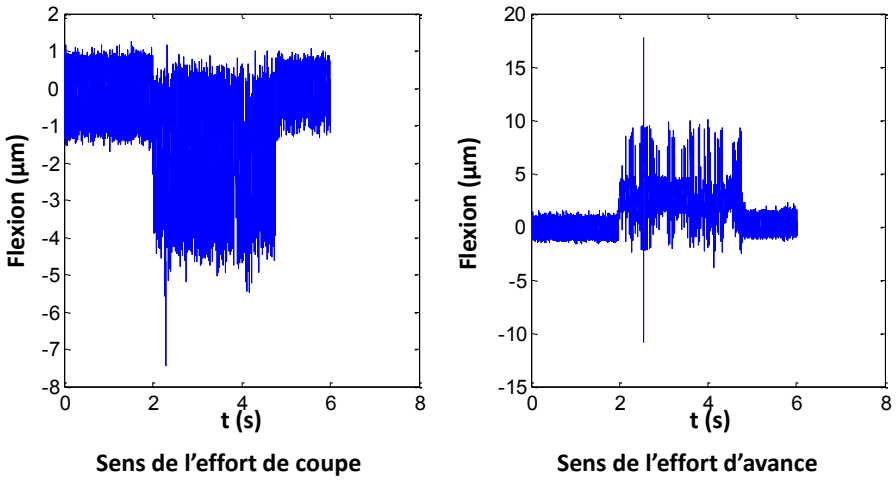



*Figure IV-2 : Enregistrement des déplacements d'outil pour un essai stable avec des conditions de coupe plus faibles ap=0.5mm Vc=200m/min et f=0.05mm/tr.*

| | Sens de la coupe | Sens de l'avance |
|---|---|---|
| Moyenne (µm) | -1.9 | 2.8 |
| Ecart Type (µm) | 0.96 | 1.12 |
| Critère (%) | 50.9 | 40 |

*Tableau IV-2 : Moyenne (flexion de l'outil), écart type (amplitude des vibrations) et critère de stabilité calculés pour l'usinage ci-dessus.*

## 2.2. Etude fréquentielle

L'autre approche pour identifier et quantifier l'instabilité de l'usinage est une analyse fréquentielle du signal. Mankova [MAŇKOVÁ2006] a utilisé ce principe dans le but de quantifier l'évolution de l'usure de l'outil.

La Figure IV-3 montre l'analyse fréquentielle effectuée sur les différents essais traités ci-dessus. La différence entre les essais stables (en rouge) et l'essai instable (en bleu) est bien mise en évidence.

Lors de l'apparition de l'instabilité, les fréquences d'excitation de l'outil sont différentes et les amplitudes sont beaucoup plus importantes.

Dans le but d'extraire un critère quantitatif de cette approche, il serait judicieux d'étudier l'évolution de la fréquence et de la valeur des principaux pics du spectre. Pour différents cas ou pièce, le décalage en fréquence et/ou en amplitude est un bon indicateur de la dérive d'une opération de tournage.

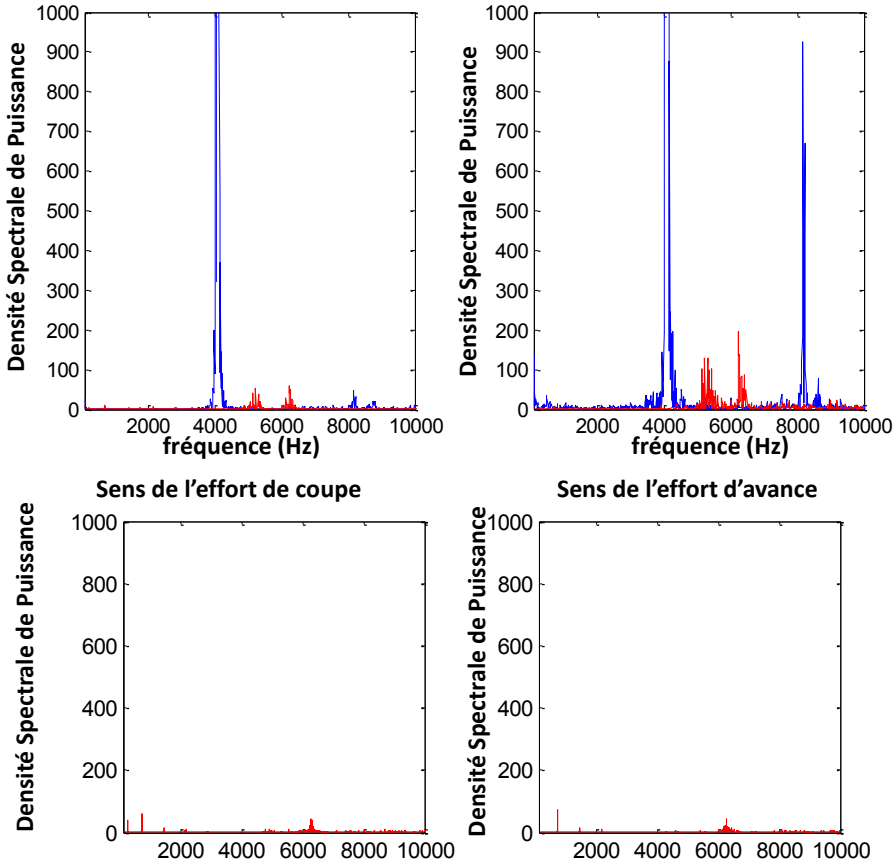



*Figure IV-3 : Densité spectrale de puissance calculée pour les trois essais du paragraphe précédent avec ap=0.5mm, Vc=200m/min et f=0.2mm/tr (en haut) en rouge avec jauge outil faible et en bleu avec jauge outil importante et essai à f=0.05mm/tr (en bas).*

## 2.3. Etude dans le plan

Comme dans le cas du fraisage, le fait d'avoir des mesures dans deux directions permet de tracer la trajectoire de l'outil dans le plan. Dans un premier temps, les déplacements dans le plan ont été tracés en affichant, pour chaque combinaison (flexion coupe,flexion avance), un point noir comme visible sur la Figure IV-4 à gauche. Cependant, sur ce type de représentation il manque une information, la densité des points pour un couple de coordonnées données n'est pas connue. Il a donc été décidé de traiter ces informations sous forme d'images couleur comme le montre la Figure IV-4 à droite.

Pour cela, une limite est donnée au plan dans lequel les informations vont être traitées. Dans le cas de la Figure IV-4, la limite est de $\pm 10\mu m$ suivant les deux axes de mesure.

Dans un second temps, un quadrillage est défini pour permettre un maillage plus ou moins fin de ce plan. De la taille de ce maillage va dépendre l'intensité des valeurs de l'image, plus le maillage est fin moins il y aura de points de mesure par maille, plus le maillage est large, plus le nombre de points de mesure sera important dans chacune des mailles. Dans le cas la Figure IV-4 le maillage est 0.5µm.

Enfin, pour chacune des coordonnées de ce maillage, le nombre de points de mesure présents dans la maille considérée est calculé. Cela permet de regarder la répartition du nombre de points de mesure dans le plan.

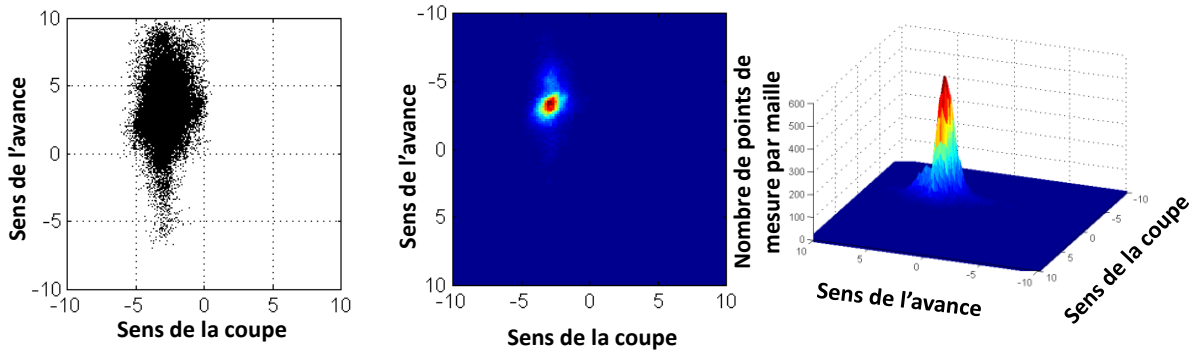



*Figure IV-4 : Déplacement de l'outil dans le plan sous forme de nuage de points à gauche et d'image couleur à droite.*

En analysant ces images, il est également possible d'identifier la stabilité ou l'instabilité de l'usinage. Dans le cadre des différents essais réalisés, il a été possible de mettre en évidence les trois types de comportements de l'outil déjà identifiés en fraisage (voir paragraphe III-3.1.b). La Figure IV-5 montre ces trois usinages : stable, intermédiaire et instable (Il est à noté que les échelles ne sont pas les mêmes pour les cas stables et le cas intermédiaire et instable). Les constations suivantes peuvent êtres faites.

- Pour les essais stables, les déplacements de l'outil sont concentrés dans une petite zone et son comportement est relativement constant.
- Dans le cas d'un usinage intermédiaire, l'amplitude des déplacements est beaucoup plus importante, et l'outil décrit une trajectoire en forme de boucle avec plus de points de mesures aux deux extrémités de cette boucle.
- Dans le cas d'un usinage instable, l'outil ne décrit plus qu'une portion de cette boucle. Il reste contraint et oscille sur une trajectoire en forme d'aile d'oiseau.

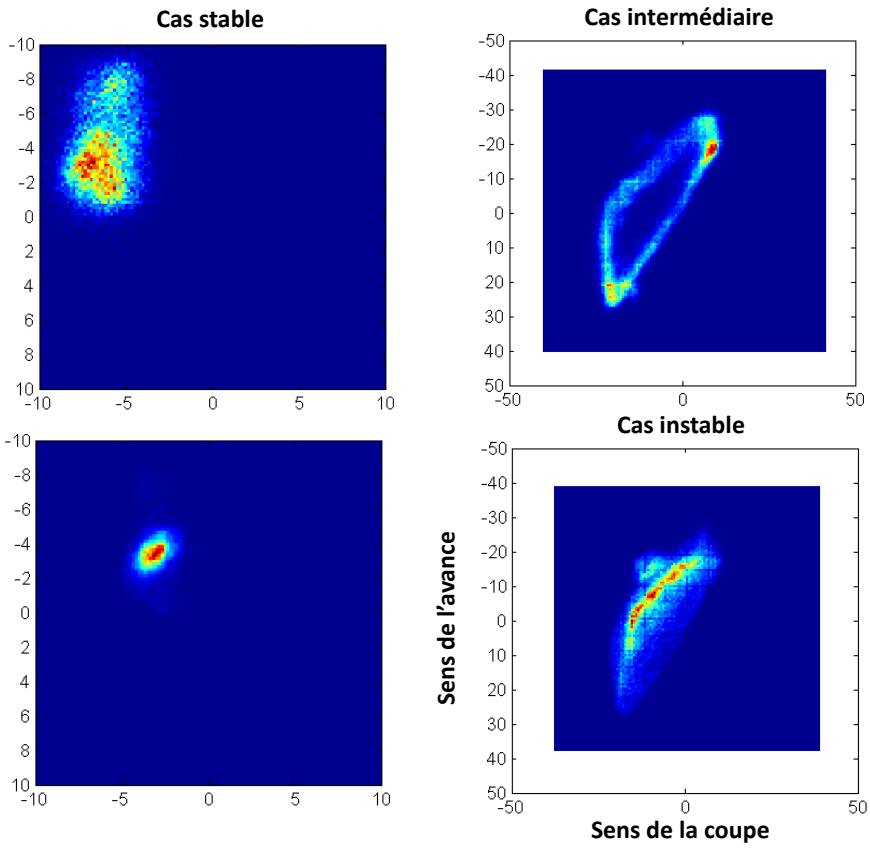



*Figure IV-5 : Images couleur des déplacements dans le plan pour les trois cas d'usinage, stable (à gauche), intermédiaire (en haut à droite) et instable (en bas à droite).*

Le point de vu de traiter les déplacements d'outil sous forme d'image est très intéressant, mais cela reste un critère de visualisation est non un critère quantitatif de la stabilité de l'usinage.

## 2.4. Conclusion

La détermination d'un critère objectif de stabilité en tournage n'a pas été réalisé lors de cette étude. Comme visible ci-dessus, les trois approches mises en œuvre donnent des résultats différents et complémentaires.

L'approche purement dimensionnelle ne donne pas de résultats suffisamment complets. L'approche de visualisation dans le plan est intéressante, mais ne permet pas d'obtenir un critère quantitatif mais uniquement visuel. L'approche la plus complète reste celle de l'analyse fréquentielle, en analysant les variations d'amplitudes et de fréquences des principaux pics, cela reste le meilleur moyen de caractériser la stabilité de l'opération.

# 3. Efforts de coupe

La corrélation efforts de coupe / déplacements d'outil n'a pas pu être réalisée de manière aussi complète et précise qu'en fraisage. Dans un premier temps, la raideur de l'outil a été recherchée puis dans un second temps, des essais combinant mesures de déplacement et mesures d'efforts ont été effectués.

## 3.1. Détermination de la raideur de l'outil

La détermination de la raideur d'un outil de tournage a été effectuée suivant deux méthodes différentes. La première consiste à charger l'outil avec des poids et à observer sa flexion sous l'application de cette force. La deuxième est une modélisation de l'outil sous forme d'une poutre encastrée pour déterminer analytiquement sa raideur.

### 3.1.a. Détermination expérimentale de la raideur

Le schéma de principe illustrant la manière de procéder pour cette détermination expérimentale est donné Figure IV-6. L'outil étant monté sur le centre de tournage, le capteur de déplacement dans le sens de l'effort de coupe mesure la flexion de celui-ci en fonction du poids appliqué au niveau de la plaquette (pour les besoins de l'expérimentation, la plaquette avait été retirée).

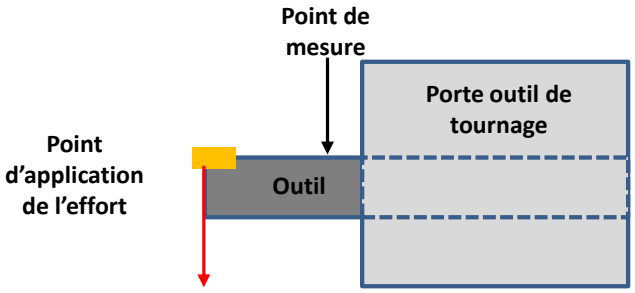



*Figure IV-6 : Schéma de principe de la mesure de la raideur de l'outil de tournage.*

Les tableaux IV-3 et IV-4 donnent les valeurs mesurées lors de ces tests à la fois lorsque la charge sur l'outil augmente puis lorsqu'elle diminue. Ces essais ont été réalisés en utilisant la sortie numérique du capteur, c'est-à-dire que le contrôleur enregistre les données venant de la mesure en interne puis elles sont ensuite téléchargées sous la forme d'un fichier de points. Ce fichier de points a ensuite été moyenné pour déterminer la valeur de la flexion de l'outil. Cette manière de procéder garantie une précision de mesure très

bonne, de l'ordre de 0.5µm. Trois essais de montée et descente en charge ont été effectués, ce sont les moyennes de ces tests qui apparaissent dans les deux tableaux ci-dessous.

| Force (N) | 0 | 20 | 40 | 60 | 80 | 100 | 120 | 140 | 160 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Déplacement (µm) | 0 | 0.5 | 0.9 | 1.3 | 1.7 | 2 | 2.4 | 2.8 | 3.1 |

*Tableau IV-3 : Mesure des déplacements de l'outil en fonction de l'effort appliqué sur celui-ci lors de l'augmentation de la charge.*

| Force (N) | 160 | 140 | 120 | 100 | 80 | 60 | 40 | 20 | 0 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Déplacement (µm) | 3.4 | 3.2 | 2.8 | 2.5 | 2.2 | 1.8 | 1.4 | 9 | 0 |

*Tableau IV-4 : Mesure des déplacements de l'outil en fonction de l'effort appliqué sur celui-ci lors de la diminution de la charge.*

La Figure IV-7, montre le tracé de l'évolution de la flexion de l'outil en fonction de l'effort appliqué. Une régression linéaire a ensuite été réalisée dans le but d'obtenir la raideur de l'outil.

Ici, deux souplesses sont obtenues, à la montée en charge $k_m = 19e^{-6}$ mm/N et à la descente $k_d = 22e^{-6}$ mm/N. Ces souplesses extrêmement faibles s'expliquent ici par l'utilisation d'un outil de section $20 \times 25$ mm très rigide.

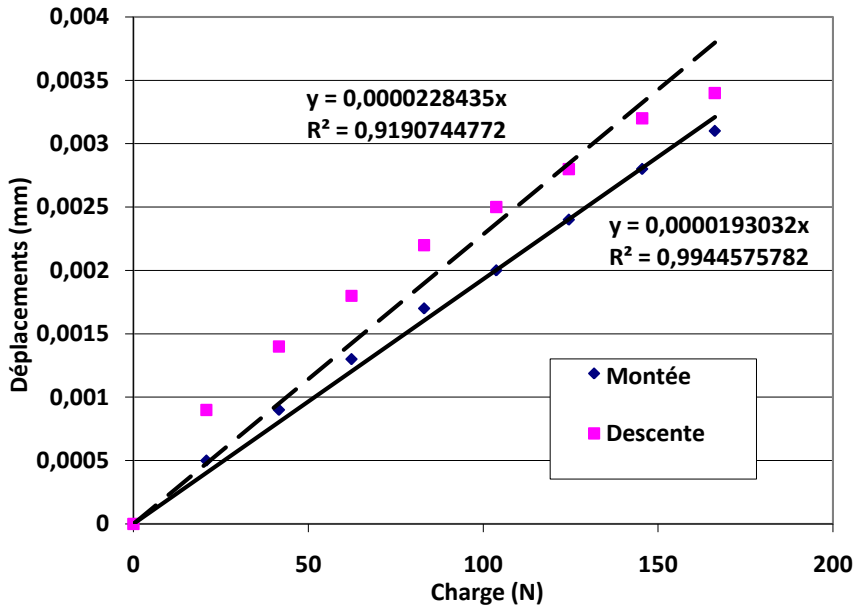



*Figure IV-7 : Tracé de l'évolution de la flexion en fonction de la charge appliquée sur l'outil pour une montée en charge (losange bleus) et une descente (carrés roses). Les droites correspondent à la régression linéaire appliquée pour chacune des séries.*

### 3.1.b. Détermination de la raideur par modélisation

La modélisation de l'outil de tournage est effectuée suivant un simple modèle de poutre encastrée. La Figure IV-8 illustre les différents paramètres permettant de déterminer les caractéristiques de l'outil monté dans le porte-outil.

Au départ, les caractéristiques de l'outil (sa section et sa matière) sont connues ce qui permet le calcul de la flexion de l'outil ou de sa raideur en fonction des cotes A, B et C grâce aux formules de la Figure IV-8. Sur ces trois cotes, B correspond à la jauge du plan de mesure définie et mesurable sur le montage, C correspond à la jauge outil, la seule inconnue est la cote du plan d'encastrement A.

En jouant sur ce paramètre pour obtenir une raideur similaire aux mesures effectuées précédemment, pour une raideur modélisée de $k_{mod} = 20e^{-6}$ mm/N, la cote A de l'encastrement est de 22 mm. La valeur de cette cote place le plan d'encastrement entre les deux premières vis de serrage de l'outil dans le porte-outil.

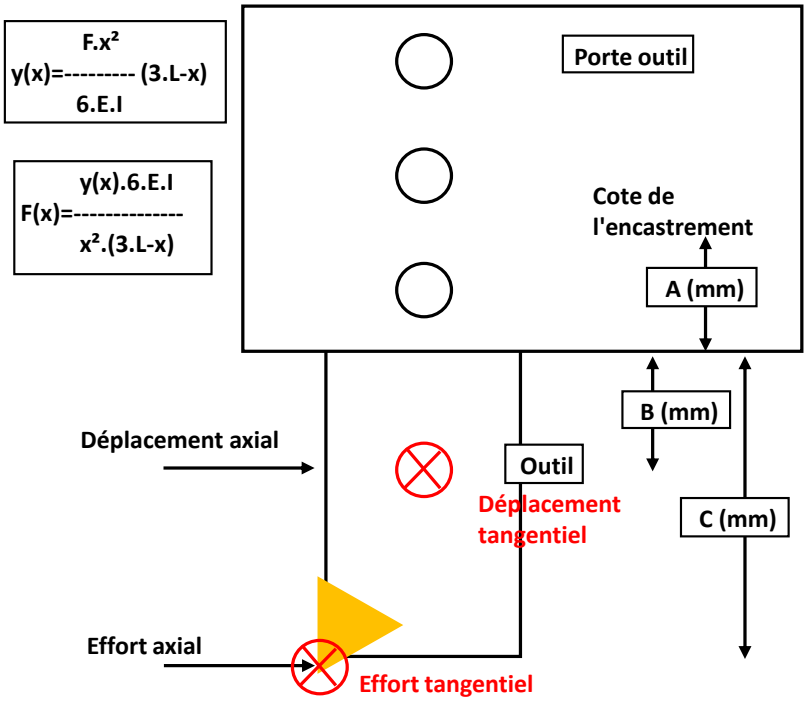



*Figure IV-8 : Modélisation paramétrée de l'outil de tournage.*

Des essais, non présentés ici, au cours desquels ont été mesurés les efforts et les déplacements ont permis de calculer une raideur d'outil de $k = 23e^{-6}$ mm/N. Cette valeur est très proche des valeurs expérimentales ci-dessus et cela conforte l'hypothèse que le point d'encastrement de l'outil est situé entre les deux premières vis de serrage de l'outil.

## 3.2. Calcul des efforts de coupe

La campagne d'essai effectuée ici utilise un outil différent de celui présenté ci-dessus. L'outil a une section beaucoup plus faible (12x12mm) et ces essais avaient pour but de tester la fiabilité et la répétabilité des mesures dans le cadre d'une démarche Couple Outil Matière réduite pour un outil de petite dimension.

Pour une profondeur de passe $a_p = 0.5$ mm et une vitesse de coupe $Vc = 200$ m/min des essais ont été effectués pour six avances f différentes variant de 0.05 à 0.3 mm/tr. Chacun des essais instrumentés en déplacement ont été répétés quatre fois et dans un second temps, les mêmes essais ont été effectués avec une platine de mesure d'efforts en tournage.

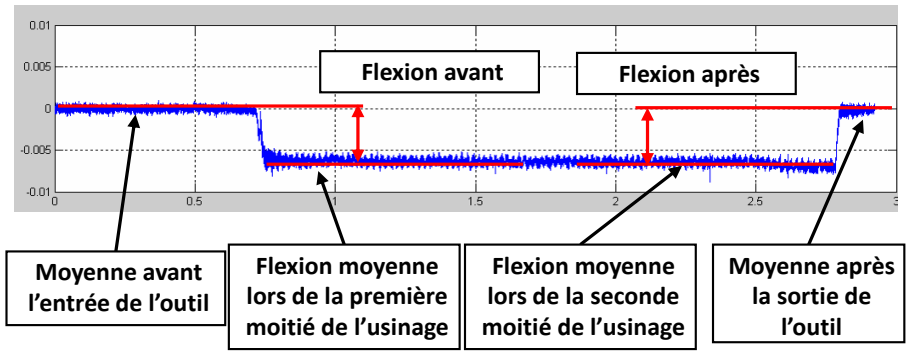



*Figure IV-9 : Schéma montrant les deux flexions calculées pour chaque essai.*

Dans un premier temps, les efforts de coupe sont calculés. Pour chaque essai et pour chaque axe, deux flexions sont mesurées. La Figure IV-9, illustre le calcul de la flexion dite "avant" et de la flexion dite "après" à partir des signaux. De plus, ces flexions sont mesurées dans le sens de la coupe et dans le sens de l'avance, pour ensuite calculer les efforts sur chacun de ces axes. Donc pour chacun des essais, quatre efforts sont calculés, deux pour chacun des axes. Les résultats sont visibles sur la Figure IV-10.

Dans un second temps, le coefficient spécifique de coupe a été calculé. Ces résultats sont visibles sur la Figure IV-11.

Il est possible de remarquer que :

- Les ordres de grandeur pour les efforts et les coefficients spécifiques de coupe sont respectés.
- Les tendances sont les mêmes pour les deux moyens de mesure dans le sens de l'avance. Dans le sens de l'effort de coupe, une anomalie apparaît pour les efforts calculés pour des avances supérieures à 0.2mm/tr. Paradoxalement, la courbe de coefficient spécifique de coupe ne révèle pas cette divergence de manière aussi flagrante.

La dispersion des mesures est beaucoup plus importante pour les valeurs obtenues à partir de la mesure de déplacement, surtout pour les petites valeurs d'efforts. Cela s'explique par le fait que la mesure de déplacement n'est pas suffisamment précise. En effet, une variation des efforts de coupe de quelques Newtons entraînera une variation des déplacements de seulement quelques microns. Si le protocole défini dans la partie précédente permet d'avoir une précision de mesure très importante (0.5 µm), lors des essais

en usinage la sortie analogique du capteur est utilisée, hors dans la pratique celle-ci ne peut fournir des mesures qu'avec une précision d'environ $\pm 2\mu m$. Cela veut dire que plus le niveau des efforts sera faible, moins bonne sera la mesure de déplacement et la dispersion des mesures sera plus importante.

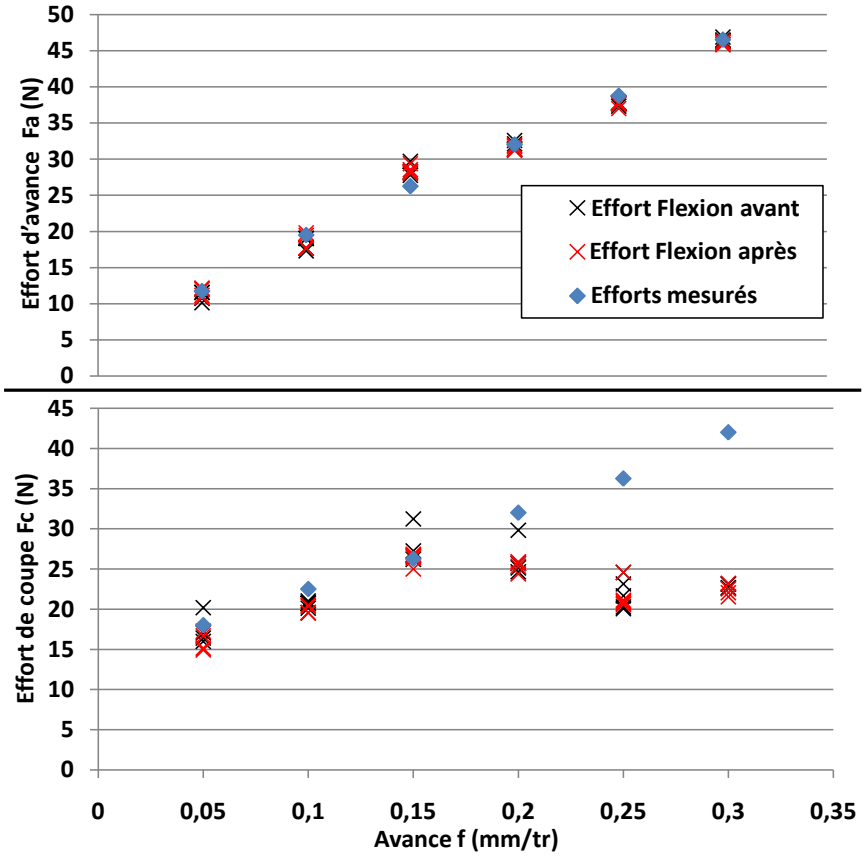



*Figure IV-10 : Variation de l'effort de coupe en fonction de la vitesse d'avance f. En haut dans le sens de l'avance, en bas dans le sens de la coupe. Efforts calculés grâce à la flexion avant (croix noires), après (croix rouges) et efforts mesurés (losanges bleus).*

L'inflexion dans la courbe des efforts calculés à partir des mesures de déplacement dans le sens de la coupe n'a pas d'explication pour l'instant. Cela pourrait, mais c'est une hypothèse, provenir d'un changement de comportement de l'outil comme par exemple une déformation en torsion de celui-ci plus qu'en flexion. Cela n'est pas vérifiable dans l'état actuel des connaissances.

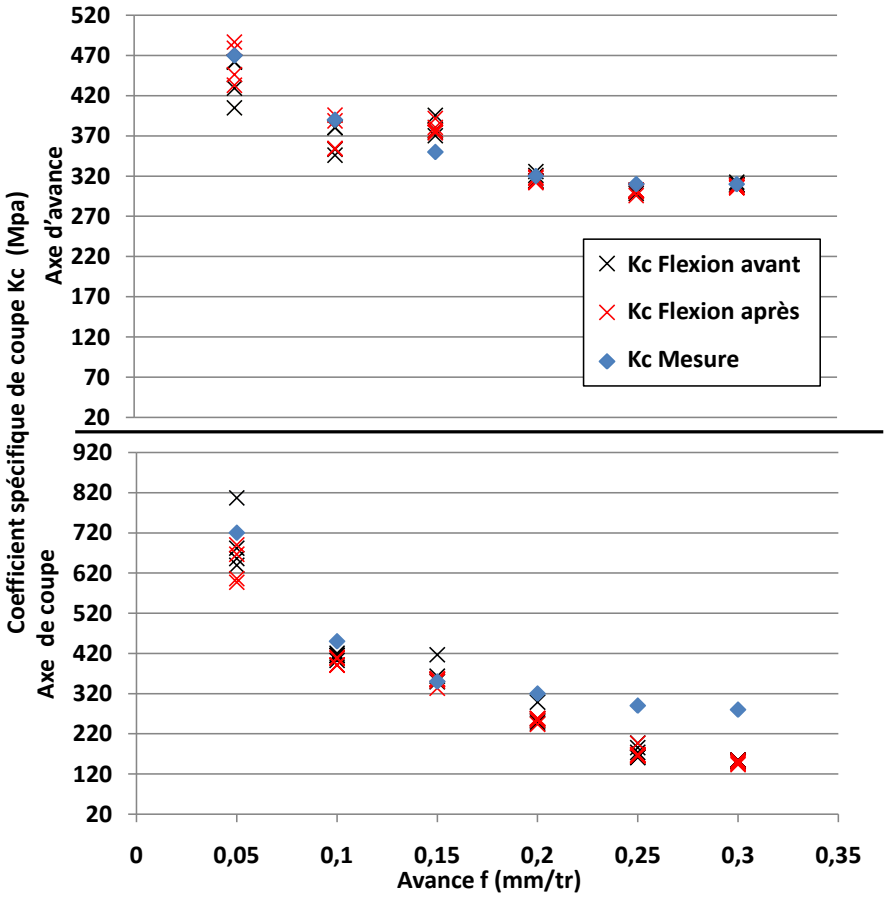



*Figure IV-11 : Variation du coefficient spécifique de coupe Kc en fonction de l'avance f. En haut dans le sens de l'avance, en bas dans le sens de la coupe.*

## 3.3. Conclusion

Dans cette partie, il est montré que la mesure des efforts de coupe à partir des mesures de déplacement de l'outil est relativement efficace mais une forte dispersion est présente lorsque les efforts sont faibles. Cela vient du fait que pour de faibles efforts, les déplacements seront également de faibles amplitudes et que la limite de résolution des capteurs sera atteinte. De plus, un phénomène énigmatique a été observé sur la Figure IV-10 pour des avances supérieures à 0.2mm/tr pour la mesure des efforts à partir des déplacements dans le sens de la coupe.

# 4. Etat de surface en tournage

La connaissance des déplacements de l'outil dans deux directions peut, comme pour le fraisage, donner suffisamment d'informations pour le calcul de l'état de surface de la pièce usinée.

Le principe de calcul adopté pour le tournage est le même que pour le fraisage en un peu plus simple. L'idée est de superposer à la trajectoire théorique de l'outil ses vibrations enregistrées grâce aux capteurs de déplacement.

## 4.1. Etapes de calcul de la surface usinée

### 4.1.a. Délimitation du signal à utiliser

Une fois l'usinage effectué et les signaux de déplacement enregistrés, il est d'abord nécessaire de limiter ces signaux aux points où l'outil est réellement en contact avec la matière. La Figure IV-12 montre un exemple de signal enregistré (en bleu) et la partie sélectionnée (en rouge) qui correspond à la phase où l'outil est dans la matière.

Pour réaliser la sélection, il est nécessaire de connaître le premier point de contact entre l'outil et la matière, celui-ci est facilement identifiable sur l'enregistrement (point 1) et le point de sortie de l'outil dans la matière (point 2). Ce deuxième point peut être soit, pointé sur l'enregistrement comme le point 1, soit calculé grâce à l'Equation IV-2 qui donne le numéro du point 2 dans le fichier d'enregistrement.

$$N_2 = \mathrm{ent}\left(\frac{L}{N \times f} \times 60 \times f_s\right) + N_1 \qquad \text{Equation IV-2}$$

Avec :

- $L$ : Longueur du palier usiné (mm).
- $N$ : Vitesse de rotation de la broche (tr/min).
- $f$ : Avance par tour (mm/tr).
- $f_s$ : Fréquence d'acquisition (Hz).
- $N_1$ : Numéro du point 1 dans le fichier d'enregistrement.

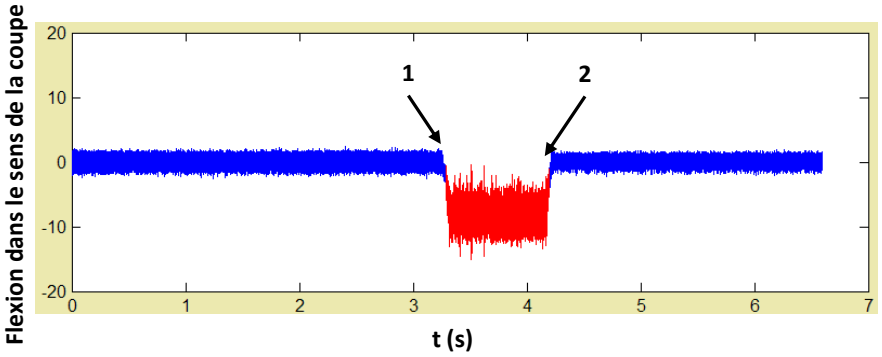



*Figure IV-12 : Signal enregistré (bleu) et partie du signal sélectionné (rouge).*

A cette étape du traitement, la zone utile au calcul de la surface usinée est isolée, la suite des calculs reposera uniquement sur cette partie du signal enregistré.

### 4.1.b. Modélisation de l'outil

La modélisation de l'outil est analogue à celle mise en place pour le fraisage, pour le tournage, la modélisation est visible sur la Figure IV-13. L'outil est composé de trois parties :

- La zone d'encastrement de l'outil dans le porte-outil modélisée par un point, c'est à partir de ce point que sera calculé la flexion de celui-ci.
- Le point de mesure des déplacements. C'est au niveau de ce point que sont appliquées les flexions de l'outil dans le sens de l'avance et dans le sens de la coupe mesurés lors de l'essai.
- Le profil de l'arête de coupe. L'outil n'est modélisé que par la forme de l'arête de coupe sous la forme d'une ligne discrétisée. Les points de discrétisation sont bien visibles sur le zoom de la Figure IV-13. Trois informations sont nécessaires pour cette modélisation, le rayon de bec $r_\varepsilon$ (en mm), l'angle de pointe de la plaquette $K_r$ et l'angle opposé $K'_r$ (exprimés en °). Pour chacun de ces paramètres, le pas de discrétisation doit également être défini, celui-ci ne doit pas être trop fin sous peine d'allonger le temps de calcul mais suffisant pour permettre de calculer la surface avec précision.

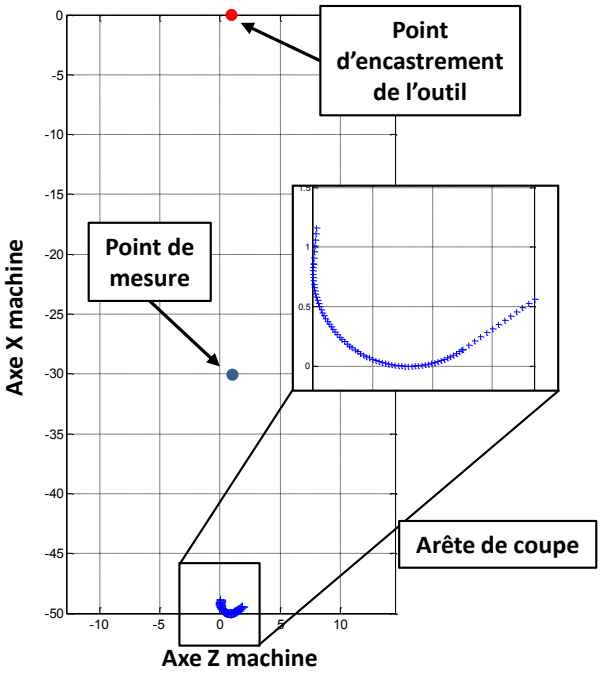



*Figure IV-13 : Modélisation de l'outil en tournage.*

### 4.1.c. Calcul de la position réelle de l'outil

La position du modèle ainsi obtenue doit être calculée dans l'espace. Pour cela quatre calculs sont effectués successivement pour chaque point de l'enregistrement :

- Premièrement, en fonction de la flexion de l'outil dans les deux plans de mesure, la position de l'arête de coupe de l'outil déformé est calculée. L'outil jusqu'à présent modélisé dans le plan est positionné dans l'espace (voir la Figure IV-14).

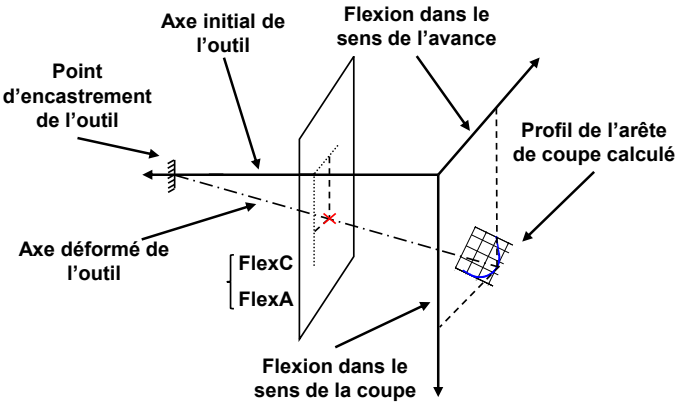



*Figure IV-14 : Calcul de la flexion de l'outil dans l'espace grâce aux déplacements mesurés suivant l'axe de coupe FlexC et suivant l'axe d'avance FlexA.*

- Deuxièmement, l'outil modélisé est translaté pour être amené à la valeur du rayon de la pièce usinée.
- Troisièmement, une rotation est appliquée à l'outil. Dans le cas du tournage, la pièce est tournante, mais pour simplifier les calculs, il a été choisi de faire tourner l'outil autour de la pièce de manière virtuelle.
- La quatrième étape consiste à appliquer à l'outil le mouvement d'avance en translatant le modèle de la valeur de l'avance au point considéré.

Le calcul de la position de l'outil dans l'espace expliqué ici, est l'étape la plus lourde du point de vu temps de calcul. Pour limiter ce temps, la surface n'est pas calculée sur les 360° de la pièce. Il a été décidé de limiter le calcul à une certaine portion angulaire de la pièce.

Pour chaque point de l'enregistrement, la position angulaire $\theta_i$ (en radian) de l'outil au point i est calculée grâce à l'Equation IV-3, si celle-ci est dans la plage définie pour la simulation, la position de l'outil est calculé, sinon elle ne l'est pas. Ici, $N$ est la vitesse de rotation en tr/min et $f_s$ la fréquence d'échantillonnage.

$$\theta_i = \frac{2 \times \pi \times N}{60 \times f_s} \times i \qquad \text{Equation IV-3}$$

### 4.1.d. *Calcul de la surface usinée*

A ce stade, pour chaque pas de temps et pour la plage angulaire considérée, l'outil est positionné dans l'espace en tenant compte de son mouvement autour de la pièce et des vibrations. La surface usinée, correspond à l'enveloppe des points balayés par l'outil comme visible sur la Figure IV-15.

Un maillage de la pièce est défini (pas angulaire et pas longitudinal), puis pour chacune des mailles, le point ayant le rayon minimum est recherché. Ce point extremum correspond à la surface générée lors de l'usinage.

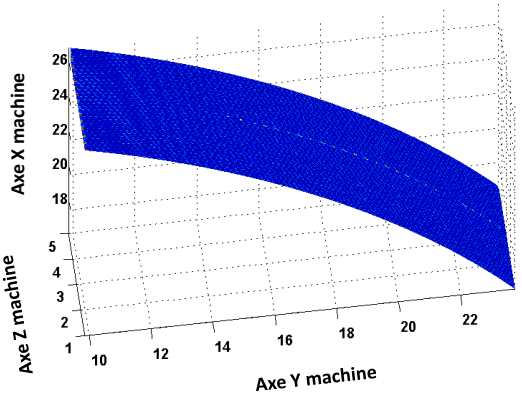



*Figure IV-15 : Exemple de surface calculée en tournage pour un secteur angulaire donné.*

Dans le but de faciliter ces différents calculs, une interface d'utilisation a été créée pour utiliser le programme développé en ©Matlab. Cette interface est visible sur Figure IV-16 et elle résume les différents calculs effectués.

- 1 : Lecture du fichier ascii contenant les données enregistrées.
- 2 : Assignation des données à la voie mesurée (temps, flexion dans le sens de la coupe et flexion dans le sens de l'avance)
- 3 : Visualisation des déplacements sur l'un des axes.
- 4 : Cadre d'entrée des paramètres de l'usinage (vitesse de rotation, Diamètre usiné, avance par tour, Vitesse de coupe, longueur du palier usiné) et bouton permettant la sélection du premier point de contact avec la matière.
- 5 : Paramètres permettant la modélisation de l'outil.
- 6 : Définition des valeurs de la simulation (secteur angulaire, pas entre deux points utilisés pour la simulation, caractéristiques du maillage de la surface finie).
- 7 : Affichage et sauvegarde des résultats.

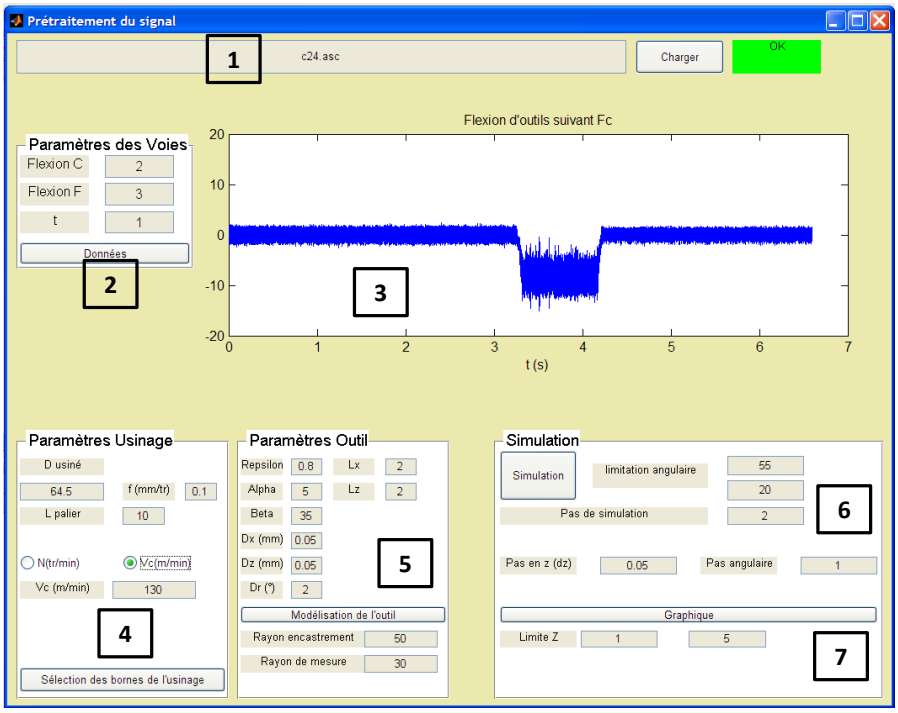



*Figure IV-16 : Interface de calcul de la surface usinée en tournage, développée dans le cadre de ces travaux.*

## 4.2. Comparaison expérimentale

Cette partie est consacrée à l'application de la méthode exposée ci-dessus dans le cadre de trois essais. Les Figures IV-17 à IV-19 montrent les résultats obtenus sur ces essais.

Pour chacun des essais, l'aspect de la surface mesurée sur la pièce est en haut à gauche, l'aspect de la surface recalculée à partir des déplacements est visible en haut à droite. Pour ces deux illustrations l'axe horizontal correspond à la longueur de l'essai, et l'axe vertical à la portion angulaire. Dans le cas de la mesure, la portion angulaire représentée est d'environ 3°, et 5° dans le cas de la surface recalculée. Ces deux images ont pour but de vérifier la correspondance de l'aspect général de la surface. Pour comparer de manière dimensionnelle les deux surfaces, des profils de rugosité mesurés et recalculés ont été tracés.

### *4.2.a. Essai 1*

L'essai 1 est un essai stable (Figure IV-17) à avance importante. Les conditions de coupes sont $a_p$=0.5mm, Vc=200m/min, f=0.2mm/tr avec une jauge outil faible à la différence de l'essai 3.

Les deux surfaces usinées et recalculé ont un aspect identique. Elles présentent toutes les deux les sillons réguliers logiquement observables lors d'une opération de chariotage simple sans instabilité.

Lors de la comparaison des profils, il est possible de s'apercevoir que la corrélation est très satisfaisante. Du point de vu de la "phase", les deux profils sont parfaitement synchronisés, le pas entre les sillons est comparable seule l'amplitude du profil recalculé est inférieure au profil mesuré.

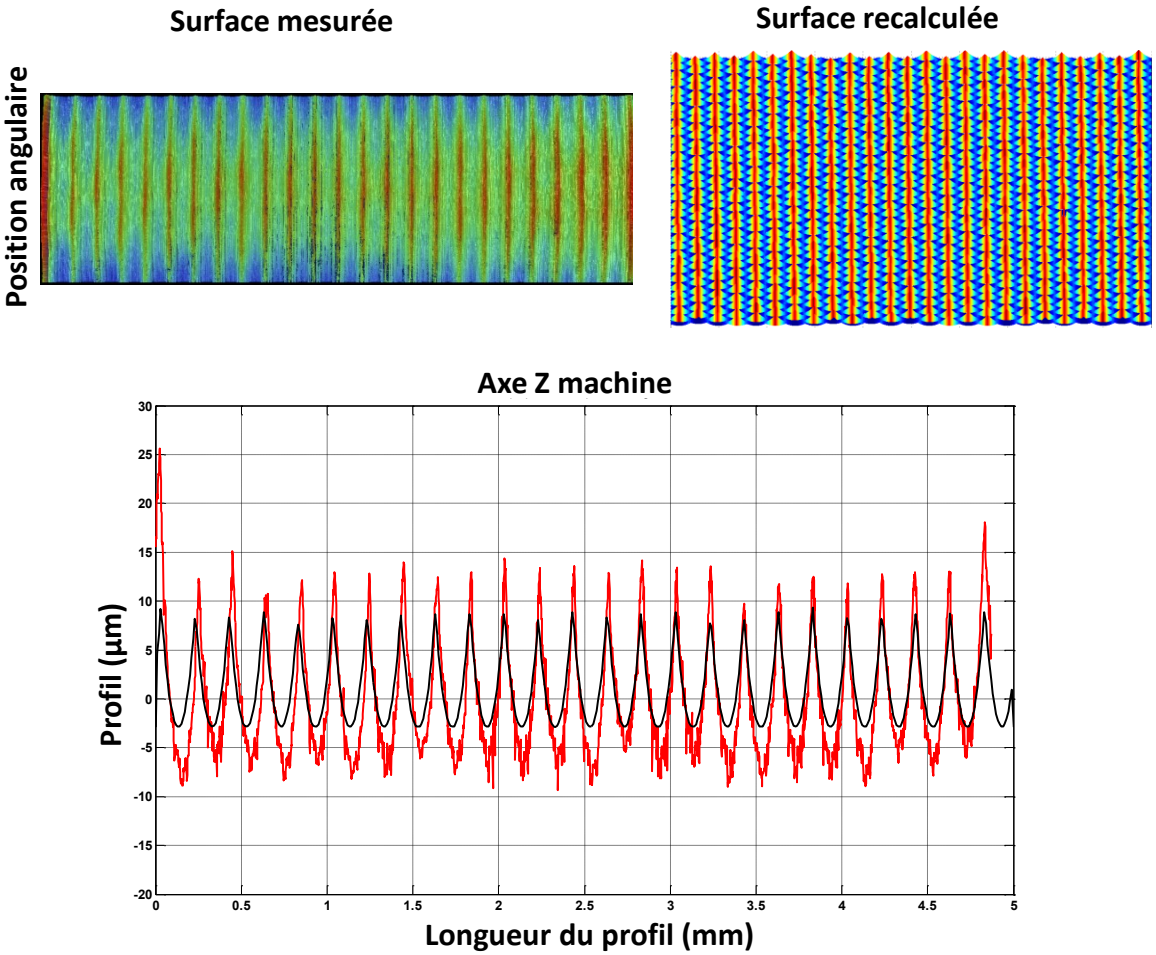



*Figure IV-17 : Comparaison des surfaces mesurées et recalculées pour l'essai 1.*

### *4.2.b. Essai 2*

L'essai 2 est également un essai stable (Figure IV-18) mais à avance plus faible. Les conditions de coupes sont $a_p$=0.5mm, Vc=200m/min, f=0.1mm/tr avec une jauge outil identique à l'essai précédent.

L'aspect général de la surface usinée présente comme précédemment des sillons réguliers. Cette régularité ne se retrouve pas sur la surface recalculée. Cette dernière présente des sillons obliques (orientés du bas à gauche au haut à droite).

La comparaison des profils donne également satisfaction. Les deux courbes ne sont pas parfaitement en phase, cela s'explique par le fait que la mesure et le calcul n'ont pas été faits pour les mêmes positions angulaires sur la pièce. Cependant, la régularité est la même et l'amplitude des deux profils est plus proche que pour l'essai précédent. Le profil recalculé présente néanmoins des pics de très faible amplitude qui n'ont pas de correspondance sur le profil mesuré.

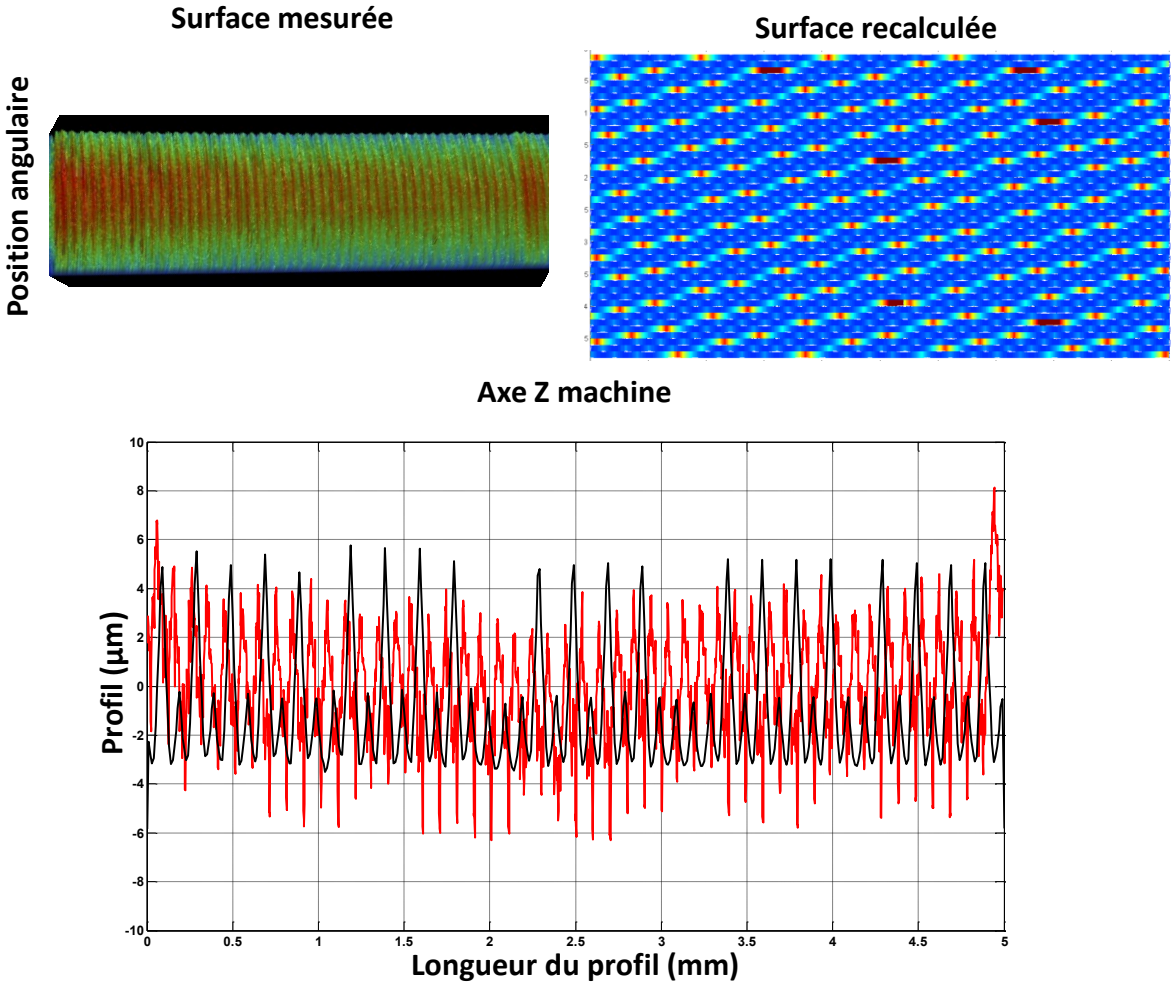



*Figure IV-18 : Comparaison des surfaces mesurées et recalculées pour l'essai 2.*

### 4.2.c. Essai 3

L'essai 3 est un essai instable (Figure IV-19). Les conditions de coupes sont $a_p$=0.5mm, Vc=160m/min, f=0.2mm/tr avec une jauge outil importante.

L'aspect général de la surface usinée présente des marques régulières profondes et obliques (alignées suivant un axe allant du bas à gauche au haut à droite). Cet aspect ne se retrouve pas de manière évidente sur la surface recalculée. Par contre, celle-ci montre de fortes ondulations le long des sillons verticaux (contrairement à l'essai 1 voir Figure IV-17).

De manière quantitative, les deux profils sont très différents que cela soit du point de vu de l'amplitude ou de la synchronisation.

Le fait que les surfaces soient si différentes peut s'expliquer par le fait que l'usinage soit instable.

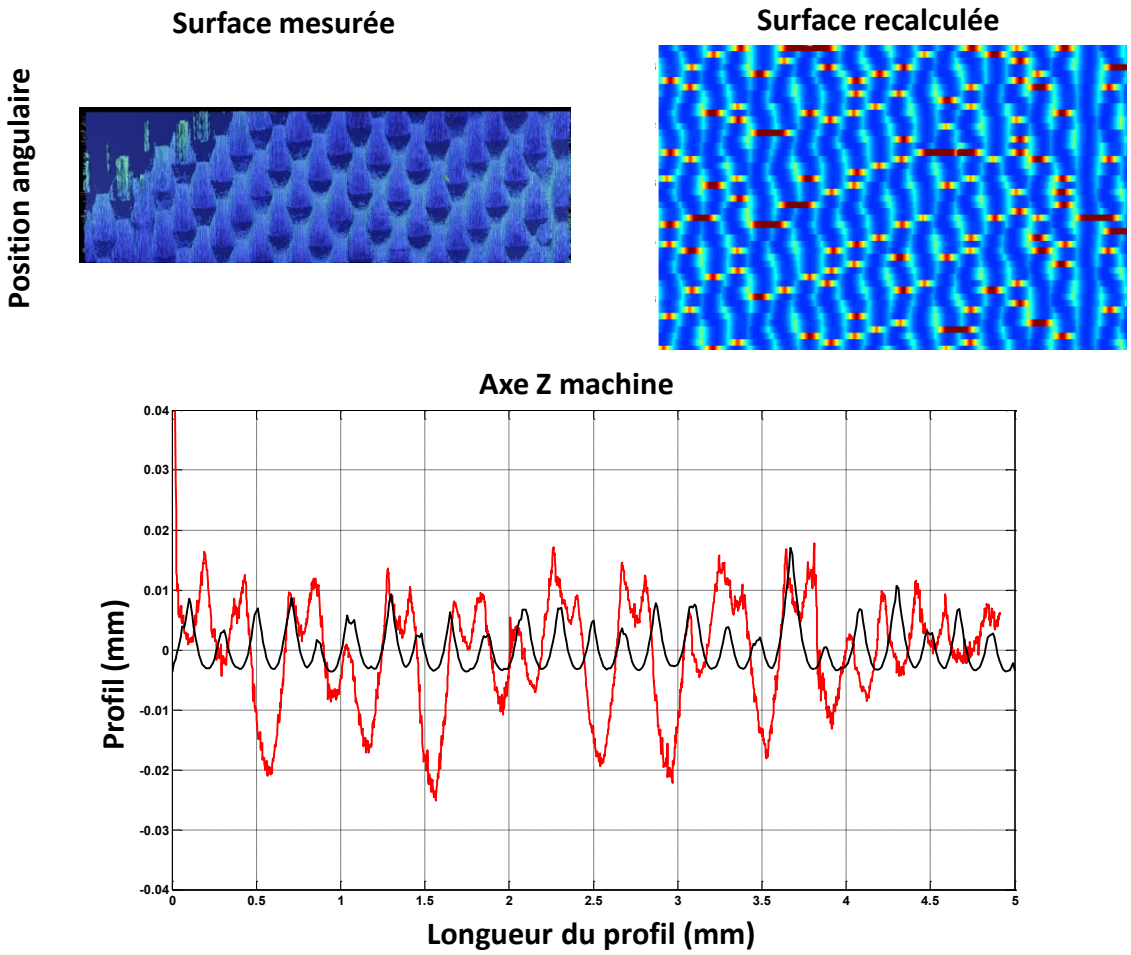



*Figure IV-19 : Comparaison des surfaces mesurées et recalculées pour l'essai 3.*

## 4.3. Conclusion

Les différences observées dans le cadre des deux premiers essais peuvent s'expliquer par une connaissance pas suffisamment précise de la géométrie de l'outil. La moindre

variation entre le rayon de bec réel de l'outil et le rayon nominal peut entraîner de fortes variations lors de la génération de la surface.

Pour ce qui est de l'essai 3, par définition l'instabilité entraîne une surface irrégulière, le secteur mesuré sur la pièce étant très petit, cela correspond à une petite partie du signal difficile à identifier. La surface ayant été ré-usinée il n'a pas été possible de la remesurer. Un autre point pouvant expliquer les différences observées dans le cas instable est le changement du comportement dynamique de l'outil. Ce point a été mis en évidence dans la partie IV-3.2.

# Conclusions et perspectives

## Conclusions

Les problèmes vibratoires sont à l'origine de nombreux problèmes lors des opérations d'usinage. Dans le but de limiter leur influence sur la qualité de la pièce ou sur le moyen de production et donc sur le coût de revient ou sur la rentabilité, de nombreux moyens ont été mis en œuvre.

Le premier chapitre traite des différents type de vibrations et de leurs effets sur la pièce finie. Il est également question des moyens développés pour contrecarrer leurs effets. Dans un premier temps, de nombreux modèles analytiques puis temporels développés lors des cinquante dernières années, permettent des simulations de plus en plus précises des procédés de mise en forme des matériaux par enlèvement de matière. Ces modèles plus ou moins complexes à utiliser, plus ou moins dédiés à une opération et plus ou moins gourmand en temps et en puissance de calcul montrent pourtant leurs limites dans le cas d'applications industrielles. En complémentarité de ces techniques de simulation, le développement des moyens d'acquisition, informatiques et des capteurs ont permis l'émergence plus récente de la surveillance de l'usinage. Le but n'est pas de simuler mais par l'intermédiaire de capteurs implantés dans le centre d'usinage, de détecter pendant la production une défaillance ou une dérive du processus de fabrication. Parmi les capteurs utilisés certains sont historiquement très utilisés alors que d'autres n'ont connu des développements technologiques permettant leur utilisation en usinage que très récemment.

Dans le second chapitre, l'une de ces familles de capteur est étudiée. Depuis quelques années, les capteurs de déplacement sans contact ont progressé que ce soit du point de vu de la facilité d'intégration, des technologies utilisées, des capacités de mesures ou des coûts. Ces capteurs pouvant utiliser de nombreuses technologies différentes, trois plus particulièrement adaptées à leur utilisation dans le cadre de l'usinage sont détaillées ici. Pour les trois familles capteurs capacitifs, capteurs inductifs et capteurs optiques, les avantages et les inconvénients de leur utilisation ont été étudiés. Les deux dispositifs

expérimentaux conçus et réalisés pour l'implantation de ces capteurs dans le cadre du tournage et du fraisage sont présentés. La mise en œuvre et l'utilisation de ces dispositifs permettant l'utilisation des capteurs de déplacement en usinage sont également décrites dans ce chapitre.

## Conclusions et perspectives en fraisage

L'utilisation de ces capteurs dans le cadre du procédé de fraisage est exposée dans le chapitre trois.

Dans un premier temps, une analyse des déplacements de l'outil pendant des essais de coupe stable a été effectuée. Il est possible d'isoler le passage de chacune des dents dans la matière. Même si cela n'a pas été vérifié ici, il serait donc possible de faire un suivi dans le temps de l'évolution de l'usinage sur chacune des dents. Ainsi, il serait possible de détecter l'usure de chacune d'entre elles ou une casse outil et de permettre une modification des paramètres de coupe pour limiter l'impact sur la pièce. L'utilisation des capteurs à technologie laser permet également de vérifier la géométrie de l'outil en dehors de l'usinage comme par exemple l'affûtage de celui-ci. Il est également possible d'envisager de mesurer après chaque usinage l'usure ou le recul des arêtes de coupe pour en tenir compte à l'usinage suivant.

Dans un second temps, l'utilisation de ces capteurs a permis une étude détaillée des phénomènes apparaissant lors de l'instabilité. L'instabilité étant une conséquence des vibrations de l'outil, les capteurs de déplacement mesurant directement ces vibrations sont très adaptés pour la quantifier. Les conséquences de l'instabilité sur les vibrations de l'outil ont été constatées et plusieurs critères de stabilité ont été développés pour la détecter et la mettre en évidence.

Il a également été démontré que les capteurs de déplacement sans contact pouvaient fournir un système de mesure des efforts alternatifs aux platines de mesure piézo-électriques. Une méthodologie permettant de calculer les efforts de coupe est expliquée à partir des mesures des déplacements effectuées directement sur l'outil sans avoir à ajouter un système de mesure dans la chaîne usinante risquant de la perturber. Les efforts sont également mesurés à des fréquences beaucoup plus importantes. Le calcul des efforts

nécessite néanmoins de connaître les paramètres dynamiques de la broche. Pour cela un système innovant de caractérisation des paramètres de la broche en rotation a été conçu et utilisé.

Enfin, la mesure des déplacements de l'outil est utilisée pour la reconstruction de l'état de surface de la pièce usinée. A partir des déplacements et en calculant la déformation de l'outil, il est possible de calculer la position réelle des dents à chaque instant. Il est ainsi possible de reconstruire la surface générée et de vérifier si celle-ci est bien conforme aux attentes ou non. Ce système ne se substitut pas à une mesure de l'état de surface mais permet d'avoir une bonne approximation de la qualité de la surface obtenue après usinage en un minimum de temps.

Le dispositif de mesure présenté ici n'est en aucun cas transférable en l'état dans un contexte industriel, mais il serait possible d'envisager d'utiliser d'autres types de capteurs pouvant être intégrés dans la broche et fournissant les mêmes informations (déplacements), ou des informations similaires pouvant être corrélées aux déplacements d'outil. Il suffit ensuite de connaître les Fonctions de Transfert entre les différents signaux pour posséder toutes les informations nécessaires à une surveillance approfondie de l'usinage. Il serait également envisageable d'intégrer dans une partie de la machine un système de diagnostic dynamique de la broche et de l'outil. Un dispositif avec des capteurs de déplacements laser permettrait de contrôler la géométrie et l'usure de l'outil, et un système de sonnage en rotation de la broche permettrait de fournir les Fonctions de Transfert entre les signaux et un suivi des paramètres dynamiques de la broche. Un tel dispositif autoriserait à la fois la surveillance de l'usinage et le suivit de la broche de la machine pour la maintenance préventive de celle-ci.

## *Conclusions et perspectives en tournage*

Le quatrième chapitre expose les résultats obtenus grâce à la mesure des déplacements d'outil en tournage. Les travaux ont été moins développés pour ce procédé que pour le fraisage, mais les points suivants ont été étudiés.

L'étude de la stabilité montre que comme pour le fraisage, il existe trois cas de stabilité. Une approche originale a été de tracer les vibrations de l'outil dans le plan grâce

aux mesures dans le sens de l'avance et dans le sens de coupe. Ces mesures mises sous la forme de graphique en couleur permettent de visualiser la répartition des mesures dans le plan. Il est ainsi possible de mettre en évidence différents régimes dynamiques de l'outil de tournage.

Pour ce qui est de la mesure des efforts de coupe, malgré l'utilisation d'une raideur simple contrairement au fraisage, les résultats sont tout à fait comparables avec les mesures issues de platines dynamométriques. Un phénomène non expliqué a cependant été mis en évidence. A partir d'une certaine avance par tour, les déplacements d'outil dans le sens de l'effort de coupe ont tendance à stagner alors qu'ils devraient continuer à augmenter comme cela est observé sur les mesures dans le sens de l'avance. Cette constatation n'a pas pu être expliquée, une piste serait peut-être d'étudier la torsion de l'outil de tournage en cours d'usinage, mais pour cela un dispositif spécifique pour un montage différent des capteurs doit être conçu.

Pour ce qui est de la reconstruction de l'état de surface, la technique mise en oeuvre se révèle très intéressante pour les essais offrant une bonne stabilité, dans ce cas l'état de la surface est proche de la surface théorique obtenue lors d'une opération de tournage. Pour les essais plus instables, la corrélation n'est pas aussi satisfaisante, mais la mesure des déplacements de l'outil est quand même un très bon moyen de surveiller l'état de surface généré pendant l'usinage.

Comme dans le cas du fraisage, l'utilisation des capteurs de déplacements tels que montré ici n'est pas applicable dans un contexte industriel. Les capteurs lasers malgré leur encombrement ont principalement été choisis pour leur facilité et leur souplesse d'utilisation dans le cadre d'un travail de recherche et développement. Mais il serait tout à fait envisageable d'utiliser d'autres capteurs en les insérant directement dans le porte-outil pour obtenir les informations nécessaires à une surveillance performante de l'opération de tournage.

# Bibliographie


[ABELE2008]. E. ABELE, R. Hölscher et J. Hohenstein. *Methodology for evaluation of centrifugal force resistance of HSC-tools by analyzing tool body deformation and cutting edge offset.* CIRP Annals - Manufacturing Technology. 2008, Vol. 57/1, p:117-120.

[ALBRECHT2005]. A. ALBRECHT, S. S. Park, Y. Altintas et G. Pritschow. *High frequency bandwidth cutting force measurement in milling using capacitance displacement sensors.* International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2005, Vol. 45/9, p:993-1008.

[ALTINTAS1995]. Y. ALTINTAS et E. Budak. *Analytical Prediction of Stability Lobes in Milling.* CIRP Annals - Manufacturing Technology. 1995, Vol. 44/1, p:357-362.

[ALTINTAS1999]. Y. ALTINTAS, S. Engin et E. Budak. *Analytical stability prediction and design of variable pitch cutters.* Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME. 1999, Vol. 121/2, p:173-178.

[ALTINTAS2000]. Y. ALTINTAS. *Manufacturing Automation: Metal Cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations and CNC Design.* Cambridge University Press. Cambridge. 2000.

[ALTINTAS2008]. Y. ALTINTAS, M. Eynian et H. Onozuka. *Identification of dynamic cutting force coefficients and chatter stability with process damping.* CIRP Annals - Manufacturing Technology. 2008, Vol. 57/1, p:371-374.

[ARIZMENDI2009]. M. ARIZMENDI, F. J. Campa, J. Fernández, et al. *Model for surface topography prediction in peripheral milling considering tool vibration.* CIRP Annals - Manufacturing Technology. 2009, Vol. 58/1, p:93-96.

[ARNOLD1946]. R. N. ARNOLD. *The mechanism of tool vibration in the cutting of steel.* Proceedings of the Institute of Mechanical Engineers. 1946, p:154.

[BAYLY2002]. P. V. BAYLY, T. L. Schmitz, G. Stepan, B. P. Mann, D. A. Peters et T. Insperger. *Effects of radial immersion and cutting direction on chatter instability in end-milling.* 2002.

[BRAVO2005]. U. BRAVO, O. Altuzarra, L. N. López de Lacalle, J. A. Sánchez et F. J. Campa. *Stability limits of milling considering the flexibility of the workpiece and the machine.* International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2005, Vol. 45/15, p:1669-1680.

[BYRNE1995]. G. BYRNE, D. Dornfeld, I. Inasaki, G. Ketteler, W. König et R. Teti. *Tool Condition Monitoring (TCM) — The Status of Research and Industrial Application.* CIRP Annals - Manufacturing Technology. 1995, Vol. 44/2, p:541-567.

[CAMPOMANES2003]. M. L. CAMPOMANES et Y. Altintas. *An Improved Time Domain Simulation for Dynamic Milling at Small Radial Immersions.* Journal of Manufacturing Science and Engineering. 2003, Vol. 125/3, p:416-422.

[CHANG2007]. H. CHANG, J. Kim, I. H. Kim, D. Y. Jang et D. C. Han. *In-process surface roughness prediction using displacement signals from spindle motion.* International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2007, Vol. 47/6, p:1021-1026.

[CHARRON2003a]. J. L. CHARRON. *Mesures sans contact - Généralités.* Techniques de l'ingénieur. 2003a, Vol. R1/330, p:1-4.

[CHARRON2003b]. J. L. CHARRON. *Mesures sans contact - Méthodes magnétiques et capacitives.* Techniques de l'ingénieur. 2003b, Vol. R1/331, p:1-10.

[CHARRON2004a]. J. L. CHARRON. *Mesures sans contact - Méthodes optiques (Partie1).* Techniques de l'ingénieur. 2004a, Vol. R1/332, p:1-16.

[CHARRON2004b]. J. L. CHARRON. *Mesures sans contact - Autres méthodes.* Techniques de l'ingénieur. 2004b, Vol. R1/334, p:1-16.

[CHARRON2004c]. J. L. CHARRON. *Mesures sans contact - Méthodes optiques (Partie2).* Techniques de l'ingénieur. 2004c, Vol. R1/333, p:1-19.

[CHARRON2005]. J. L. CHARRON. *Mesures sans contact.* Techniques de l'ingénieur. 2005, Vol. R1/335, p:1-8.

[CHOI2003]. T. CHOI et Y. C. Shin. *On-line chatter detection using wavelet-based parameter estimation.* Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME. 2003, Vol. 125/1, p:21-28.

[CHOUDHURY1995a]. S. K. CHOUDHURY et S. Ramesh. *On-line tool wear sensing and compensation in turning.* Journal of Materials Processing Technology. 1995a, Vol. 49/3-4, p:247-254.

[CHOUDHURY1995b]. S. K. CHOUDHURY et M. S. Sharath. *On-line control of machine tool vibration during turning operation.* Journal of Materials Processing Technology. 1995b, Vol. 47/3-4, p:251-259.

[COFFIGNAL2007]. G. COFFIGNAL, P. Lorong, J. Planchat, S. Yaqub et A. Larue. *Virtual Machining: a General Approach to Deal with Flexible Workpieces.* 10th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations 10th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. 2007. Calabre - Italie.

[CORDUAN2006]. N. CORDUAN. *Etude des phénomènes vibratoires en fraisage de finition de plaques minces : Application aux aubages de turbines aéronautiques.* 2006. Doctorat de l'Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers.

[COSTES2008]. J. P. COSTES et V. Moreau. *Displacements measurements in a milling operation: application to the prediction of the surface profile.* 9th Cairo University Conference on Mechanical Design and Production. 2008. Egypt - Cairo.

[CROLET2008]. A. CROLET. *Contribution à l'étude de l'influence du comportement vibratoire du système "pièce-outil-machine" sur la qualité de surface obtenue en tournage de superfinition.* 2008. Doctorat de l'Institut National Polytechnique de Lorraine.

[DAVIES1998]. M. A. DAVIES, B. Dutterer, J. R. Pratt, A. J. Schaut et J. B. Bryan. *On the Dynamics of High-Speed Milling with Long, Slender Endmills.* CIRP Annals - Manufacturing Technology. 1998, Vol. 47/1, p:55-60.

[DAVIES2000]. M. A. DAVIES, J. R. Pratt, B. S. Dutterer et T. J. Burns. *The Stability of Low Radial Immersion Milling.* CIRP Annals - Manufacturing Technology. 2000, Vol. 49/1, p:37-40.

[DENKENA2008]. B. DENKENA, D. Boehnke, C. Spille et R. Dragon. *In-process information storage on surfaces by turning operations.* CIRP Annals - Manufacturing Technology. 2008, Vol. 57/1, p:85-88.

[DEVILLEZ2007]. A. DEVILLEZ et D. Dudzinski. *Tool vibration detection with eddy current sensors in machining process and computation of stability lobes using fuzzy classifiers.* Mechanical Systems and Signal Processing. 2007, Vol. 21/1, p:441-456.

[DURAND2002]. S. DURAND. *Capteurs de déplacement.* Techniques de l'ingénieur. 2002, Vol. R1/800, p:1-20.

[EHMANN1997]. K. F. EHMANN, S. G. Kapoor, R. E. DeVor et I. Lazoglu. *Machining Process Modeling: A Review.* Journal of Manufacturing Science and Engineering. 1997, Vol. 119/4B, p:655-663.

[ENK2006]. D. ENK et T. Surmann. *Analysis of the Cutting Tool Vibration while Milling with Changing Engagement Conditions.* 9th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. 2006. Slovenia - Bled.

[FRANCO-GASCA2008]. L. A. FRANCO-GASCA, R. De Jesús Romero-Troncoso, G. Herrera-Ruiz et R. Del Rocío Peniche-Vera. *Reconfigurable filtering system for sensorless signal acquisition in machining processes.* International Journal of Advanced Manufacturing Technology. 2008, Vol. 38/1-2, p:102-109.

[GAGNOL2007]. V. GAGNOL, B. C. Bouzgarrou, P. Ray et C. Barra. *Model-based chatter stability prediction for high-speed spindles.* International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2007, Vol. 47/7-8, p:1176-1186.

[GAGNOL2006]. V. GAGNOL. *Modélisation du comportement dynamique des électrobroches UGV.* 2006. Doctorat de l'Université BLAISE PASCAL – Clermont II.

[GIRAUDEAU2005]. A. GIRAUDEAU et M. El Mansori. *La réponse en fréquence comme signature d'usinabilité.* 4eme Conférence Internationale Conception et Production Intégrées. 2005. Maroc - Casablanca.

[GRADISEK2002]. J. GRADISEK, I. GRABEC, S. SIEGERT et R. FRIEDRICH. *Stochastic dynamics of metal cutting: bifurcation phenomena in turning.* Mechanical Systems and Signal Processing. 2002, Vol. 16/5, p:831-840.

[GRADIŠEK2005]. J. GRADIŠEK, M. Kalveram, T. Insperger, et al. *On stability prediction for milling.* International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2005, Vol. 45/7-8, p:769-781.

[GRAZEVICIUTE2008]. J. GRAZEVICIUTE, V. Gyliene et V. Ostasevicius. *Simulation of Mill Dynamics and it's Influence on Surface Quality.* 2nd International Conference « Innovative Cutting Processes & Smart Machining ». 2008. France - Cluny.

[HARMS2004]. A. HARMS, B. Denkena et N. Lhermet. *Tool adaptator for active vibration control in turning operations.* ACTUATOR 2004, 9th International Conference on New Actuators. 2004. Germany - Bremen.

[HERLUFSEN1984a]. H. HERLUFSEN. *Dual Channel FFT Analysis (Part 1).* Bruël-Kjaer Technical review. 1984a,

[HERLUFSEN1984b]. H. HERLUFSEN. *Dual Channel FFT Analysis (Part 2).* Bruël-Kjaer Technical review. 1984b,

[INSPERGER2000]. T. INSPERGER et G. Stépán. *Stability of the milling process.* Periodica Polytechnica, Mechanical Engineering. 2000, Vol. 44/1, p:47-57.

[INSPERGER2002]. T. INSPERGER et G. Stépán. *Semi-discretization method for delayed systems.* International Journal for Numerical Methods in Engineering. 2002, Vol. 55/5, p:503-518.

[INSPERGER2003a]. T. INSPERGER, B. P. Mann, G. Stépán et P. V. Bayly. *Stability of up-milling and down-milling, part 1: alternative analytical methods.* International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2003a, Vol. 43/1, p:25-34.

[INSPERGER2003b]. T. INSPERGER, G. Stépán, P. V. Bayly et B. P. Mann. *Multiple chatter frequencies in milling processes.* Journal of Sound and Vibration. 2003b, Vol. 262/2, p:333-345.

[INSPERGER2004]. T. INSPERGER et G. Stéfán. *Stability analysis of turning with periodic spindle speed modulation via semidiscretization.* JVC/Journal of Vibration and Control. 2004, Vol. 10/12, p:1835-1855.

[JANG1996]. D. Y. JANG, Y. Choi, H. Kim et A. Hsiao. *Study of the correlation between surface roughness and cutting vibrations to develop an on-line roughness measuring technique in hard turning.* International Journal of Machine Tools and Manufacture. 1996, Vol. 36/4, p:453-464.

[JEONG2005]. G. JEONG, D. H. Kim et D. Y. Jang. *Real time monitoring and diagnosis system development in turning through measuring a roundness error based on three-point method.* International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2005, Vol. 45/12-13, p:1494-1503.

[JIANG2008]. H. JIANG, X. Long et G. Meng. *Study of the correlation between surface generation and cutting vibrations in peripheral milling.* Journal of Materials Processing Technology. 2008, Vol. 208/1-3, p:229-238.

[KELLY1999]. K. KELLY, P. Young et G. Byrne. *Modelling the influence of machining dynamics on surface topography in turning.* International Journal of Mechanical Sciences. 1999, Vol. 41/4-5, p:507-526.

[Keyence2006]. KEYENCE. *Capteurs de déplacement à laser et CCD - série LK-G.* Catalogue général Keyence. 2006.

[KIM2009]. H. -. KIM, S. -. Kim, K. -. Lee, D. -. Lee, Y. -. Bang et K. -. Lee. *Development of a programmable vibration cutting tool for diamond turning of hardened mold steels.* International Journal of Advanced Manufacturing Technology. 2009, Vol. 40/1-2, p:26-40.

[KIM2005]. J. H. KIM, H. K. Chang, D. C. Han, D. Y. Jang et S. I. Oh. *Cutting Force Estimation by Measuring Spindle Displacement in Milling Process.* CIRP Annals - Manufacturing Technology. 2005, Vol. 54/1, p:67-70.

[KIM1996]. J. KIM et I. Choi. *Development of a tool failure detection system using multi-sensors.* International Journal of Machine Tools and Manufacture. 1996, Vol. 36/8, p:861-870.

[Kistler2003]. KISTLER. *Dynamomètre à trois composantes - 9257.* Notice technique Kistler. 2003.

[KULJANIC2008]. E. KULJANIC, M. Sortino et G. Totis. *Multisensor approaches for chatter detection in milling.* Journal of Sound and Vibration. 2008, Vol. 312/4-5, p:672-693.

[KULJANIC2009]. E. KULJANIC, G. Totis et M. Sortino. *Development of an intelligent multisensor chatter detection system in milling.* Mechanical Systems and Signal Processing. 2009, Vol. 23/5, p:1704-1718.

[KUO1995]. B. C. KUO. *Automatic Control Systems.* 1995.

[LAPUJOULADE1997]. F. LAPUJOULADE. *Measuring of cutting forces during fast transient periods.* First French and German Conference on High Speed Machining. 1997. Metz - France.

[LAPUJOULADE1998]. F. LAPUJOULADE, G. coffignal et J. pimont. *Evaluation des forces de coupe en fraisage a grande vitesse.* International Conference on Integrated Design and Manufacturing in Mechanical Engineering. 1998. Compiègne - France.

[LAPUJOULADE2002]. F. LAPUJOULADE, T. Mabrouki et K. Raïssi. *Vibratory behavior prediction of thin-walled parts during lateral finish milling.* Mecanique et Industries. 2002, Vol. 3/4, p:403-418.

[LARUE2005]. A. LARUE et Y. Altintas. *Simulation of flank milling processes.* International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2005, Vol. 45/4-5, p:549-559.

[LARUE2007]. A. LARUE et F. Lapujoulade. *Dynamomètre Piézoélectrique à Compensation Inertielle - Mesure des Efforts de Coupe.* Journée Réseau Usinage ENSAM. 2007. France - Cluny.

[LIN1992]. S. C. LIN et M. R. Hu. *Low vibration control system in turning.* International Journal of Machine Tools and Manufacture. 1992, Vol. 32/5, p:629-640.

[LU2008a]. C. LU et J. P. Costes. *Surface profile prediction and analysis applied to turning process.* International Journal of Machining and Machinability of Materials. 2008a, Vol. 4/2-3, p:158-180.

[LU2008b]. C. LU. *Study on prediction of surface quality in machining process.* Journal of Materials Processing Technology. 2008b, Vol. 205/1-3, p:439-450.

[MAHDAVINEJAD2005]. R. MAHDAVINEJAD. *Finite element analysis of machine and workpiece instability in turning.* International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2005, Vol. 45/7-8, p:753-760.

[MAÑÉ2008]. I. MAÑÉ, V. Gagnol, B. C. Bouzgarrou et P. Ray. *Stability-based spindle speed control during flexible workpiece high-speed milling.* International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2008, Vol. 48/2, p:184-194.

[MAŇKOVÁ2006]. I. MAŇKOVÁ, J. Beno, G. Markova et M. Melcher. *Experimental Modelling of Cutting Force, Tool-Wear and Surface Roughness when Turning with Ceramic Inserts.* 9th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. 2006. Slovenia - Bled.

[MANN2003]. B. P. MANN, T. Insperger, P. V. Bayly et G. Stépán. *Stability of up-milling and down-milling, part 2: experimental verification.* International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2003, Vol. 43/1, p:35-40.

[MANN2004]. B. P. MANN, P. V. Bayly, M. A. Davies et J. E. Halley. *Limit cycles, bifurcations, and accuracy of the milling process.* Journal of Sound and Vibration. 2004, Vol. 277/1-2, p:31-48.

[MARSH1998]. E. R. MARSH et A. J. Schaut. *Measurement and simulation of regenerative chatter in diamond turning.* Precision Engineering. 1998, Vol. 22/4, p:252-257.

[MEHDI2002a]. K. MEHDI, J. -. Rigal et D. Play. *Dynamic behavior of a thin-walled cylindrical workpiece during the turning process, Part 2: Eperimental approach and validation.* Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME. 2002a, Vol. 124/3, p:569-580.

[MEHDI2002b]. K. MEHDI, J. -. Rigal et D. Play. *Dynamic behavior of a thin-walled cylindrical workpiece during the turning process, Part 1: Cutting process simulation.* Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME. 2002b, Vol. 124/3, p:562-568.

[MERRITT1965]. H. E. MERRITT. *Theory of self-excited machine tool chatter.* ASME J.Eng.Ind. 1965, Vol. 87/4, p:447-454.

[MicroEpsilon2005]. MICROEPSILON. *Capteur de mesure sans contact à Courants Foucault - Eddy NCDT 3010.* Fiche techniques Micro Epsilon. 2005.

[MicroEpsilon2009]. MICROEPSILON. *Mesure confocale à codage chromatique - opto NCDT 2400.* Fiche techniques Micro Epsilon. 2009.

[MOUFKI2006]. A. MOUFKI, A. Devillez, M. Segreti et D. Dudzinski. *A semi-analytical model of non-linear vibrations in orthogonal cutting and experimental validation.* International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2006, Vol. 46/3-4, p:436-449.

[MOVAHHEDY2006]. M. R. MOVAHHEDY et P. Mosaddegh. *Prediction of chatter in high speed milling including gyroscopic effects.* International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2006, Vol. 46/9, p:996-1001.

[NAYFEH1997]. A. H. NAYFEH, C. Chin et J. Pratt. *Perturbation Methods in Nonlinear Dynamics---Applications to Machining Dynamics.* Journal of Manufacturing Science and Engineering. 1997, Vol. 119/4A, p:485-493.

[ORHAN2007]. S. ORHAN, A. O. Er, N. Camuşcu et E. Aslan. *Tool wear evaluation by vibration analysis during end milling of AISI D3 cold work tool steel with 35 HRC hardness.* NDT & E International. 2007, Vol. 40/2, p:121-126.

[PARIS2004]. H. PARIS, G. Peigne et R. Mayer. *Surface shape prediction in high speed milling.* International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2004, Vol. 44/15, p:1567-1576.

[PARIS2006]. H. PARIS et G. Peigne. *Influence of the cutting tool geometrical defects on the dynamic behaviour of machining.* International Conference on Integrated Design and Manufacturing in Mechanical Engineering. 2006. France - Grenoble.

[PARK2003]. S. S. PARK, Y. Altintas et M. Movahhedy. *Receptance coupling for end mills.* International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2003, Vol. 43/9, p:889-896.

[PARK2004]. S. S. PARK et Y. Altintas. *Dynamic compensation of spindle integrated force sensors with Kalman filter.* Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control, Transactions of the ASME. 2004, Vol. 126/3, p:443-452.

[PARK2006]. S. S. PARK. *Identification of spindle integrated force sensor's transfer function for modular end mills.* Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME. 2006, Vol. 128/1, p:146-153.

[PATEL2008]. B. R. PATEL, B. P. Mann et K. A. Young. *Uncharted islands of chatter instability in milling.* International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2008, Vol. 48/1, p:124-134.

[PEIGNE2003]. G. PEIGNE. *Etude et simulation des effets dynamiques de la coupe sur la stabilité de la coupe et la qualité géométrique de la surface usinée : application au fraisage de profil.* 2003. Doctorat de l'INPG.

[PEIGNE2004]. G. PEIGNE, H. Paris, D. Brissaud et A. Gouskov. *Impact of the cutting dynamics of small radial immersion milling operations on machined surface roughness.* International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2004, Vol. 44/11, p:1133-1142.

[Polytec GmbH2003]. POLYTEC GMBH. *Geometry deviations on moving parts.* Présentation technique Polytec. 2003.

[RITOU2006a]. M. RITOU. *Surveillance de l'usinage en fraisage de pièces complexes par un suivi de la broche.* 2006a. Doctorat délivré conjointement par l'Ecole Centrale de Nantes et l'Université de Nantes.

[RITOU2006b]. M. RITOU, S. Garnier, B. Furet et J. Hascoet. *A new versatile in-process monitoring system for milling.* International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2006b, Vol. 46/15, p:2026-2035.

[RITOU2007]. M. RITOU, S. Laporte, G. Peigne, B. Furet, S. Garnier et J. Hascoet. *Instrumentation de la broche par des capteurs inductifs : application à la mesure d'effort et à l'étude du comportement des broches UGV.* 10ème Colloque National AIP PRIMECA. 2007. France - La Plagne.

[RYABOV1998]. O. RYABOV, K. Mori et N. Kasashima. *Laser displacement meter application for milling diagnostics.* Optics and Lasers in Engineering. 1998, Vol. 30/3-4, p:251-263.

[SCHMITZ2003]. T. L. SCHMITZ. *Chatter recognition by a statistical evaluation of the synchronously sampled audio signal.* Journal of Sound and Vibration. 2003, Vol. 262/3, p:721-730.

[SCHMITZ2007]. T. L. SCHMITZ, J. Couey, E. Marsh, N. Mauntler et D. Hughes. *Runout effects in milling: Surface finish, surface location error, and stability.* International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2007, Vol. 47/5, p:841-851.

[SEGUY2008a]. S. SEGUY. *De l'adaptation à la variation continue de la vitesse de broche afin de contrôler le broutement en fraisage de parois minces : modélisation et études expérimentales.* 2008a. Doctorat de l'Université de Toulouse.

[SEGUY2008b]. S. SEGUY, G. Dessein et L. Arnaud. *Surface roughness variation of thin wall milling, related to modal interactions.* International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2008b, Vol. 48/3-4, p:261-274.

[SHARMA2008a]. V. S. SHARMA, S. Dhiman, R. Sehgal et S. K. Sharma. *Estimation of cutting forces and surface roughness for hard turning using neural networks.* Journal of Intelligent Manufacturing. 2008a, Vol. 19/4, p:473-483.

[SHARMA2008b]. V. S. SHARMA, S. K. Sharma et A. K. Sharma. *Cutting tool wear estimation for turning.* Journal of Intelligent Manufacturing. 2008b, Vol. 19/1, p:99-108.

[SMITH1993]. S. SMITH et J. Tlusty. *Efficient Simulation Programs for Chatter in Milling.* CIRP Annals - Manufacturing Technology. 1993, Vol. 42/1, p:463-466.

[SURMANN2006]. T. SURMANN. *Geometric model of the surface structure resulting from the dynamic milling process.* 9th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. 2006.

[SURMANN2008]. T. SURMANN et D. Biermann. *The effect of tool vibrations on the flank surface created by peripheral milling.* CIRP Annals - Manufacturing Technology. 2008, Vol. 57/1, p:375-378.

[TARNG1997]. Y. S. TARNG et E. C. Lee. *A critical investigation of the phase shift between the inner and outer modulation for the control of machine tool Chatter.* International Journal of Machine Tools and Manufacture. 1997, Vol. 37/12, p:1661-1672.

[TATAR2008]. K. TATAR et P. Gren. *Measurement of milling tool vibrations during cutting using laser vibrometry.* International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2008, Vol. 48/3-4, p:380-387.

[THEVENOT2006]. V. THEVENOT, L. Arnaud, G. Dessein et G. Cazenave-Larroche. *Integration of dynamic behaviour variations in the stability lobes method: 3D lobes construction and application to thin-walled structure milling.* International Journal of Advanced Manufacturing Technology. 2006, Vol. 27/7-8, p:638-644.

[THEVENOT2005]. V. THEVENOT, L. Arnaud, G. Dessein et G. Cazenave-Larroche. *Influence de la position de l'outil sur le comportement dynamique en fraisage de parois minces.* Mecanique et Industries. 2005, Vol. 6/4, p:403-410.

[TLUSTY1963]. J. TLUSTY et M. Polacek. *Stability of machine tool against self-excited vibration in machining.* Proceedings of the International Research in Production Engineering. 1963, p:465-474.

[TLUSTY1981]. J. TLUSTY et F. Ismail. *Basic Non-Linearity in Machining Chatter.* CIRP Annals - Manufacturing Technology. 1981, Vol. 30/1, p:299-304.

[TLUSTY1983a]. J. TLUSTY et G. C. Andrews. *A Critical Review of Sensors for Unmanned Machining.* CIRP Annals - Manufacturing Technology. 1983a, Vol. 32/2, p:563-572.

[TLUSTY1983b]. J. TLUSTY, W. Zaton et F. Ismail. *Stability Lobes in Milling.* CIRP Annals - Manufacturing Technology. 1983b, Vol. 32/1, p:309-313.

[TOBIAS1965]. S. A. TOBIAS. *Machine Tool Vibration.* London. 1965.

[URMAZE2000]. N. URMAZE. *Chatter-Free Milling And Optimized Material Removal Rates: Chatter Theory Fundamentals.* http://www.mmsonline.com/articles/0300sup_theory.html. 2000. Site Internet.

[VAFAEI2002]. S. VAFAEI, H. Rahnejat et R. Aini. *Vibration monitoring of high speed spindles using spectral analysis techniques.* International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2002, Vol. 42/11, p:1223-1234.

[VAN DIJK2008]. N. J. M. VAN DIJK, R. P. H. Faasen, N. Van de Wouw et H. Nijmeijer. *Real-time detection and control of machine tool chatter in high speed milling.* 2nd International Conference « Innovative Cutting Processes & Smart Machining ». 2008. France - Cluny.

[VERL2009]. A. VERL, U. Heisel, M. Walther et D. Maier. *Sensorless automated condition monitoring for the control of the predictive maintenance of machine tools.* CIRP Annals - Manufacturing Technology. 2009, Vol. 58/1, p:375-378.

[WAHI2008]. P. WAHI et A. Chatterjee. *Self-interrupted regenerative metal cutting in turning.* International Journal of Non-Linear Mechanics. 2008, Vol. 43/2, p:111-123.

[YANG2003]. F. YANG, B. Zhang et J. Yu. *Chatter suppression with multiple time-varying parameters in turning.* Journal of Materials Processing Technology. 2003, Vol. 141/3, p:431-438.

[ZATARAIN2008]. M. ZATARAIN, I. Bediaga, J. Muñoa et R. Lizarralde. *Stability of milling processes with continuous spindle speed variation: Analysis in the frequency and time domains, and experimental correlation.* CIRP Annals - Manufacturing Technology. 2008, Vol. 57/1, p:379-384.

[ZHANG2008]. J. Z. ZHANG et J. C. Chen. *Tool condition monitoring in an end-milling operation based on the vibration signal collected through a microcontroller-based data acquisition system.* International Journal of Advanced Manufacturing Technology. 2008, Vol. 39/1-2, p:118-128.

[ZHAO2001]. M. X. ZHAO et B. Balachandran. *Dynamics and stability of milling process.* International Journal of Solids and Structures. 2001, Vol. 38/10-13, p:2233-2248.

# Etude dynamique de l'usinage et de l'interaction pièce-outil par mesure des déplacements : application au fraisage et au tournage.

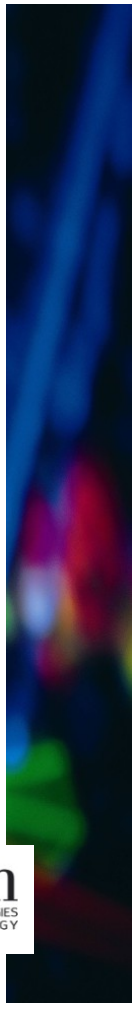
**RESUME :** Face aux problèmes vibratoires en usinage, deux approches ont été développées. L'une consiste à prédire les vibrations grâce à des modélisations de plus en plus élaborées des opérations d'usinage. La deuxième est une approche plus expérimentale, d'instrumentation des machines dans le but de surveiller et de comprendre le comportement de l'outil pendant l'usinage. Dans le cadre de cette deuxième approche, de nombreuses technologies de capteurs sont utilisées. Le but de ces travaux est d'étudier le comportement de l'outil grâce à des capteurs de déplacement sans contact qui mesurent directement les vibrations de l'outil pendant l'opération d'usinage. Ces capteurs d'abords utilisés en fraisage puis en tournage permettent l'étude des différents aspects de l'interaction entre l'outil et la pièce. Le premier point étudié est l'investigation du phénomène de la coupe, avec la possibilité de tracer en trois dimensions ou dans le plan la trajectoire de l'outil. Le deuxième point est l'étude de la stabilité ou de l'instabilité de l'usinage. Par la suite, les mesures de déplacement sont utilisées pour déterminer les efforts de coupe, que ce soit en fraisage ou en tournage. Les efforts appliqués sur l'outil vont provoquer sa déformation qui sera mesurée par les capteurs sans contact. Dans le cas du fraisage, une méthode de calcul spécifique à partir de la Fonction de Réponse en Fréquence (FRF) de l'outil a été mise en œuvre pour calculer ces efforts de coupe pour des vitesses de rotation importantes. Le dernier aspect traité est la reconstruction de l'état de surface de la pièce usinée. Les déplacements mesurés de l'outil sont superposés à la trajectoire théorique de l'outil pour déterminer l'aspect et le profil de la surface réellement usinée lors de l'opération.

**Mots clés :** Mesure de déplacements, vibrations d'outil, topographie de surface, efforts de coupe, stabilité, usinage.

## Dynamic study of machining and Tool-part interaction using displacement measurement: application for Milling and turning operation.

**ABSTRACT :** In order to counter tool vibrations problem during machining operations, two different approaches were developed. The first is the tool vibration prediction, through increasingly sophisticated machining operation models. The second is an experimental approach with the instrumentation of machining centers to monitor and understand the behavior of the tool during machining. Under the second approach, many sensor technologies are used. The aim of this work is to study the behavior of the tool using non-contact displacement sensor to measure directly the tool vibrations during the machining operation. This approach used in milling and turning allow the study of various aspects of the tool-workpiece interactions. The first point is the investigation of cutting the phenomenon, with the possibility of drawing the tool trajectory in three dimensions or in the plan. The second point is the study of stability or instability of the machining operation. Subsequently, measurements of displacements are used to determine the cutting forces, either for milling or turning operation. The forces applied on the tool will cause its deflection; this deflection is measured by the non-contact displacement sensors. For the milling, a specific calculation method, using Frequency Response Function (FRF) of the tool has been implemented. It allows cutting forces calculation for high spindle speeds. Finally, the reconstruction of the workpiece surface was done. The measured tool displacements are superimposed on the theoretical tool trajectory to determine the surface aspect and profile of the actual machined surface during the operation.

**Keywords** : Displacement measurement, tool vibrations, surface topography, cutting forces, stability, machining.



ARTS ET MÉTIERS ParisTech

ParisTech INSTITUT DES SCIENCES ET TECHNOLOGIES PARIS INSTITUTE OF TECHNOLOGY