

الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية
وزارة التعليم العالي والبحث العلمي

République Algérienne Démocratique et Populaire
Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique



Université 8 Mai 1945 Guelma
Faculté des Sciences & de la Technologie
Département de Génie Mécanique

Thèse de Doctorat

Présentée Pour L'obtention Du Diplôme De Doctorat

En Génie Mécanique

Par:

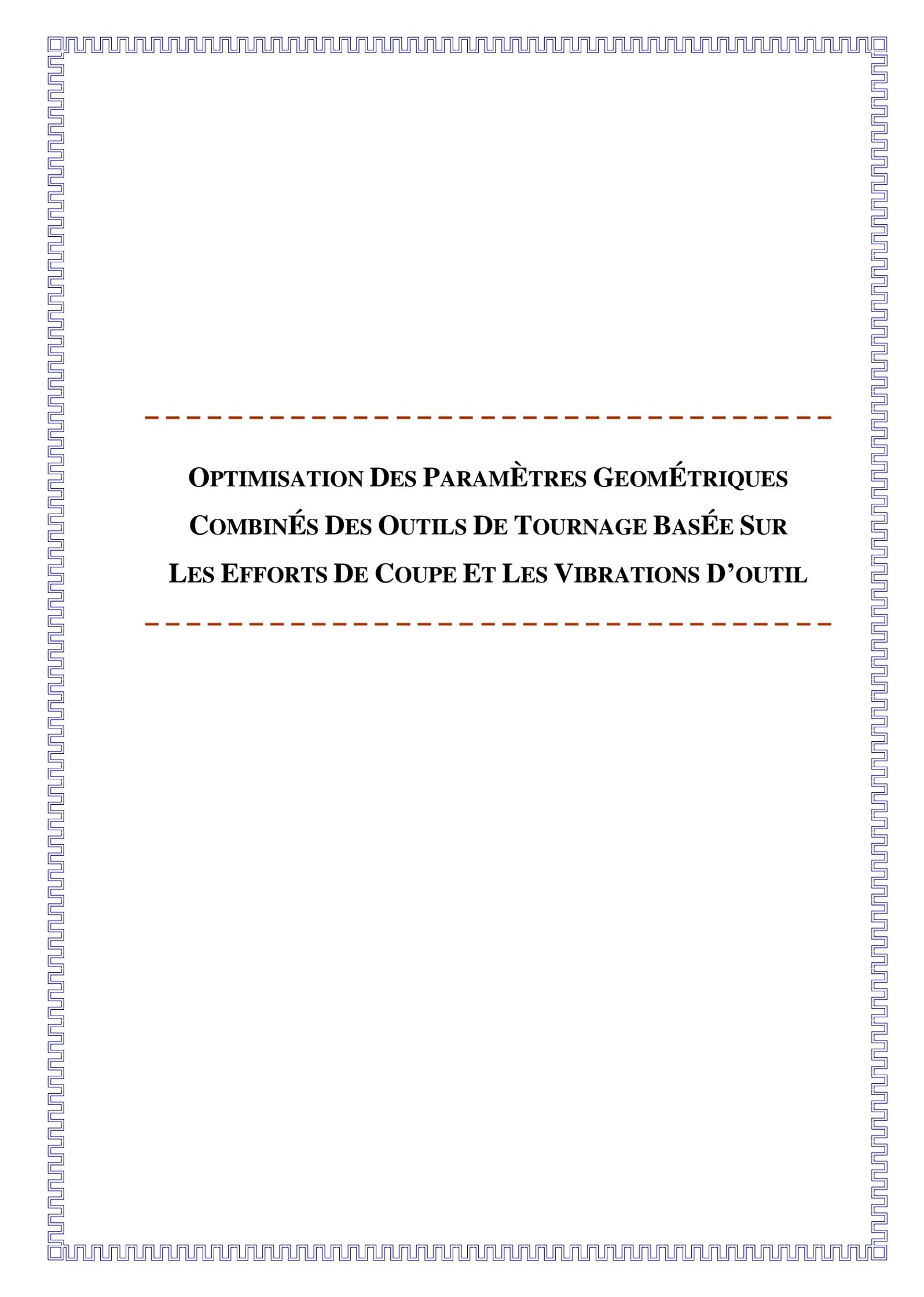
ABAINIA Sadredine

**OPTIMISATION DES PARAMÈTRES GEOMÉTRIQUES COMBINÉS
DES OUTILS DE TOURNAGE BASÉE SUR LES EFFORTS DE COUPE
ET LES VIBRATIONS D'OUTIL**

Membres du jury:

M. BEZAZI Abderrezak	Pr. Université de Guelma	Président
M. OUELAA Nouredine	Pr. Université de Guelma	Rapporteur
M. DJAMAA Med Chérif	Pr. Université de Guelma	Examineur
M. AMARA Idriss	Pr. Université de Constantine	Examineur
M. CHAOUI Kamel	Pr. Université d'Annaba	Examineur
M. BOULANOUAR Lakhdar	Pr. Université d'Annaba	Examineur

Année universitaire: 2014/ 2015



**OPTIMISATION DES PARAMÈTRES GEOMÉTRIQUES
COMBINÉS DES OUTILS DE TOURNAGE BASÉE SUR
LES EFFORTS DE COUPE ET LES VIBRATIONS D'OUTIL**

REMERCIEMENTS

Je tiens tout d'abord à remercier M. le promoteur, Pr. Ouelaa Nouredine, pour ses conseils précieux, aussi que le personnel de l'usine de Tébessa et tous ceux qui m'ont soutenus de près ou de loin.

Je tiens à remercier vivement Monsieur le président Pr. BEZAZI ABDERREZAK ainsi que les membres du jury Pr. CHAOUI Kamel, Pr. BOULANOUAR Lakhdar, Pr. AMARA Idriss et Pr. DJAMAA Med Chérif, qui me font l'honneur d'examiner et d'évaluer mon travail.

DEDICACE

A MES PARENTS POUR LEUR ASSISTANCE

A MA GRANDE ET PETITE FAMILLE

A MES CONNAISSANCES

Résumé

L'objectif de ces investigations expérimentales est de sélectionner la géométrie optimale d'outil de coupe proposée par l'étude des effets d'angles d'outil (angle de coupe γ_p) et des angles de l'arête de coupe (angle de direction d'arête κ_r et angle d'inclinaison d'arête de coupe λ_s), ainsi que leurs interrelations, qui génère moins d'efforts de coupe, faibles vibrations d'outil et une rugosité de surface usinée améliorée pour des opérations de tournage. Différentes géométries d'outil de tournage sont conçues par rapport aux angles à fortes influences et sont fabriquées avec un matériau en acier rapide type T15. Pour cela, trois types de familles d'angles sont à considérer, afin d'évaluer l'effet et la contribution de chaque angle spécifié combiné avec d'autres angles de même géométrie d'outil de coupe. En se basant sur les composantes de l'effort de coupe, les accélérations du bec de l'outil et la rugosité de surface mesurées expérimentalement, il est conclu que lorsque l'angle γ_p varie de valeur négative $\gamma_p=-5^\circ$ vers de valeur positive $\gamma_p=0^\circ$ et $\gamma_p=5^\circ$, la moyenne des composantes de l'effort de coupe diminue particulièrement la composante de l'effort tangentiel (F_z), qui est assez remarquable et les vibrations se réduisent aussi. Cette tendance de diminution améliore la rugosité de surface. En plus, les effets de la variation de l'angle κ_r avec un angle λ_s positif sont observés sur la variation de la composante de l'effort axial et radial, alors que l'effort tangentiel reste inchangé. Une diminution de l'angle κ_r diminue la rugosité de surface, tandis que l'angle λ_s conduit à un petit changement observé. Donc, la géométrie optimisée des outils de tournage comportant des valeurs optimums d'angles pour une bonne performance d'outil, est la suivante: Géométrie d'outil de coupe avec un angle de coupe $\gamma_p=+5^\circ$.

Un autre objectif important c'est d'estimer la rugosité des pièces usinées par un calcul de déplacement du bec de l'outil à partir des accélérations mesurées pour chaque géométrie conçue d'outil de tournage. D'autre part, cette rugosité peut être estimée par un calcul du déplacement du bec de l'outil, basé sur une modélisation théorique des vibrations de l'outil de coupe et sur l'effort de coupe mesuré. L'outil est modélisé comme une poutre de Bernoulli encastree-libre. Par la suite, des comparaisons entre le déplacement expérimental et celui issu de la modélisation théorique sont effectuées pour certaines configurations géométriques d'outils.

Mots-Clés: Géométrie de l'outil de coupe / Effort de coupe / Vibration du bec de l'outil de coupe

Abstract

The objective of these experimental investigations is to select the optimum cutting tool geometry proposed by the study of the effects of tool angles (rake angle γ_p) and angles of the cutting edge (cutting edge angle of the major cutting edge κ_r and cutting edge inclination angle λ_s) and their interrelations, which generates less cutting force, low vibration and an improved tool machined surface roughness for turning operations. New geometries of turning tools are designed compared to strong influences angles and are manufactured with a high speed steel material type T15. For this purpose, three types of angles are to be considered in order to evaluate the effect and the contribution of each specified angle combined with other angles for the same cutting tool geometry. Based on the components of the cutting force, the accelerations of the tool tip and the surface roughness measured experimentally. It is concluded that when the angle γ_p varies from negative value $\gamma_p=-5^\circ$ to positive value $\gamma_p=0^\circ$ and $\gamma_p=5^\circ$, the average of the cutting force components decreases particularly the tangential force component (F_z), which is quite remarkable and vibration are also reduced. This trend of decrease improves the surface roughness. In addition, the effects of the variation of the angle κ_r with positive λ_s angle are observed on the variation of the axial and radial force component, while the tangential force remains unchanged. A decrease in the angle κ_r reduces the surface roughness, while the angle λ_s leads to a small change. Thus, the optimized geometry of turning tool with optimum angle values for a good tool performance can be selected as: Cutting tool geometry with a rake angle $\gamma_p=+5^\circ$. Another important objective is to estimate the roughness of machined parts by a displacement calculation of the tool nose from the measured accelerations, this for each designed turning tool geometry. On the other hand, this roughness can be estimated by calculating the theoretical displacement of the tool nose, which is based on a theoretical modeling of cutting tool vibration and the measured cutting force. The tool is modeled as a Bernoulli beam clamped-free. Thereafter, comparison between experimental and theoretical displacement are carried out for certain geometric tool configurations.

Abstract: Cutting tool geometry / Cutting force / Vibration of the cutting tool tip

ملخص

الهدف من هذه الدراسة التجريبية الحصول على افضل هندسة أداة القطع المقترحة من خلال دراسة آثار زوايا أداة القطع (زاوية القطع γ_p) والزوايا لحافة القطع (زاوية إتجاه الحافة κ_r و زاوية حافة الميل λ_s) و ترابطها، والذي يولد قوة قطع أقل ، وانخفاض الاهتزاز و خشونة سطح محسنة لعمليات خراطة. أدوات قطع جديدة للخراطة تم تصميم هندستها بزوايا ذات تأثيرات قوية ومصنوعة من الفولاذ عالي السرعة نوع T15 لهذا الغرض ، ثلاثة أنواع من الزوايا التي يتعين النظر فيها من أجل تقييم تأثير ومساهمة كل زاوية محددة جنباً إلى جنب مع غيرها من الزوايا من نفس هندسة أداة القطع.

استناداً إلى مكونات قوة القطع، وتسارع رأس أداة القطع وخشونة السطح المقاسة عملياً. يستنتج من ذلك أنه عندما تتباين قيمة زاوية القطع من سالبة -5° إلى قيمة إيجابية 0° و $\gamma_p = 5^\circ$ ، معدل مكونات قوة القطع تتناقص ولا سيما القوة المماسية (F_z) وهو أمر ملحوظ جداً، وأيضاً الاهتزازات تنخفض. هذا الاتجاه في الانخفاض يحسن خشونة السطح. بالإضافة إلى ذلك، لوحظ آثار التغير في زاوية κ_r مع زاوية الإيجابية λ_s على التباين في القوة من المحورية و القوة الشعاعية، في حين أن القوة العرضية لم تتغير. انخفاض في الزاوية κ_r يقلل من خشونة السطح، في حين أن الزاوية λ_s تؤدي إلى تغيير طفيف ملحوظ. وبالتالي، يمكن تحديد هندسة أدوات القطع للخراطة الأمثل مع القيم الأمثل للزوايا لأداة القطع من أجل أداء جيد وهي كالتالي:

هندسة أداة القطع ذات زاوية قطع $\gamma_p = +5^\circ$.

هدف آخر مهم هو لتقدير خشونة القطع المصنعة بواسطة حساب حركة رأس أداة القطع إنطلاقاً من قياس تسارع كل هندسة أداة القطع المصممة للخراطة. وعلاوة على ذلك، خشونة السطح يمكن تقديرها عن طريق حساب حركة رأس أداة القطع النظرية ، وتستند هذه الأخيرة على النمذجة النظرية لاهتزاز أداة القطع وقوة القطع التي تم قياسها. وعليه فإن أداة القطع منمذجة بمثابة عارضة برنولي. بعد ذلك، يتم إجراء مقارنة بين الإنتقالات التجريبية والنظرية لبعض أدوات القطع.

الكلمات المفتاحية: هندسة أداة القطع/ قوة القطع / حركة رأس أداة القطع

SOMMAIRE

Introduction Générale.....	1
Objectifs et motivation de la recherche.....	2

Chapitre 1

NOTIONS FONDAMENTALES & SYNTHÈSE BIBLIOGRAPHIQUE

1. Introduction.....	5
2. Présentation de la mise en forme de la matière.....	6
3. Mise en forme par le procédé de tournage.....	6
3.1. Exigence principale de l'outil de coupe.....	9
3.2. Outils de coupe.....	10
3.2.1. Classification des outils de coupe.....	10
3.2.2. Plans de l'outil en main.....	12
3.3. Intérêt des angles d'une géométrie d'outil de tournage.....	17
3.3.1 Intérêt de l'angle de coupe.....	17
3.3.2 Intérêt de l'angle de direction de coupe.....	18
3.3.3 Intérêt de l'angle d'inclinaison d'arête de coupe.....	19
3.4. Rayon de bec.....	20
3.4.1 Résistance du bec d'outil.....	22
3.4.2 Relation rayon du bec-rugosité de surface.....	21
3.4.3 Limitation de $r\epsilon$	21
3.4.4 Angle de pointe de l'outil.....	21
4. Efforts de coupe.....	24
4.1 Définition.....	22
4.2 Actions outils de coupe-matière.....	22
4.2.1 Efforts exercés sur l'outil de coupe.....	23
4.2.2 Quantification des efforts de coupe.....	24
5. Matériaux des outils de coupe et revêtement.....	26
6. Classification des approches de surveillance de l'usinage.....	28

6.1 Cas de grandeur physique mesurable.....	28
7. Synthèse bibliographique.....	29
8. Conclusion.....	45

Chapitre 2

FABRICATION DES OUTILS DE TOURNAGE À DIFFÉRENTS ANGLES ET DISCUSSIONS DE RESULTATS

1. Introduction.....	47
2. Conception des géométries d'outils en tournage.....	48
2.1 Effet de l'angle de coupe.....	48
2.2 Effet de l'angle de direction d'arête.....	50
2.3 Effet de l'angle d'inclinaison d'arête de coupe.....	51
3. Protocole des essais.....	52
3.1 Matériel de mesures.....	52
4. Résultats expérimentaux & discussions.....	54
4.1. Analyse des efforts de coupe.....	54
4.1.1. Influence de la variation de l'angle de coupe sur les composantes de l'effort de coupe.....	55
4.1.2. Influence de l'angle de direction d'arête sur les composantes de l'effort de coupe.....	57
4.1.3. Influence de l'angle d'inclinaison d'arête de coupe sur les composantes de l'effort de coupe.....	59
4.2. Analyse des signaux d'accélération.....	61
4.2.1. Influence de la variation de l'angle de coupe sur les accélérations du bec d'outil.....	61
4.2.2. Influence de l'angle de direction d'arête de coupe sur les accélérations d'outil.....	66
4.2.3. Influence de l'angle d'inclinaison d'arête de coupe sur les accélérations d'outil.....	69
4.3. Mesures de la rugosité de surface usinée.....	71
5. Conclusion.....	72

Chapitre 3

CALCUL DE LA RUGOSITÉ MOYENNE EN TOURNAGE PAR LE DÉPLACEMENT EXPÉRIMENTAL ET THÉORIQUE DU BEC DE L'OUTIL

1. Introduction.....	74
2. Relation déplacement-rugosité.....	76
3. Présentation des déplacements expérimentaux pour quelques configurations de l'outil de tournage.....	76
3.1. Influence de l'angle de coupe sur les déplacements expérimentaux.....	76
3.2. Déplacements expérimentaux du bec d'outil de coupe pour l'angle de direction d'arête.....	81
3.3. Déplacements du bec d'outil pour l'angle d'inclinaison de l'arête de coupe.....	82
4. Calcul des rugosités moyennes sur la base des signaux de déplacements expérimentaux.....	83
5. Résolution de l'équation du mouvement de la poutre d'Euler.....	84
5.1. Résolution en mouvement libre transversal.....	85
5.2. Résolution de l'équation du mouvement transversal en vibrations forcées.....	87
6. Résolution de l'équation du mouvement de la poutre de Bernoulli en flexion.....	89
7. Résultats théoriques des déplacements du bec de l'outil.....	91
7.1. Influence de la variation de l'angle de coupe sur les déplacements théoriques d'outil de coupe.....	91
7.2. Déplacements théoriques d'outil de coupe pour l'angle de direction d'arête.....	95
7.3. Déplacements théoriques de l'outil de coupe obtenus pour l'angle d'inclinaison de l'arête de coupe.....	96

8. Calcul des rugosités moyennes sur la base des signaux de déplacements expérimentaux.....	97
9. Comparaison entre déplacements théoriques et expérimentaux.....	98
9.1. Analyse des déplacements expérimentaux et théoriques.....	99
10. Conclusion.....	100
Conclusion Générale.....	101
Bibliographie.....	103

Introduction Générale

Lors du processus d'usinage plusieurs phénomènes peuvent surgir durant la coupe du métal. Ces phénomènes peuvent affecter la production par la réduction de qualité ou de précision ou par l'augmentation des coûts (outils, matériaux, temps). Donc comprendre ces phénomènes est nécessaire, non seulement pour définir les paramètres de coupe pour maximiser la production, mais aussi pour assurer la sécurité et le bon fonctionnement de la machine-outil et celle du travailleur. En usinage par arrachement de copeau, la géométrie d'outil de coupe est d'une grande importance parcequ'elle est directement en contact avec la pièce. D'où la sélection de la géométrie d'outil de coupe et l'optimisation des paramètres géométriques sont des tâches complexes. Lors de l'usinage par enlèvement de matière, trois éléments clés principaux sont pris en compte: l'outil de coupe, la pièce et la machine. D'après la littérature une grande partie de problèmes posés dans l'industrie manufacturière c'est d'aspect optimisation, que ce soit les conditions de coupe du procédé, les paramètres géométriques et cinématiques du procédé, le comportement dynamique outil-pièce-machine, les paramètres géométriques de l'outil de coupe, l'usure et la durée de vie de l'outil, la rugosité de surface usinée...etc. D'après les chercheurs dans le domaine de l'usinage, il n'existe aucune parfaite maîtrise d'un tel procédé d'usinage, d'où la maîtrise commence par partie pour arriver au globale. Il reste des champs d'investigations très chauds qui ne sont pas encore maîtrisés complètement, comme l'usure de l'outil et sa durée de vie, mécanisme de déformation et de fragmentation du copeau, ...etc. Les efforts de coupe générés lors d'un processus de coupe sont toujours en permanente fluctuation, cela est dû aux mauvaises conditions de coupe, variations de la géométrie de l'outil de coupe par effet de l'usure, matière de la pièce, etc. Parmi les facteurs influençant cette génération des efforts de haut risque de dommage, la géométrie d'outil de coupe. Les concepteurs de cet organe important indiquent que concevoir et fabriquer un outil de coupe ne se base pas sur des idées abstraites, mais au contraire la conception se fonde sur un besoin réel nécessaire et rentable économiquement d'un tel genre de pièce (sa fonction dans l'ensemble, sa forme et ses dimensions, leur taille de série de production (unitaire, petite, grande)). D'après la littérature aucune conception et fabrication d'une telle forme d'outil de coupe se fait hasardeusement. Donc, elle doit se faire après la réponse sur quelques questions guide. La première question, quel est le type de la pièce demandé (fonction, forme, dimensions,

dureté, quantité) ? La deuxième à poser, c'est quel type de procédé d'usinage (existe déjà ou doit être conçu), qui me permet de la fabriquer ? A ce moment-là, le concepteur d'outil de coupe prend le temps nécessaire à la manière par laquelle concevoir une adéquate géométrie d'outil, qui répond aux besoins déjà posés. A titre d'information et selon certaines chercheurs du domaine, il n'existe aucune méthodologie guide pour concevoir et réaliser des outils de coupe avec des performances optimales, donc c'est relatif. Avec l'apparition et l'évolution de nouveaux matériaux à grande difficulté d'usinabilité, la première qualité de l'outil à concevoir c'est de résister au maximum à l'usure, ce qui prolonge sa durée de vie. Puisque les outils de tournage sont caractérisés par une variété d'angles (angles de surface et angles d'arête de coupe), ces derniers doivent être optimums ?

Peu d'articles de recherche ont abordés cet aspect de recherche, qui tient en compte l'optimisation des paramètres géométriques (angles) *combinés*. Il existe des articles qui considèrent uniquement l'effet d'angle à forte influence, comme l'angle de coupe, de dépouille, de direction d'arête de coupe séparés et combiné avec d'autres paramètres de coupe, comme la vitesse de coupe...etc. D'après Astakhov [1], en réalité chaque angle d'outil a sa contribution individuelle et simultanément avec les autres angles pour une opération d'usinage donnée, dans lesquels ces angles sont reliés entre eux. Le concepteur d'outil de coupe doit prendre en considération des possibles relations existantes entre ces angles définissant la géométrie d'outil et comprendre leurs combinaisons afin de sélectionner la géométrie adéquate par la recherche de l'optimum valeur d'angle combiné avec les autres valeurs d'angles toujours pour la même géométrie. Donc, la problématique d'une optimisation géométrique précise des angles réside dans la prise en compte de ses combinaisons d'angles pour faire une bonne sélection d'une telle géométrie d'outil appropriée. Par la suite, l'objectif c'est de minimiser l'effort de coupe nécessaire, d'atténuer les vibrations d'outil et d'obtenir une acceptable rugosité de surface usinée de la pièce.

Objectifs et motivation de la recherche

Les principaux objectifs ciblés par ce travail de recherche sont :

1. Fabriquer des outils de coupe monoblocs en tournage longitudinal avec différents angles reliés entre eux.
2. Mesurer les efforts de coupe pour différentes géométries d'outil de coupe.

3. Mesurer les vibrations en accélérations pour différentes géométries d'outil de coupe.
4. Analyser les effets de différentes géométries d'outil de coupe sur les efforts de coupe générés, sur la naissance des vibrations et sur la rugosité de la pièce usinée.
5. Sélectionner les angles optimums combinés des outils de tournage conçus ainsi que classifier les outils à géométrie optimale, en se basant sur les résultats expérimentaux mesurés (efforts, accélérations et rugosité).
6. Calcul des déplacements du bec d'outil pour chaque géométrie d'outil de coupe conçue, basé sur les accélérations mesurées, avec des comparaisons entre rugosité estimée et mesurée.
7. Modélisation analytique et calcul des déplacements théoriques du bec de l'outil de coupe, cela pour chaque géométrie d'outil de coupe conçue.

A cet effet, cette thèse est organisée en trois chapitres:

1. Le premier chapitre présente une introduction générale, suivi par des notions essentielles à la compréhension du procédé de coupe en tournage. Des rappels sur les éléments clés (outils, pièce et machine-outil), la description géométrique de l'outil de coupe, avec des définitions détaillées des angles, les conditions de coupe, ainsi que les efforts de coupe. Ensuite une synthèse bibliographique et analyse des résultats des travaux existants sont effectuées.
2. Le deuxième chapitre présente les différentes géométries d'outils de tournage fabriquées avec les principaux angles à forte influences (angle de coupe γ_p , angle de direction d'arête κ_r et angle d'inclinaison d'arête de coupe λ_s). Par la suite, une présentation du protocole des essais avec les instruments de mesure intégrés. Par la suite, les résultats expérimentaux (trois composantes de l'effort de coupe, trois composantes des accélérations, rugosités) sont discutés par des analyses des effets de la variation des angles étudiés sur les résultats collectés, suivi d'une classification de ces géométries d'outils pour sélectionner la géométrie optimale.
3. Le troisième chapitre présente les déplacements du bec de l'outil de chaque géométrie d'outil de coupe calculés à partir des accélérations mesurées. Suivi par une modélisation mathématique du comportement vibratoire de l'outil de coupe, lors de l'opération de tournage. Pour cela, la vibration de l'outil de coupe est modélisée par la formulation de la poutre d'Euler et de Bernoulli. Seulement la

flexibilité de l'outil de coupe est prise en compte en utilisant des hypothèses simplificatrices. D'où les déplacements théoriques calculés sont aussi présentés.

A la fin, une conclusion générale et une perspective de développement de ce présent travail sont présentées.

Chapitre 1

NOTIONS FONDAMENTALES & SYNTHÈSE BIBLIOGRAPHIQUE

Ce chapitre présente les notions essentielles à la compréhension du procédé de coupe en tournage. Des rappels sur les éléments (outils, pièce et machine-outil) misent en œuvre dans le procédé d'usinage. Un rappel sur la description géométrique de l'outil de coupe (plans et angles d'outil selon le système de référence « outil en main », intérêt de chaque angle d'outil et le choix d'un outil de tournage), et la définition des conditions de coupe. Une brève investigation sur les matériaux d'outils utilisés et leurs usures. La définition des efforts de coupe générés lors de la coupe. Par la suite, une synthèse est réalisée pour des travaux existants dans la littérature et qui ont des étroites relations avec les objectifs de notre travail.

Partie 1: Notions Fondamentales

1. Introduction

La bonne sélection de la géométrie d'outil de coupe est d'une grande importance, mais c'est une tâche très complexe dans le système de planification du procédé. La disponibilité d'un grand nombre des outils et la grande variété de considérations qui sont impliqués dans ce domaine est l'un des principaux facteurs, qui rend cette tâche difficile. Actuellement une vaste variété des géométries d'outil est disponible pour s'adapter aux différentes situations d'usinage. Comme une conséquence, le planificateur du procédé d'usinage consulte manuellement des *handbooks* contenant des données volumineuses d'outils, avant de décider quelle meilleure géométrie d'outil de coupe s'adapte pour un tel usinage. En plus, les règles de sélection sont souvent vague et contradictoire, d'où il est presque impossible pour des machinistes de vérifier tous les outils disponibles, afin de trouver le plus approprié. Dans notre proposition, le procédé d'usinage est connu en avance, par la suite les différentes géométries d'outil de tournage sont conçues avec plusieurs angles. L'objectif c'est de trouver la bonne configuration géométrique par l'étude de la combinaison de ces angles pour une même géométrie d'outil et leurs effets sur les performances de l'usinage en générale et notamment sur les performances de

l'outil. En se basant les efforts de coupe générés, les vibrations d'outil et la qualité de surface usinée obtenue.

2. Présentation de la mise en forme de la matière

Depuis la découverte des gisements de minerais (fer, cuivre, aluminium,...etc.) l'homme a connu une grande révolution afin d'exploiter ces richesses sous terraines pour en servir au confort de l'être humain par l'industrialisation. Cette dernière poussa l'homme à penser de créer et d'élaborer de nouveaux procédés pour mettre en forme ces matières premières (comme lingots, brute de la matière,...etc.).Ce qui engendra par la suite un grand besoin au machinisme, qui consistait à la généralisation de l'emploi de machines en remplacement de la main-d'œuvre, ce qui offrira une importante cadence de production. La matière brute peut être mise en forme par deux types de solutions qui se présentent comme suit:

- **Mise en forme sans enlèvement de la matière par des procédés:** consiste à fabriquer les pièces mécaniques par l'élaboration des procédés de mise en forme comme: le formage à chaud et à froid, la fonderie et le frittage,...etc.

Le premier type de mise en forme (*sans enlèvement de la matière*) a aussi son utilité et son importance en matière de couverture des besoins.

- **Mise en forme par enlèvement de la matière:** qui est l'usinage ou coupe de matière sous forme de copeaux par l'intermédiaire d'un outil coupant sur des machines-outils, pour mettre en forme les pièces mécaniques.

Le deuxième type de mise en forme (*par enlèvement de la matière*) occupe une place de première importance en construction mécanique, dont les moyens sont sans cesse perfectionnés pour diminuer le coût de fabrication et améliorer la qualité du travail réalisé.

3. Mise en forme par le procédé de tournage

Plusieurs procédés d'usinage par enlèvement de matière (tournage, fraisage,...) sont très utilisés dans plusieurs secteurs industriels (automobile, aéronautique,...etc.) pour mettre en forme les pièces mécaniques. Malgré leurs applications qui remontent à plusieurs siècles, ils restent toujours en constante évolution. La grande concurrence

internationale pousse les usineurs à améliorer les techniques de conception et de fabrication liées à l'usinage par enlèvement de copeau, afin de produire des pièces de qualité. Avec le progrès par l'automatisation des machines-outils à commande numérique, des nouveaux matériaux plus performants sont apparus par l'amélioration de leurs usinabilités, ce qui offrait une productivité assez importante avec des coûts acceptables.

Comme problématique restante, les principaux axes d'études dans les milieux industriel et académique résident dans *la compréhension, la prédiction et l'optimisation de l'usinage* (différents phénomènes) qui doivent être accompagnées le développement des machines-outils (augmentation des vitesses de rotation, de coupe et d'avance).

- **Procédé de tournage:** c'est un procédé de fabrication mécanique par coupe de matière réalisé sur des tours avec le déplacement d'un outil coupant à arête unique par rapport à la pièce tournante, qui agit directement sur l'ébauche pour générer une nouvelle surface conforme à celle spécifiée sur le dessin de définition ou du modèle CAO. Les recherches engagées en usinage sont axées sur les trois composantes indispensables en usinage.

Pièce: fait l'objet d'évolution importante continue notamment sur les géométries toujours de plus complexes à respecter, aussi avec les avancées métallurgiques portant sur les microstructures pour obtenir un matériau à usinabilité améliorée ou à forte caractéristiques mécaniques.

Outils: sont toujours en perpétuelle évolution, notamment avec l'évolution des systèmes informatiques de conception et de fabrication (CAO-FAO). Conjointement avec cette avancée technologique, de nouveaux matériaux de plus en plus résistants sont employés (des aciers rapides, des carbures, des céramiques, des CBN, des diamants...etc.) et sur lesquels sont déposés des revêtements toujours plus performants, qui facilitent l'écoulement du copeau et assurent une protection thermique de l'outil (TiCN, TiAlN, Al₂O₃, HFN, CrN...).

Machines-outils: leurs automatisation a permis une très forte évolution des procédés, en vue de répondre à des exigences telles que:

- Un niveau de technicité important,
- Une forte productivité (machines UGV, UTGV, robotisation...) et une flexibilité accrue par la suppression des temps non productifs,

- Une plus grande automatisation intégrant les concepts de surveillance et de sûreté auxquelles s'ajoute l'augmentation des performances dynamiques (une meilleure rigidité, grandes vitesses et accélérations lors des déplacements pour des précisions toujours plus faibles),
- Une gestion de la complexité géométrique (machine-outil multi-axes, centre d'usinage,...), des puissances et couples accrus.

Suite aux avantages cités précédemment de chaque élément intégré dans ce procédé d'usinage, en résumé il est nécessaire de choisir :

- ✓ La machine la mieux adaptée à la réalisation du travail demandé,
- ✓ L'outil et ses conditions d'utilisation (l'outil convenable au travail désiré),
- ✓ Le porte-outil,
- ✓ Le porte-pièce.

Principaux mouvements du procédé: Ce procédé de tournage s'effectue grâce à trois mouvements principaux perpendiculaires entre eux (mouvement de coupe, d'avance et de pénétration) (Fig.1).

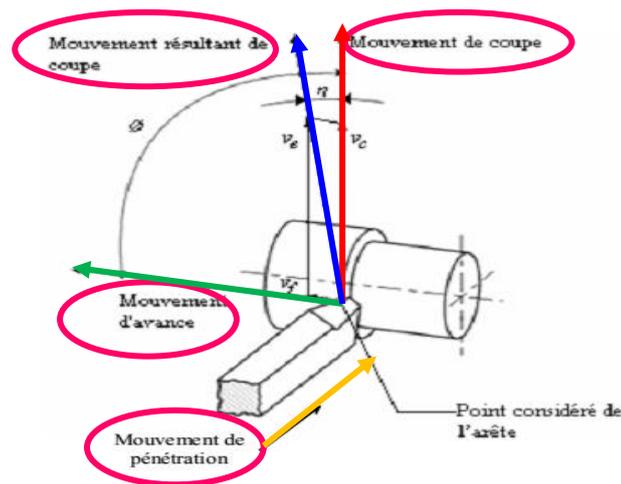


Fig. 1. Mouvements de coupe.

Pour une matière donnée, la formation du copeau dépend de la géométrie de l'outil et des conditions de coupe. En tournage extérieur le choix du type d'outil dépend de quatre opérations de base: Tournage longitudinal ou chariotage, dressage, tournage de cônes et contournage.

Paramètres géométriques de coupe

La figure 2 montre les paramètres géométriques pour une opération de chariotage.

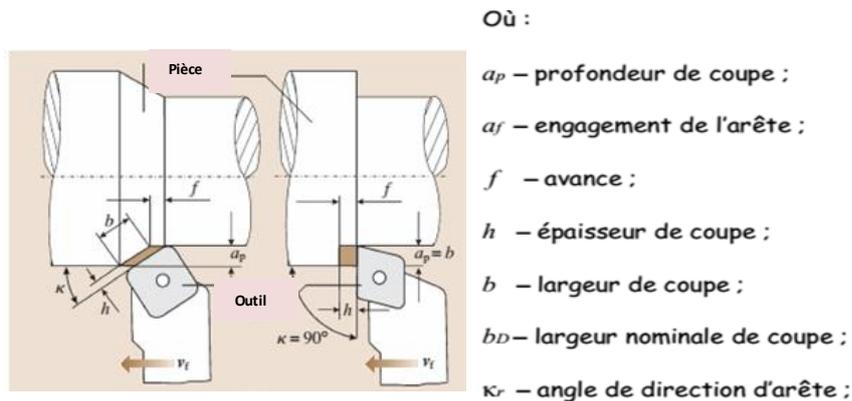


Fig. 2. Variables de coupe en tournage.

Pour obtenir un bon état de la surface usinée, une rapidité de l'usinage et une usure modérée de l'outil on doit régler les conditions de coupe (la vitesse de coupe V_c , la vitesse d'avance V_f et la profondeur de passe a_p). Pour cela, plusieurs critères permettent de définir ces conditions de coupe, ces dernières influencent à leurs tours d'autres paramètres voir Fig. 3.

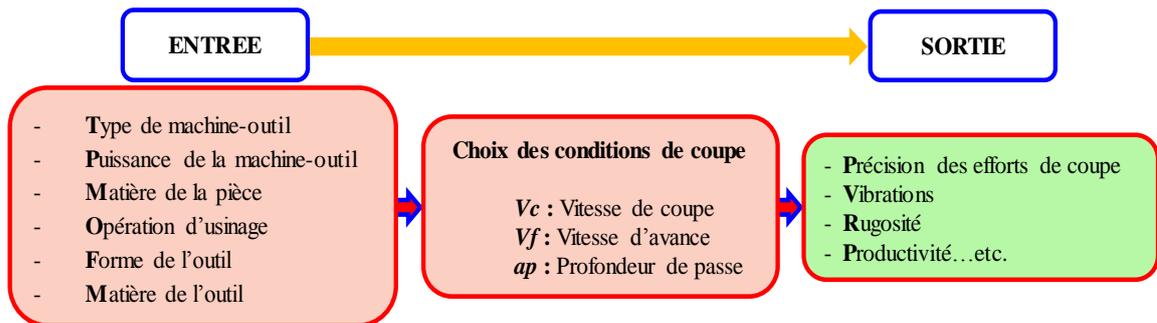


Fig. 3. Facteurs d'influences des performances de l'usinage.

Les conditions de coupe adoptées doivent être optimums pour assurer un prix de revient minimum de la pièce avec une plus grande productivité.

3.1. Exigence principale de l'outil de coupe

Il existe une étroite dépendance entre les performances des machines-outils et celles des outils de coupe, qui réside dans les différentes actions sur ces outils et les conditions d'utilisation de ces outils. Pour une meilleure coupe des métaux, l'arête tranchante d'un outil de coupe doit posséder une grande résistance à l'usure avec une dureté supérieure à

celle de la pièce à usiner. Certaines précautions particulières doivent être prises en compte à la partie active de l'outil afin de posséder les qualités suivantes:

- ❖ Résistance élevée aux sollicitations (résistance aux chocs, à la traction, à la compression etc.).
- ❖ Dureté élevée des faces de coupe et de dépouille, des surfaces dont l'intersection forme l'arête coupante pour pouvoir pénétrer dans le métal usiné.

Aussi pour une grande production en coupe de métal, l'outil doit remplir les exigences suivantes (selon la Société Sandvik Coromant) :

- Dure pour résister à l'usure de dépouille et déformation ;
- Avoir une haute ténacité pour résister à la cassure ;
- Être chimiquement inerte avec la pièce ;
- Être chimiquement stable pour résister à l'oxydation et dissolution ;
- Avoir une bonne résistance aux chocs thermiques.

3.2. Outils de coupe

Il existe une très grande variété d'outils de coupe: différents types de géométries, de matériaux et de revêtements. Un outil de coupe de tournage peut être caractérisé par une géométrie d'arête et une orientation dans l'espace définie par des angles de coupe normalisés. La partie active de l'outil fait l'objet d'une description géométrique simple, sans brise copeau sur la face de coupe. Avant de définir la géométrie de l'outil, les angles des plans de références doivent être introduits.

3.2.1. Classification des outils de coupe

On peut classer les outils de coupe en deux groupes:

- *Les outils simples à arête tranchante unique:* comme outil de tournage et de rabotage etc.
- *Les outils à arêtes multiples:* outils fraise, forêts, alésoirs, scie, limes etc.

Les formes des outils peuvent être classées en deux catégories:

- ☑ Les outils prismatiques dont le corps est prismatique c'est-à-dire leurs sections peuvent être carrées ou rectangulaires, comme outil à charioter, à raboter, à mortaiser, etc.

- ☑ Les outils dont le corps est de section circulaire et possédant un axe de révolution comme par exemple forêt, fraise, taraud,...etc.

Différentes parties de l'outil de coupe

Un outil coupant est constitué d'un corps d'outil comportant une ou plusieurs *parties actives*. Il se subdivise en deux parties :

1. **Le corps (partie passive)**: sa fonction est d'assurer une liaison avec le porte-outil. Il dépend de nombreux facteurs:

- ✓ La forme de la surface à engendrer (cylindre, plan, etc.),
- ✓ Type de machine-outil (tour, fraiseuse, perceuse).

Caractéristiques corps de l'outil

- 1) Il doit être rigide pour résister aux efforts qui prennent naissance pendant la coupe.
- 2) Il doit permettre un repérage correct de l'outil dans le porte outil. Pour satisfaire cette condition les corps prismatiques possèdent deux surfaces de référence de bonnes qualités géométriques.
- 3) Il doit être fixé rapidement et facilement dans le porte outil.
- 4) Il permet le positionnement et la fixation de l'outil sur la machine.

2. **La partie active**: elle contient les faces de coupe et les arêtes de coupe, agit directement sur la pièce pour un enlèvement de métal, et elle est caractérisée par sa forme, ses dimensions et son matériau. Sa dureté doit être plus grande que celle du métal à travailler.

Définition géométrique de l'outil de coupe

Pour maîtriser l'élaboration d'un outil de coupe, il est nécessaire de connaître un certain nombre de paramètres. En premier lieu on doit s'intéresser à sa géométrie, le travail qui lui sera demandé et le matériau employé pour obtenir cet outil. Il existe deux systèmes de références d'outil de coupe:

Système outil en main: qui va permettre la fabrication et le contrôle de l'outil, et ceci indépendamment des conditions réelles de travail.

Système outil en travail: qui spécifie les caractéristiques de l'outil en fonction des conditions réelles de travail.

3.2.2. Plans de l'outil en main

L'outil est en contact avec la matière suivant certains plans distincts (Fig. 4).

- *Plan de référence de l'outil, P_r* : plan passant par le point considéré de l'arête et contenant l'axe de l'outil (pour un outil tournant) ou parallèle au plan de base servant de face d'appui au corps de l'outil (pour un outil prismatique), il est aussi perpendiculaire à la direction de coupe ;
- *Plan d'arête de l'outil, P_s* : plan tangent à l'arête, au point considéré, et perpendiculaire au plan de référence de l'outil P_r ;
- *Plan de travail conventionnel, P_f* : plan perpendiculaire au plan de référence de l'outil P_r , au point considéré de l'arête, et parallèle à la « direction supposée d'avance » de l'outil et contient aussi la direction de coupe ;
- *Plan vers l'arrière de l'outil, P_p* : plan perpendiculaire au plan de référence de l'outil P_r et au plan de travail conventionnel P_f , au point considéré de l'arête.

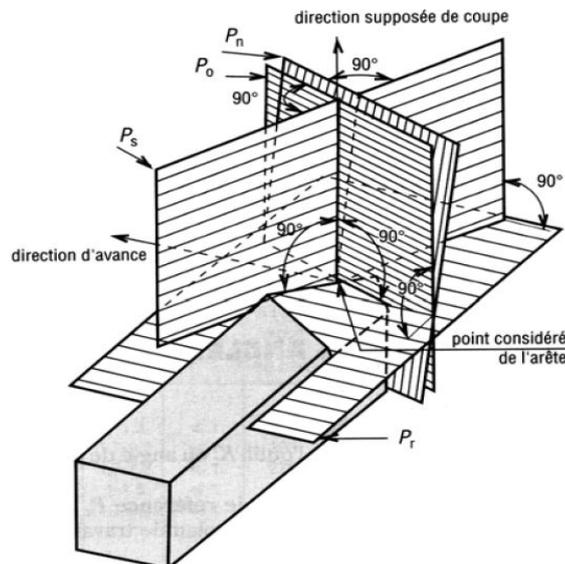


Fig. 4. Plans d'outil en main sur un outil de chariotage d'après la norme NF E 66-503.

Avant de définir la géométrie de l'outil, les angles des plans de références doivent être introduits. Les caractéristiques géométriques de la partie active de l'outil de coupe sont définies dans le plan orthogonal P_0 par trois angles (Fig.5):

- Angle de coupe (γ_0) entre la face de coupe et le plan de référence de l'outil (P_r),
- Angle taillant (β_0) entre la face de coupe et la face de dépouille,
- Angle de dépouille principal (α_0) entre la face de dépouille et le plan (P_s) d'arête perpendiculaire au plan de référence (P_r).

Les faces de coupe et de dépouille sont reliées par le rayon d'acuité R.

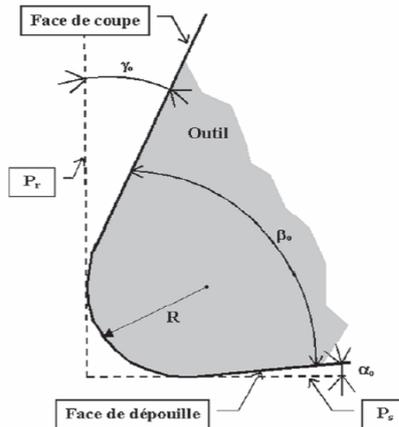


Fig. 5. Arête de coupe dans le plan P_0 .

Pour positionner la face de coupe et de dépouille, il faut définir par rapport aux plans d'outil normalisés, trois angles de coupe et deux angles d'arête (Fig. 6).

Les trois angles de coupe sont : l'angle de dépouille noté α (angle entre le plan d'arête P_s et la face de dépouille), l'angle de taillant noté β (angle entre la face de dépouille et la face de coupe) et l'angle de coupe noté γ (angle entre la face de coupe et le plan de référence P_r). Ces trois angles sont mesurés dans un plan spécifique, ils prennent alors la lettre du plan en indice (angle de dépouille mesuré dans P_n : α_n , mesuré dans P_f : α_f).

Les deux angles de direction d'arête sont l'angle d'inclinaison d'arête λ_s (angle entre l'arête de coupe et le plan de référence P_r mesuré dans P_s) et l'angle de direction d'arête K_r (angle entre l'arête de coupe et le plan P_f mesuré dans P_r).

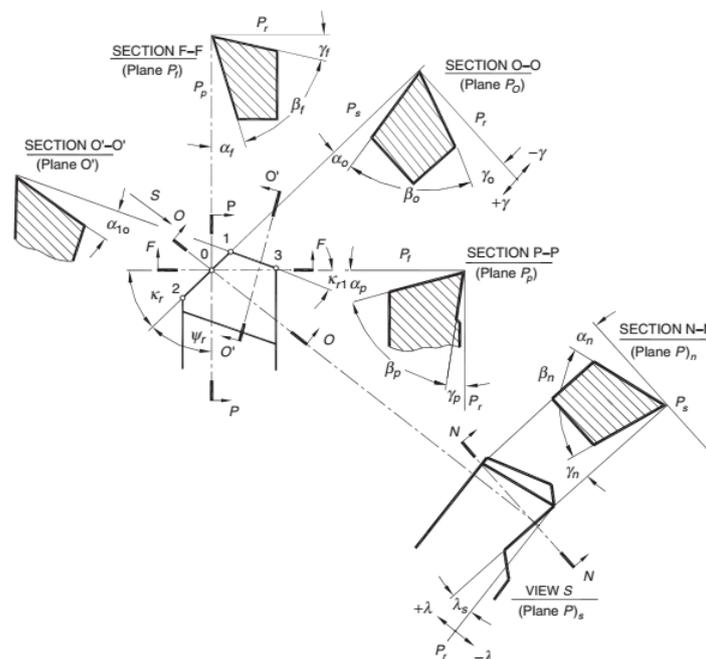


Fig. 6. Plans et angles d'outil en main pour chariotage.

Puisque le plan normal P_n est perpendiculaire à l'arête de coupe principale, les angles relatifs à ce plan P_n (Fig. 7) sont:

- L'angle de coupe normal γ_n , qui mesure l'inclinaison de la face de coupe.
- La face de dépouille de l'outil est inclinée pour ne pas frotter sur la surface usinée. Cette inclinaison est mesurée par l'angle de dépouille normal α_n .
- L'angle taillant β_n est celui formé par la face de coupe et la face de dépouille.

D'où :
$$\gamma_n + \beta_n + \alpha_n = 90^\circ \quad (1)$$

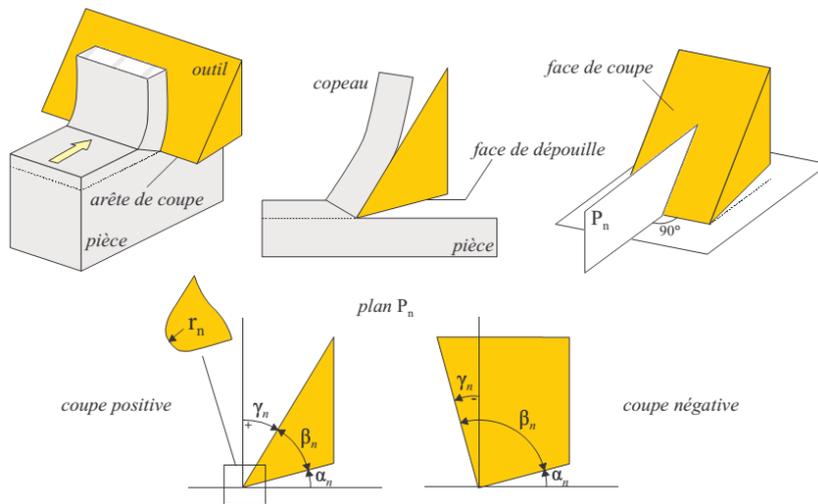


Fig. 7. Angles de coupe dans le plan normal P_n .

Si l'arête de coupe n'est pas orthogonale à la direction de coupe, il s'agit de coupe oblique pour laquelle le copeau s'écoule latéralement par rapport à la direction de coupe. L'angle formé par la normale à l'arête et la direction de coupe s'appelle l'angle d'inclinaison d'arête λ_s . L'inclinaison de l'arête contrôle la façon dont le copeau s'écoule et, par conséquent, sa forme.

L'arête de coupe est constituée de deux parties rectilignes, l'arête principale et l'arête secondaire, reliées par une partie arrondie qu'on appelle le bec de l'outil et dont le rayon est noté r_c (Fig. 8).

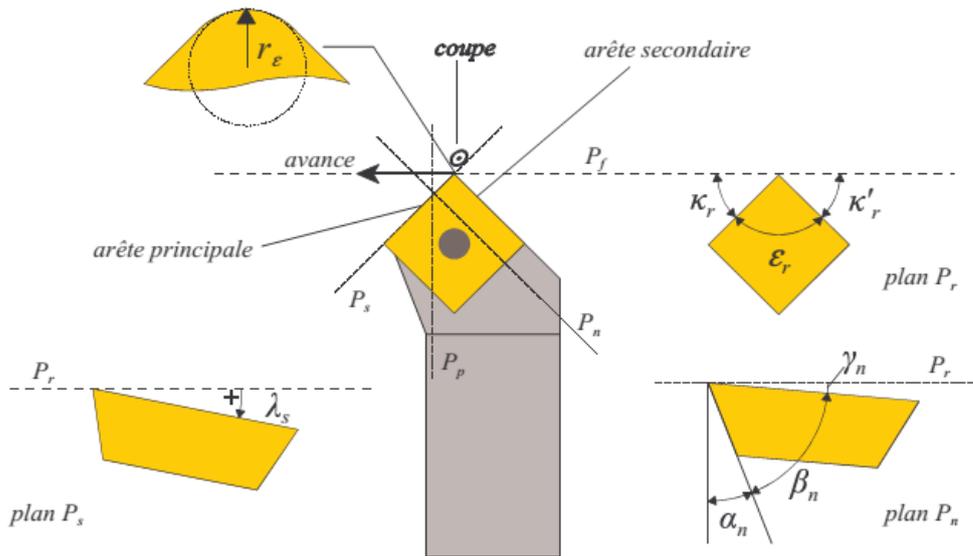


Fig.8. Angles d'outil de tournage à coupe positive dans les plans.

Alors que dans le plan P_r sont définis l'angle de direction d'arête de coupe principale κ_r , l'angle de pointe ϵ_r et l'angle de direction d'arête secondaire κ_{r1} (Fig. 8).

Angles d'outil (outil en main)

La géométrie de l'outil est définie par les normes **ISO 3002-1** et **3002-2** qui décrivent la géométrie, les plans et les angles caractéristiques. (Géométrie de la partie active des outils coupants, notions générales, système de référence, angles de l'outil et angles en travail, brise-copeaux).

- a) **Définition des faces et des arêtes:** Un outil de coupe est géométriquement défini par un système de plans et un système d'angles. Les plans de l'outil sont définis par rapport aux plans de référence. Pour l'outil en main, le plan de référence (Fig. 9) est défini à partir du corps de l'outil. Alors que pour l'outil en travail, le plan de référence est défini par rapport à la cinématique de la coupe.

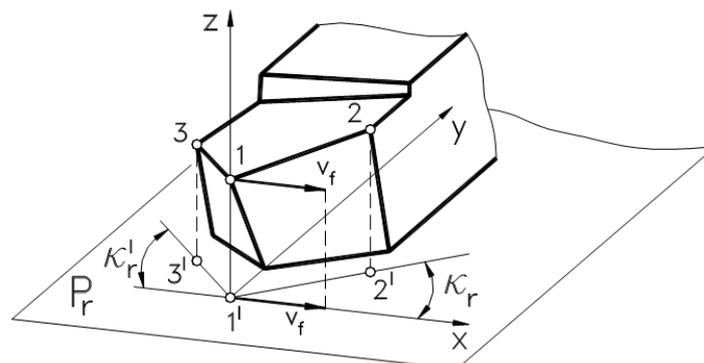


Fig. 9. Définitions du plan de référence P_r et l'angle κ_r et κ_{r1} .

L'élément essentiel de la partie active de l'outil est:

- *La face de coupe* : c'est la face où le copeau glisse et «s'enrouler» lors de l'usinage.
- *La face de dépouille* : c'est la face dans laquelle la surface de la pièce se forme.
- *L'arête de coupe* : c'est l'arête de coupe formée par l'intersection des faces de coupe et de dépouille.

Lors du processus de coupe, le copeau est généralement détaché de la pièce par deux arêtes de l'outil qui sont:

- **L'arête principale:** qui correspond à la plus grande dimension de la section effective du copeau.
- **L'arête secondaire:** qui engendre la surface usinée de la pièce.

Ces deux arêtes sont parfois sécantes mais elles peuvent être raccordées par une courbe formant le bec de l'outil, caractérisé par son rayon r_ϵ .

Le copeau glisse sur la face de coupe sensiblement perpendiculaire à l'arête principale. Les faces en dépouille principale et secondaire sont respectivement en regard de la surface coupée et de la surface engendrée de la pièce. La figure 10 montre l'emplacement de la face de coupe et de dépouille ainsi que l'arête principale et l'arête secondaire sur un outil de chariotage.

- **Bec de l'outil:** partie qui joint l'arête principale à l'arête secondaire (arrondie, droite ou intersection vive).

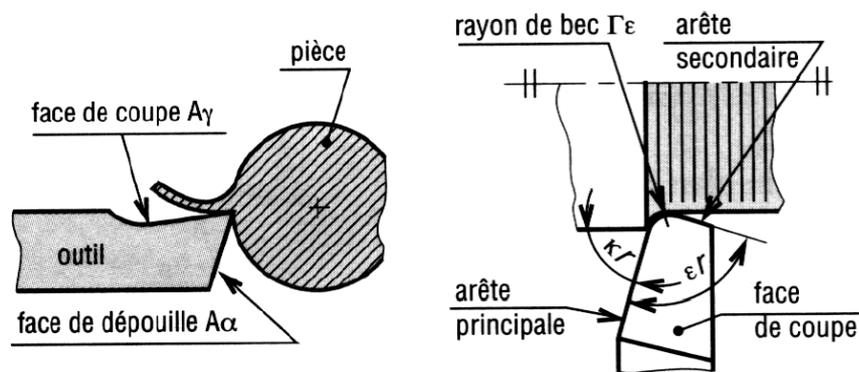


Fig. 10. Représentation des faces et des arêtes d'un outil de chariotage.

3.3. Intérêt des angles d'une géométrie d'outil de tournage

3.3.1. Intérêt de l'angle de coupe

Il existe trois types de l'angle γ_p , qui peut prendre des valeurs positives, neutres et négatives (Fig. 11). Il est généralement accepté que l'augmentation de cet angle γ_p réduit la consommation de l'énergie [1]. Comme résultat, l'effort de coupe et la température de contact (outil-copeau) change presque de la même manière. Alors, il est raisonnable de sélectionner une grande valeur positive d'angle γ_p pour des opérations de coupe pratiques.

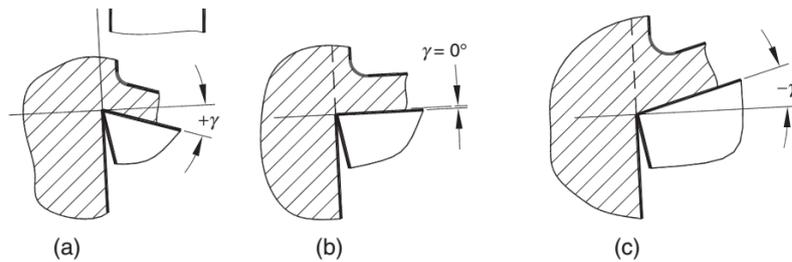


Fig. 11. Angle de coupe γ : (a) positif, (b) neutre et (c) négatif.

Pratiquement il existe plusieurs inconvénients dans l'augmentation de l'angle γ en positif:

- ✓ Le principal c'est l'affaiblissement de la section de la partie active.
- ✓ L'augmentation de la flexion réduit la résistance de la partie active impliquant son écaillage. Cela se produit par le glissement du copeau sur la surface de coupe, qui génère un effort normal N et un effort tangentiel F qui s'exercent sur la face de coupe du corps de la partie active d'outil (Fig. 12.a). D'où le premier effort N cause la flexion du bec de l'outil.
- ✓ En plus, la surface de contact outil-copeau diminue avec l'angle γ_p , d'où le point d'application de l'effort normal N s'approche de l'arête de coupe.
- ✓ Cas de l'angle γ négatif (Fig. 12.b): l'effort N ne cause pas la flexion déjà mentionnée.

Car les matériaux durs ont une grande résistance à la compression aussi que l'arête de coupe, d'où l'effort N est plus grand que dans le cas de γ_p positif.

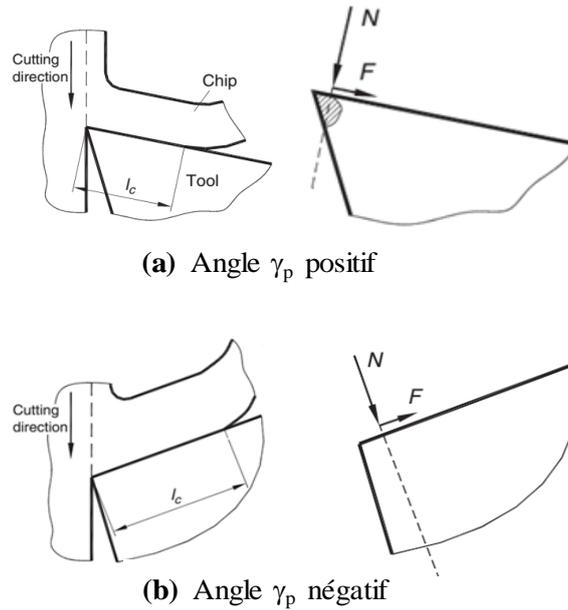


Fig.12. Efforts exercés sur l'arête de coupe, conditions ayant un angle γ_p positif (a) et γ_p négatif (b).

L'angle γ_p n'est pas le seul paramètre lors de la sélection de la géométrie d'outil, car son effet dépend des autres paramètres géométriques d'outil et du procédé de coupe.

3.3.2. Intérêt de l'angle de direction de coupe

L'angle κ_r est très important car il règle la section du copeau et la répartition des efforts de coupe dans le plan P_r . Plus κ_r est grand plus l'effort d'avance augmente, alors que l'effort radial diminue. Généralement κ_r compris entre 45° et 95° selon le type d'opération de tournage [1]. Il contrôle également la progressivité de l'attaque de la pièce. Selon la figure 13, l'effort radial et axial est relié par l'expression suivante:

$$\frac{F_x}{F_y} = \tan \kappa_r \quad (2)$$

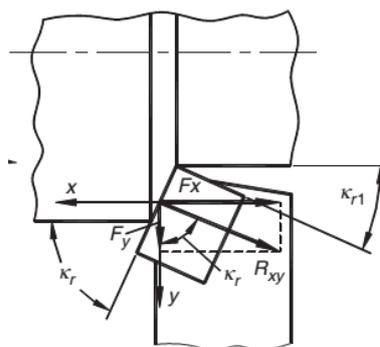


Fig. 13. Composante axiale F_x et radiale F_y de l'effort de coupe dans le plan xy .

La diminution de cet angle de 45° à 20° produit une augmentation de l'effort radial deux fois selon la formule ci-dessus. Par conséquent l'effort de flexion qui s'exerce sur la pièce augmente, ceci peut réduire la précision de l'usinage et cause des vibrations. Un autre inconvénient c'est la réduction de l'épaisseur du copeau (Fig.14), d'où son expression est donnée comme suivant :

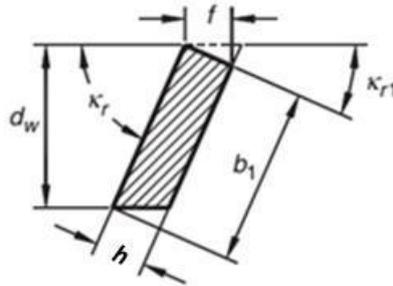


Fig. 14. Section de l'épaisseur du copeau.

$$h = f \sin \kappa_r \quad (3)$$

Où f est la vitesse d'avance par révolution, où $h \in (0, f)$.

3.3.3. Intérêt de l'angle d'inclinaison d'arête de coupe

L'expérience montre qu'il ya une certaines difficultés et confusions dans la compréhension de cet angle. D'où λ_s est mesuré dans un plan H (Plan de travail conventionnel, Pf) dans lequel est perpendiculaire au plan de référence (Pr) aussi équivalent au plan xy et passe par la pointe de l'outil (bec) comme illustré sur Fig. 15.

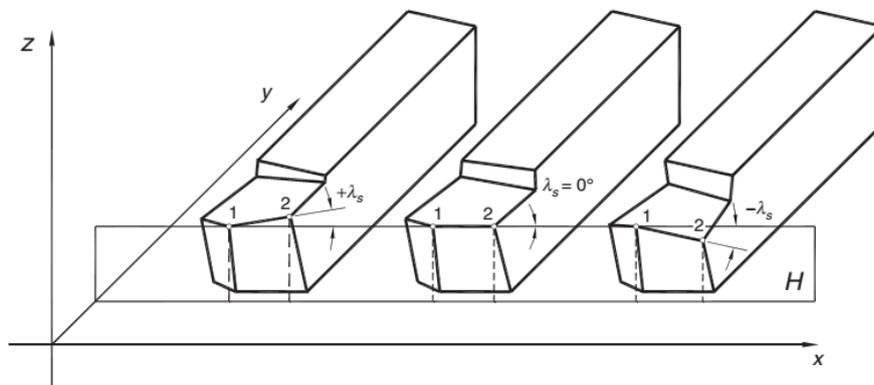


Fig. 15. Présentation de l'angle d'inclinaison λ_s .

Puisque le nombre 1 et 2 désigne l'extrémité de l'arête de coupe, trois cas à considérer :

1. Si le point 1 est en dessous de 2, λ_s est positif.
2. Si le point 1 et 2 est sur le même niveau $\lambda_s=0^\circ$.
3. Si le point 1 est en dessus de 2, λ_s est négatif.

Quant λ_s est positif, le copeau s'écoule vers la droite, alors quand λ_s est négatif, le copeau s'écoule vers la gauche (Fig. 16).

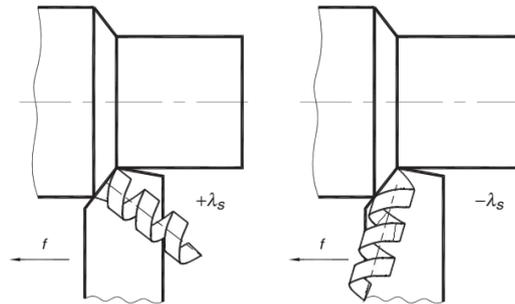


Fig. 16. Influence du signe de l'angle λ_s sur la direction d'écoulement du copeau.

La direction d'écoulement du copeau est définie non seulement par λ_s mais aussi par l'angle de direction de l'arête κ_r . Ces deux angles définissent la localisation spatiale de l'arête de coupe de l'outil, reliés entre eux par les expressions suivantes:

$$\tan \lambda_s = \sin \kappa_r \tan \gamma_p - \cos \kappa_r \tan \gamma_f \quad (4)$$

$$\tan \gamma_n = \cos \lambda_s \tan \gamma_0 \quad (5)$$

3.4. Rayon de bec

Le rayon de bec r_ϵ est tangent aux deux arêtes de coupe se rencontrant en un point théorique P. Il élimine un angle aigu, qui constitue un point faible et ne présente aucun intérêt sur le plan fonctionnel (Fig. 17).

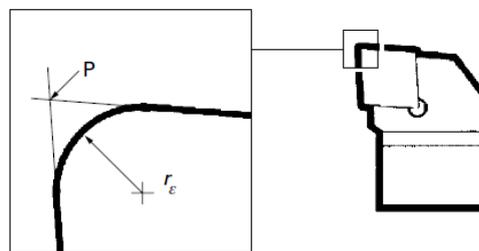


Fig.17. Rayon de bec.

3.4.1. Résistance du bec d'outil

Le rayon de bec détermine la résistance du bec d'outil, par la suite l'une des conditions à remplir par le rayon de bec est la tenue : une plus grande section est mieux pour résister à l'effort de coupe. Un grand rayon répartit aussi l'effort de coupe sur une plus grande longueur, ce qui améliore généralement la durée de vie de l'outil. La dissipation de la

chaleur se fait également mieux lorsque le rayon est plus grand, réduisant ainsi les risques de variations thermiques dommageables.

3.4.2. Relation rayon du bec-rugosité de surface

L'intérêt d'un rayon du bec d'outil est important, il influence la rugosité (Fig. 18). La profondeur totale de rugosité vaut :

$$R_t = \frac{f^2}{8r_\epsilon} \quad (6)$$

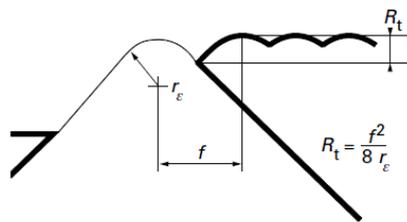


Fig.18. Influence du rayon de bec r_ϵ sur la rugosité de la surface.

3.4.3. Limitation de r_ϵ

Un grand rayon du bec augmente la composante radiale de l'effort de coupe. Par ailleurs, un trop grand rayon de bec détermine sur une partie de l'arête de coupe des copeaux très minces, dont l'épaisseur ne permet plus la coupe réelle. Il y aura alors formation d'un copeau gratté (Fig. 19), avec une usure prématurée de l'outil, vibrations, perte de précision et dégradation de l'état de surface.

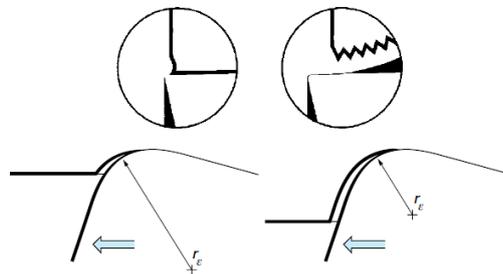


Fig.19. Choix du rayon de bec d'outil r_ϵ en fonction de la profondeur de passe.

3.4.4. Angle de pointe de l'outil

La pointe de l'outil, déterminée par les faces de coupe principale et secondaires, peut présenter un angle très variable (35 à 90°) suivant les outils. La pointe de l'outil est la zone la plus sollicitée, mécaniquement et thermiquement. Les outils ayant la plus élancée sont évidemment les plus fragiles.

Le sens de l'outil (Fig. 20) est défini par la position de l'arête principale de coupe (S) dans les conditions suivantes:

Outil tenu verticalement, bec en bas, avec sa face de coupe ($A\gamma$) en face de l'observateur.

- **Outil à droite** : l'outil est à droite R (*right*) si l'arête principale (S) est à droite.
- **Outil à gauche** : l'outil est à gauche L (*left*) si l'arête principale (S) est à gauche.

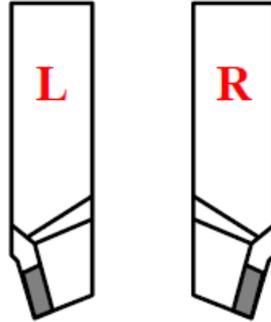


Fig. 20. Sens de l'outil.

Pour effectuer le choix d'un outil de tournage, les paramètres à prendre en compte sont les suivants :

- Matière de la pièce, autrement dit son usinabilité;
- Configuration de la pièce : forme, dimension et surépaisseurs d'usinage;
- Limitations : tolérances, état de surface;
- Machine : type, puissance, conditions d'utilisation et caractéristiques;
- Stabilité, rigidité de la prise de pièce et de la pièce.

4. Efforts de coupe

4.1. Définition: Les efforts de coupe sont la résultante de séparation du copeau, son enlèvement et des actions de fragmentation du copeau, avec de grandes actions de pression et de friction dans ce procédé, produisant des efforts qui s'exercent en plusieurs directions.

4.2. Actions outils de coupe-matière

L'outil est en contact avec la matière suivant trois plans distincts. Un premier plan est défini par la face de coupe, tandis que les deux suivants sont définis par les faces de dépouille principale et secondaire. En revanche, les déformations du copeau et de la pièce impliquent que des actions soient aussi transmises à l'outil depuis les faces de dépouille et non plus seulement à partir de la face de coupe. Le processus d'enlèvement de copeaux est généralement accompagné d'une série de déformations dans la matière, qui par la suite se manifestent par la création des forces d'arrachement des copeaux. Ces dernières sont différentes en magnitude et en direction selon le type du procédé adopté. Le cas de

tournage pour une opération de chariotage, les efforts de coupe sont décomposables en trois directions de l'espace et selon un repère cartésien (X, Y, Z) qui correspondent aux mouvements principaux respectivement d'avance (f), de pénétration (suivant la profondeur de passe a_p) et de coupe (V_c). Qui s'appellent effort axial (F_x), radial (F_y) et tangentiel (F_z) (Fig.21).

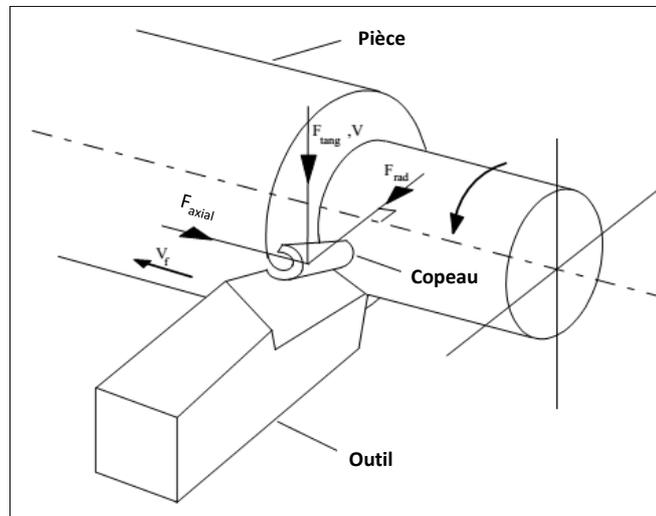


Fig. 21. Composantes de l'effort de coupe en tournage.

Les efforts de coupe varient avec les angles d'outil de coupe, et la mesure précise des efforts est utile pour une optimisation de la conception d'outil et une prédiction de sa durée de vie ainsi que la puissance électrique de la machine-outil. Une analyse scientifique en coupe des métaux exige la connaissance des efforts au moins. Plusieurs instruments de mesure d'effort ont été développés, connus par l'appellation dynamomètres capables de mesurer les efforts appliqués sur l'outil avec une précision améliorée.

4.2.1. Efforts exercés sur l'outil de coupe

La puissance consommée par la machine est toujours un facteur à optimiser. La séparation du copeau de la pièce se fait par cisaillement. L'outil déforme le matériau et par la suite séparer le à travers une déformation plastique. Cette déformation élastique et plastique du métal se fait par leur déplacement sur la face de coupe. Dans cette déformation, grands efforts sont produits. La valeur de l'effort de coupe est premièrement affectée par:

- Conditions de coupe (vitesse de coupe, d'avance et profondeur de passe) ;
- Géométrie de l'outil de coupe (forme et dimensions);

- Matériau de la pièce.
- Usure en dépouille;
- Liquide d'arrosage.

Le chemin le plus simple pour contrôler les efforts de coupe est de changer les conditions de coupe. Autrement dit, en cherchant quelles sont les conditions de coupe qui permet d'obtenir un effort limite constant, en se basant sur la flèche d'outil autorisée.

4.2.2. Quantification des efforts de coupe

Les efforts de coupe (Fig. 22) peuvent être soit mesurés lors de l'usinage effectif ou prédits dans la conception du procédé d'usinage. Ils sont mesurés par un dynamomètre d'effort monté sur la machine-outil. Alors ils existent plusieurs autres possibilités pour la prédiction de l'effort de coupe en tenant compte des coefficients spécifiques, ou par une prédiction basée sur la modélisation analytique ou numérique de la coupe du métal. La majorité des procédés d'usinage dans l'industrie sont tridimensionnels (obliques), ainsi que la majorité des outils de coupe sont supposés aussi être obliques.

Il existe deux différents types d'effort de coupe selon le type des opérations d'usinage:

- a) **Efforts en coupe orthogonale** : deux composantes (tangentielle et axiale) modèle bi-dimensions. L'outil est aigu et a des angles droits par rapport à l'axe de la pièce.
- b) **Efforts en coupe oblique** : trois composantes (tangentielle, axiale et radial) pour une opération de tournage, où l'arête de coupe principale fait un angle avec l'axe de la pièce. Ces composantes (Fig. 23) sont:

- **Effort tangentiel (F_z)**: Cet effort F_z est fortement influencé par le contact et la friction entre l'outil et la pièce, et entre le copeau et la face de coupe. Son action est dans la direction de vecteur vitesse de coupe, et il est généralement le plus grand effort et consomme une grande partie de la puissance requise par la coupe.

- **Effort axial (F_x)**: Son magnitude dépend de la sélection de la vitesse d'avance et de la géométrie choisie et particulièrement l'angle de direction d'arête κ_r . Son action dans la direction de l'avance d'outil le long de la direction d'usinage de la pièce. Généralement au voisinage de 50 % de l'effort tangentiel (F_z), il exige moins de puissance car les vitesses d'avance sont généralement petites comparée aux vitesses de coupe.

- **Effort radial (F_y):** Cette composante F_y est dirigée à des angles droits de l'effort tangentiel et axial en un point de coupe. Son action perpendiculaire à la surface usinée typiquement 50 % de F_x et contribue très faiblement dans la consommation de la puissance car la vitesse dans cette direction est négligeable. L'angle de dépouille et la taille du rayon de la pointe de l'outil influence cette composante.

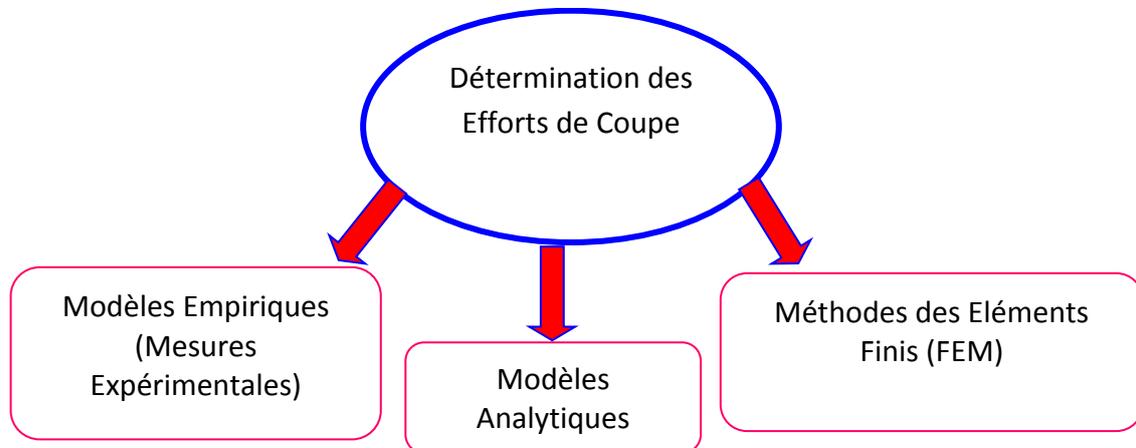


Fig. 22. Méthodes de détermination des efforts de coupe.

La valeur de ces composantes dépend non seulement du matériau de la pièce, de la géométrie d'outil, et des paramètres de coupe, mais aussi de l'angle de coupe et la surface de la section copeau.

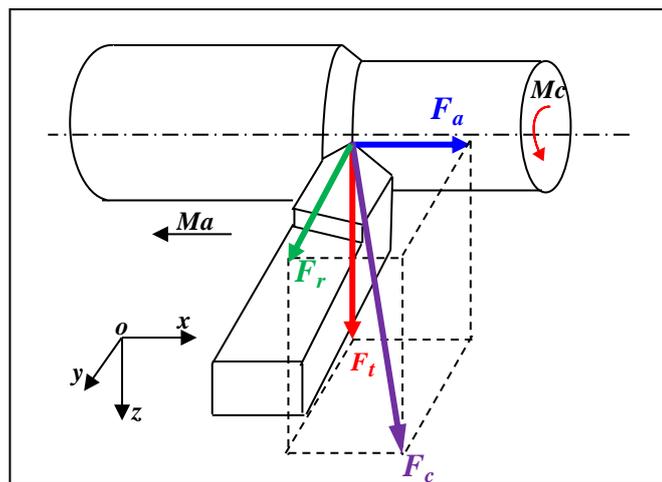


Fig. 23. Décomposition de l'effort de coupe pendant l'opération de chariotage.

La modélisation et simulation de l'effort ont le potentiel pour améliorer la conception des outils et sélectionner les conditions de coupe optimales, notamment dans des applications avancées. La modélisation est importante pour multitude objectifs, y compris l'analyse thermique, l'estimation de la durée de vie d'outil, la prédiction de broutement et la surveillance des conditions de coupe de l'outil.

Les procédés de coupe sont distingués par le type des outils et le mouvement relative entre l'outil et la pièce par rapport au mouvement de coupe (vitesse de coupe V_c), mouvement d'avance (vitesse d'avance V_f) et le mouvement effectif résultant (vitesse effective V_e) (Fig. 24). Les vecteurs de mouvement d'avance et de coupe déterminent le plan de travail.

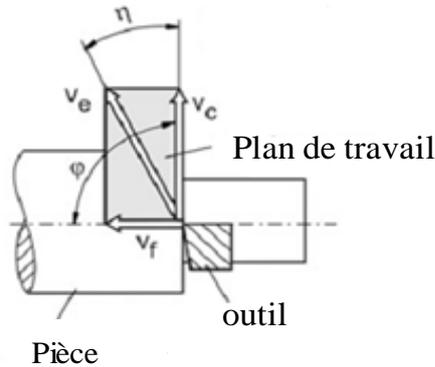


Fig. 24. Plan de travail (de coupe) en tournage.

La section du copeau (A) est enlevée de la pièce avec le mouvement de coupe, elle est définie par la profondeur de coupe ap et l'avance f ou par l'épaisseur du copeau h et la largeur du copeau b , ces paramètres sont convertibles par l'angle de direction d'arête κ_r .

5. Matériaux des outils de coupe et revêtement

Plusieurs types de matériaux d'outil de coupe sont actuellement utilisés dans l'industrie des métaux, à partir de l'acier à forte teneur de carbone jusqu'aux diamants. Il existe des différences entre ces matériaux, alors quels sont ces différences et l'application correcte de chaque type de matériau. Les trois principales propriétés d'un matériau d'outil sont:

- **Dureté** : définie comme la résistance à la pénétration. Elle est directement corrélée avec la rigidité du matériau d'outil. C'est la capacité de maintenir haute dureté à des températures élevées, appelé dureté à chaud. La Figure 25 montre la dureté de matériaux type en fonction de la température.
- **Ténacité** : c'est la capacité du matériau d'absorber l'énergie avant la fracture. Un bon matériau d'outil qui a une haute ténacité, une meilleure résistance au choc, écaillage et cassure, vibration, ...etc. La figure 26 montre pour un matériau d'outil donné, la ténacité et la dureté varient dans des directions opposées. La majeure partie de développement des matériaux d'outil c'est l'augmentation de leur ténacité en maintenant leur dureté.

- *Résistance à l'usure* : définie comme l'accomplissement d'une durée de vie d'outil avant que les outils soient exigés d'être remplacés.

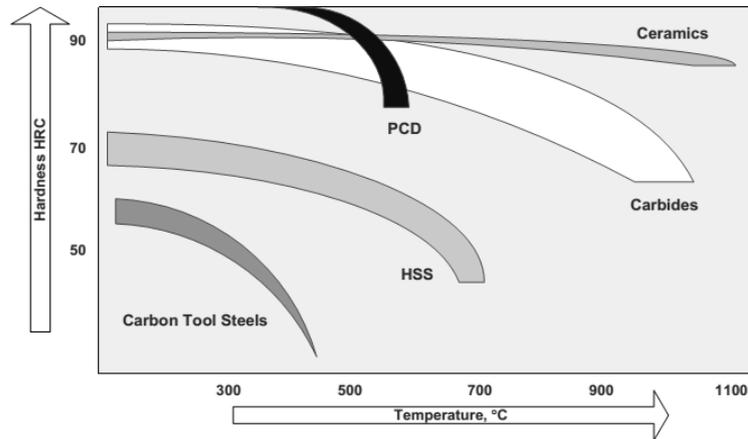


Fig. 25. Dureté des matériaux d'outil en fonction de la température.

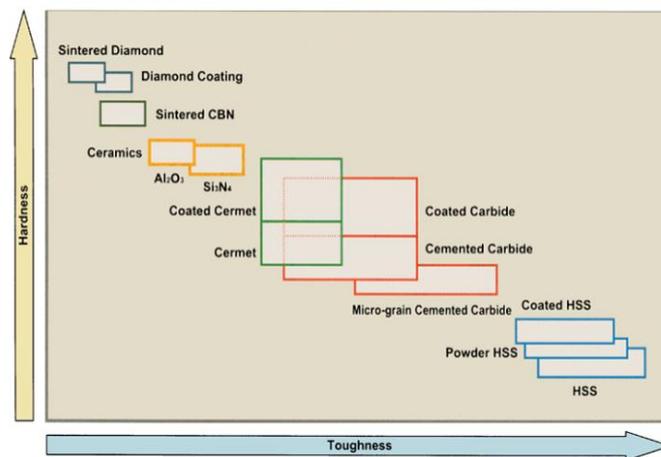


Fig. 26. Dureté et ténacité des matériaux d'outil.

Bien qu'il existe un nombre de différents matériaux d'outil, qui sont disponibles aujourd'hui, comme: l'acier rapide, les carbures, les céramiques, le nitrure de bore cubique poly-cristallin (PCBNs) et le diamant poly-cristallin (PCDs).

- **Revêtement des outils** : Cette technologie est à base d'un film de couche mince dure (quelques μm), déposé sur la surface d'outil. Elle (technologie) est utilisée notamment en usinage à grande vitesse (UGV) pour assurer un usinage efficace, ainsi que d'éviter l'affûtage des outils. Aujourd'hui, 50% d'acier rapide (HSS), 85% de carbure et 40% des outils super durs utilisés dans l'industrie sont revêtus.

6. Classification des approches de surveillance de l'usinage

La détection des événements pouvant intervenir au cours de l'usinage se fait généralement par l'ajout de capteurs sur la machine. D'après [2] les techniques de mesures pour la surveillance des opérations d'usinage se classent en deux approches:

❖ **Mesure directe** : Cette méthode est largement utilisée dans les laboratoires de recherche (due aux limitations pratiques pour l'accès durant l'usinage, utilisation du fluide de coupe) pour soutenir les recherches relatives aux mesurables phénomènes fondamentaux lors des processus d'usinage. Aussi la valeur de la variable mesurée à un degré élevé de précision. Elle exige un montage d'un outil ou mettre outil/pièce sur dynamomètre, qui répond aux efforts par l'utilisation des signaux proportionnels à l'effort appliqué.

La figure 27 résume les grandeurs physiques mesurables en usinage.

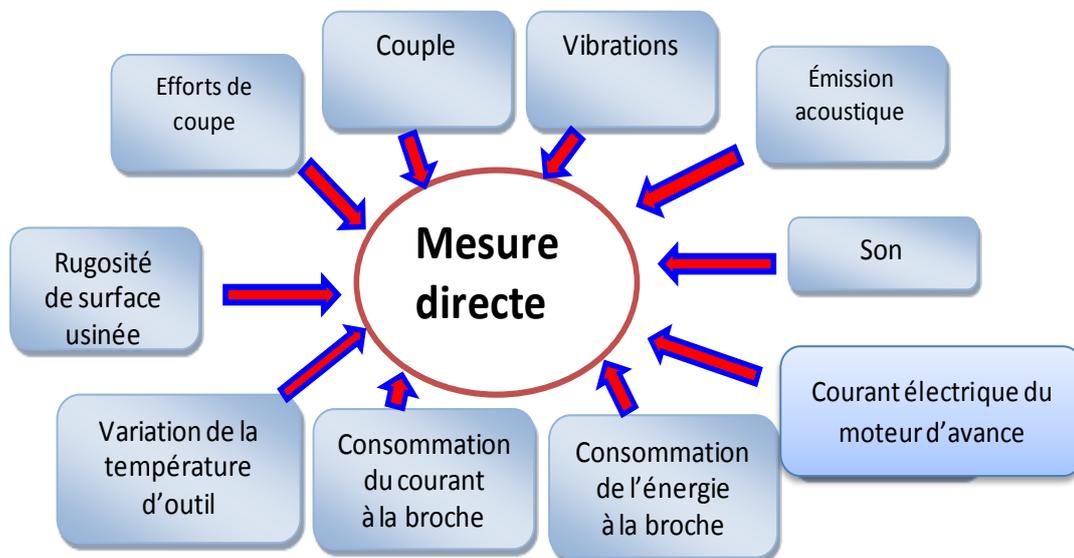


Fig. 27. Différents signaux mesurables dans un procédé d'usinage.

6.1. Cas de grandeur physique mesurable

- Grandeur physique 1

Effort de coupe : Les efforts de coupe peuvent jouer un rôle crucial au développement d'autres études, comme l'analyse thermique, l'estimation de l'usure d'outil, la prédiction de vibrations, la formation du copeau, la prédiction de la rugosité de surface, la surveillance des conditions de coupe de l'outil et autres.

- Grandeur physique 2

Vibration : Le grand intérêt industriel est d'éviter les vibrations qui causent une mauvaise finition de surface et peut causer dommage aux composantes de l'usinage. Les signaux de vibrations où particulièrement les accéléromètres sont les plus utilisés, ils contiennent une information sur les fréquences naturelles de l'outil, la pièce, mode de fixation, machine, la broche. Ces signaux sont transformables en plusieurs domaines pour déterminer les signatures de certaines irrégularités de composantes, comme l'usure ou écaillage. La technique d'analyse vibratoire transforme le signal temporel au signal fréquentiel en utilisant la transformée de fourrier (FFT) afin de détecter des changements irréguliers dans les fréquences de vibration, qui peuvent être due ou attribuer par exemple à l'usure ou écaillage.

Mesure indirecte : La valeur de la variable à déterminer est par la suite déduite en utilisant la détermination avec des corrélations empiriques. Moins précise que la méthode directe et aussi moins complexe et beaucoup plus adéquate avec des applications pratiques. Les mesures indirectes utilisent une valeur estimée à partir d'une caractéristique mesurable du signal, extraite à partir des étapes de traitement de signal.

Chaque technique de mesure peut être utilisée séparément ou combinée avec d'autres techniques ce qui offre la fusion sensorielle (multi-sensorielle).

Partie 2: Synthèse bibliographique

7. Synthèse bibliographique

Dans la littérature de l'usinage, peu de recherches dans ce champ ont étudié l'optimisation de la géométrie d'outil de coupe et leur influence sur les performances des opérations de tournage. Parmi les récentes recherches on trouve le travail d'Astakhov [1], qui présente une méthodologie générale pour la sélection de la géométrie optimale d'outil de coupe à arête unique, basée sur la minimisation du travail de déformation plastique dans la coupe des métaux. Il a discuté et intégré par la considération de plusieurs paramètres (angles) de la géométrie d'outil de coupe; qui sont en réalité reliés entre eux et doivent être combinés. Ceci est effectué par l'étude de leur multi-influence simultanément sur le processus de coupe de métal. Selon la vision de l'auteur, étudier ces multi-influences simultanément dans cette piste de recherche est important, car il n'existe pas un système guide ou un algorithme pour faire une certaine sélection claire et directe. Günay et al. [3-4-5] ont cherché l'effet de la variation de l'angle de coupe γ sur l'effort de coupe en tournage. Des comparaisons entre les résultats de l'effort de coupe empiriques

obtenus par l'approche de *Kienzle* et ceux expérimentaux (mesurés par une plate-forme dynamométrique réalisée permettant de mesurer un effort maximal égal à 2000 N). Les essais sont réalisés avec des outils neufs sur un centre de tournage CNC. La matière de la pièce est de l'acier type AISI 1040 et de dimensions (40x200 mm). L'effort de coupe (F_c) est mesuré sur une longueur de 100 mm pour chaque éprouvette, et pour huit différents angles de coupe γ variant de valeurs négatives vers des valeurs positives (de -5° à $+12^\circ$, avec un incrément de 2.5°) et de cinq différentes vitesses de coupe (80, 100, 120, 150, et 180 m/min) proposées par le fabricant d'outil. La profondeur de passe et la vitesse d'avance sont respectivement 0.5 mm et 0.25 mm/tr, qui restent inchangées pour tous les essais. Le rayon du bec de l'outil par rapport à la norme ISO 3685 est égal à 0.8 mm. À chaque valeur d'angle γ , cinq différentes vitesses de coupe sont utilisées, d'où le nombre total des essais réalisés était 40. L'analyse des résultats montre qu'une tendance de diminution de l'effort (F_c) avec l'augmentation de l'angle γ est observée de valeurs négatives vers de valeurs positives, cela pour les cinq vitesses de coupe. L'écart entre ces deux types de résultats pour l'effort était dans l'ordre de 10 à 15 %. Par conséquent, une augmentation des valeurs de l'angle γ en positives et en négatives conduit à des écarts entre résultats, cela revient à la validité de l'approche utilisé dans la prédiction de l'effort de coupe empirique. Les outils utilisés sont du fournisseur Stellram, où le porte-outil est de type SSBCR 2525 M12, avec les plaquettes sont en carbure cémenté; où leurs angles de coupe γ sont différents. Alors que l'angle de dépouille α est fixé à 7° pour toutes ces plaquettes. A titre d'information, les angles sont choisis avec ces valeurs géométriques fournies par le fabricant d'outils de coupe. Les principales constatations conclues étaient:

- L'effort de coupe diminue quand l'angle γ varie du négatif vers du positif.
- La vitesse de coupe a un effet minime sur l'effort de coupe.
- La plus grande diminution de l'effort de coupe été observé quand l'angle γ change de 0° vers 2.5° , pour des vitesses de coupe 80, 100 et 120 m/min.
- En d'autres partie, l'effort (F_c) reste constant entre 0° et 7.5° pour l'angle γ , ceci peut être expliqué à l'effet de vitesse de coupe.
- L'écart le plus grand est de 15.59% obtenu pour un angle $\gamma=12.5^\circ$.
- Une similaire linéaire tendance de diminution des deux types de résultats avec l'angle γ et pour toutes les vitesses de coupe est remarquée.

Donc, Günay et al. dans leurs travaux, ils ont cherché uniquement l'influence d'un seul angle d'outil (angle de coupe) combiné avec la vitesse de coupe. Les autres composantes de l'effort sont ignorées et l'angle de coupe présente toute entière la géométrie d'outil ?

Saglam et al. [6] ont étudié les efforts de coupe et la moyenne de la température du bec d'outil mesurés en tournage orthogonal et qui sont comparés avec les valeurs calculées. D'autre part, les effets des vitesses de coupe et de la géométrie d'outil (en intégrant des valeurs de l'angle de direction d'arête κ_r et de l'angle de coupe γ) sur les efforts de coupe et la température du bec d'outil sont évaluées sous les mêmes conditions de coupe, qui sont la vitesse d'avance ($f=0.20$ mm/tr) et la profondeur de passe ($a_p=1.5$ mm). Un plan d'expériences est conçu pour cela, composé de 64 essais réalisés sur un tour numérique CNC, ceci pour différentes valeurs de l'angle κ_r (45, 60, 75, 90). Les plaquettes utilisées sont en carbure métallique non revêtu de grade P25M, où l'angle γ a été sélectionné avec de valeurs (0, 6, 12, 20). Les vitesses de coupe (V_c) sont assignées de quatre valeurs (75; 113; 160; 236 m/min), tandis que les deux autres paramètres de coupe restent inchangés. Puisque ces valeurs de conditions de coupe sont choisies suite aux recommandations du fabricant d'outil, elles sont valables pour un usage général et des opérations de finition en tournage des aciers à moyenne teneur en carbone. La comparaison des efforts de coupe calculés et mesurés a montré que différents écarts sont observés, d'après les auteurs ceci peut être attribué à la difficulté d'estimation des facteurs de correction des équations de l'effort de coupe. Pour l'effort de coupe, l'écart moyen entre les valeurs calculées et mesurées était de 0.52 % pour les 64 essais, alors il était de 54 % pour la température de tous les essais. Par la suite, cette comparaison relative à l'effort de coupe permet de présenter un maximum des écarts, qui est trouvé pour $\gamma=20^\circ$, $\kappa_r=90^\circ$ et $V_c=160$ m/min, alors un minimum des écarts est obtenu pour $\gamma=12^\circ$, $\kappa_r=60^\circ$ et $V_c=160$ m/min. Les opérations de tournage sont effectuées avec des barreaux en acier de type AISI 1040 préparés de dimensions (30x200 mm). Pour les calculs de l'effort de coupe, l'approche de *Kienzle* est utilisée; cette dernière assume que l'effort de coupe est linéairement proportionnel avec l'épaisseur du copeau et son expression est donnée par : $F_c=A_c k_s$. Où : A_c surface du copeau et k_s constante spécifique de l'effort de coupe. Ils ont conclu : Pour l'augmentation de l'angle γ en positif, les efforts de coupe sont diminués par lesquels moins d'effort moins de puissance exigée. L'angle optimum γ est trouvé égal à 12° si les deux résultats expérimentaux sont évalués ensemble. Quand la vitesse de coupe est augmentée, les efforts de coupe sont réduits, mais la température est augmentée aussi. Pour le calcul de la température au bec de l'outil, une équation empirique est établie basée sur la mécanique de coupe orthogonale. Ils ont trouvé que l'angle κ_r est optimum pour 60° et 75° , si les efforts de coupe et la température sont évalués simultanément ensemble. L'analyse des résultats expérimentaux par la variance ANOVA, a montré que l'angle γ a

un effet important sur les efforts de coupe, alors que la vitesse de coupe son effet sur la température du bec de l'outil est au voisinage de 60.6 %. En plus, la décision prise après cette analyse a montré que l'effort axial et radial ainsi que la température sont plus influencées par l'angle κ_r . Un effet négligeable de κ_r sur l'effort de coupe est remarqué. Une autre fois les auteurs ont conclu que la direction d'écoulement du copeau est influencée par les deux angles γ et κ_r , d'où la conception optimum de ces angles n'est pas uniquement basée sur les efforts de coupe mais aussi sur la température du bec d'outil qui peut être contrôlée. Ils ont recommandé d'usiner avec des angles κ_r petits (améliorent le contact copeau-arête de coupe), et sont souvent appliqués pour des coupes en ébauchage (épaisseur du copeau grande) et intermittentes. Donc, ils ont conseillé une stricte détermination de l'angle γ et de la vitesse de coupe pour un minimum d'effort de coupe et un minimum de température.

Le travail consistait à évaluer une seule composante d'effort de coupe en fonction de l'angle γ ? La température nécessite une amélioration pour réduire l'écart entre résultats expérimentaux et calculés, qui est important (54 %) ? Tournage orthogonal est moins appliquer dans l'industrie. Le nombre d'essais est important (64) ?

Neseli et al [7] ont focalisé le travail sur l'influence de la géométrie d'outil (précisément les angles de la géométrie des plaquettes de forme rhombique) sur la finition de surface, en tournage de l'acier AISI 1040 avec des plaquettes revêtues (Al_2O_3). Ces paramètres géométriques sont: rayon du bec, angle de coupe et de dépouille qui sont des variables. La méthode de surface de réponse (RSM) est utilisée avec le développement d'un modèle quadratique empirique prédictif relie la rugosité moyenne de surface avec les variables choisies utilisant les données expérimentales. Les éprouvettes sont de 40mm de diamètre et d'une longueur de 250 mm. Les plaquettes sont montées rigides sur trois types de porte-outils droite (PCLNR/L 2020), où l'angle de coupe γ varie de -9° , -6° et -3° . Chaque outil est utilisé une fois sur une longueur d'usinage de 20 mm pour l'usinage de l'acier faible teneur en carbone à sec. Le tour utilisé a un maximum de vitesse de rotation de broche 2500 tr/min et une puissance de 2.2 Kw. Le plan d'expériences comporte 27 essais expérimentaux. Par la suite, une analyse de variance (ANOVA) pour les résultats de rugosité de surface mesurée était appliquée, où les conclusions tirées sont :

- Le facteur de grande influence sur Ra est celui du rayon d'outil (r), qui présente 51.45% de contribution de la variation totale. Ensuite, c'est l'angle de dépouille α et de coupe γ avec des contributions de 18.24% et 17.74% respectivement.

- L'effet de l'angle de dépouille α et du rayon d'outil ont de similaire tendance sur R_a .
- Augmentation de l'angle κ_r de 60° à 90° augmente les efforts de coupe.
- L'utilisation de l'optimisation de surface de réponse, montre que la géométrie optimale de plaquette correspond à 0.4 mm , 60° et -3° pour rayon du bec d'outil, angle de direction d'arête κ_r et angle de coupe γ respectivement.
- Enfin, le paramètre de rugosité de surface optimisé est $R_a=1.8294 \text{ }\mu\text{m}$.

La combinaison de l'angle κ_r avec l'angle γ négatif montre qu'ils s'accordent bien avec le minimum des valeurs choisies (géométrie optimale de plaquette), donc moins d'effort une rugosité optimisée.

Dans cette étude, Kiyak et al. [8] ont cherché les effets de variations du porte-à-faux de l'outil de coupe dans le procédé de tournage extérieur sur l'ensemble de la qualité de surface de la pièce et de l'usure de l'outil de coupe expérimentalement et analytiquement. La position de la pointe de l'arête de coupe de l'outil (flexion du bec d'outil) sous l'effet de l'effort de coupe a été étudiée utilisant deux méthodes analytiques différentes. A cet effet, des pièces en acier au carbone de nuance AISI 1050 avec des diamètres 20, 30 et 40 sont utilisées, avec des outils de longueurs de porte-à-faux qui sont égales à 50, 60, 80 et 90 mm (conservées courts pour établir plus de rigidité de l'expérience), les profondeurs de passe sont sélectionnées égales à 0.5 et 1 mm. La rugosité de surface et l'usure de l'outil sont mesurées après des essais sur un tour CNC en utilisant une vitesse de coupe de 170 m/min et une vitesse d'avance de 0.17 mm/tr, et les deux vitesses restent constantes. La profondeur de passe et la longueur du porte-à-faux sont des variables expérimentales. Les plaquettes utilisées sont en carbure métallique revêtues de classe P10 (DNMG150608) et les porte-outils sont de type PDJNR2525. Les résultats des deux différentes méthodes analytiques sont comparés pour déterminer la dépendance entre la flexion d'outil et la longueur du porte-à-faux. Les calculs des déplacements de l'arête de coupe dans le domaine élastique se fait par la première méthode analytique; où l'outil est considéré comme une poutre encastree-libre, produits par le moment de flexion causé par l'effort de coupe appliqué (F_c). La deuxième méthode approxime mieux la détermination du déplacement de l'arête de coupe de l'outil δ utilisant le théorème de *Castigliano*, qui est l'une des méthodes basée sur l'énergie, et qui tient en compte l'effet du moment de flexion et du couple, où le porte-outil est pris en considération dans les calculs. $\delta = \frac{\partial U}{\partial F_{c_j}}$

L'expression obtenue dépend de F_c , du constant k , et de longueur L .

Une comparaison entre les valeurs de flexion d'outil obtenues par les deux méthodes analytiques avec les résultats expérimentaux, montre que la flexion d'outil diminue avec la diminution du porte-à-faux pour les deux approches, mais la flexion de deuxième méthode est plus grande en valeurs que celle de la première sous les mêmes conditions de coupe et s'approche bien que celle mesurée. Ils ont observé et conclu que :

- L'effet de la profondeur de passe sur la rugosité de surface est négligeable, mais sur la longueur du porte-à-faux de l'outil est assez important.
- La flexion de l'outil de coupe augmente avec l'augmentation de la longueur du porte-à-faux de l'outil.
- Les valeurs de la flexion d'outil obtenues expérimentalement étaient assez compatibles avec ceux obtenues par l'utilisation de la deuxième méthode analytique.
- Les valeurs de la rugosité de surface (R_a) de la pièce augmentent avec l'augmentation de la profondeur de passe et qui est en concordance avec la littérature, en plus avec l'augmentation du porte-à-faux.
- Les valeurs d'usure en dépouille (VB) des outils de coupe sont diminuées si le porte-à-faux augmente.
- L'effet de l'effort tangentiel fait varier la géométrie d'outil, d'où l'angle de coupe (γ_0) et de dépouille (α_0) changent, ceci est dus à l'augmentation du porte-à-faux et la position de l'arête de coupe (flexion du bec d'outil). Donc, il est conclu que l'usure en dépouille est diminuée et la distance de friction diminue due à l'augmentation de l'angle de coupe γ .
- En fin, même tendance de variations entre des valeurs de la flexion mesurées d'outil et celles de l'usure d'outil est observé, d'où une relation peut être établie ?

Les auteurs ont mentionné l'avantage de l'augmentation du porte-à-faux sur la rugosité et sur l'usure en dépouille. La bonne concordance entre la flexion d'outil calculée et celle obtenue expérimentalement n'est pas indiquer pour quelle longueur du porte-à-faux ? Il fallait chercher sa longueur optimale ? Pour une rugosité optimale ? Ne pas se limiter seulement à la description des variations, mais aussi tranché dans ce contexte c'est très important ?

Mei et al. [9] ont présenté les résultats théoriques et expérimentaux de la suppression active du broutage, par une variation on-line des angles de coupe γ et de dépouille α . Les

auteurs ont montré que la stabilité dynamique lors d'une opération de coupe est de grande importance. Lorsque le procédé d'usinage devient instable; son effet induit une auto-excitation des vibrations de broutage, qui diminue la durée de vie de l'outil, produire une mauvaise finition de surface, endommage la pièce et la machine-outil et cause un temps excessif. D'où, il n'est pas acceptable de réaliser une opération de coupe sous des conditions de coupe instables. Vu la relation qu'existe entre la stabilité dynamique et les conditions de coupe, cette stabilité ne dépend pas seulement de la vitesse de rotation de la broche et de la vitesse d'avance, mais aussi de la géométrie d'outil. Un modèle dynamique non-linéaire théorique est établi pour discuter les effets de changement des angles γ et α sur la stabilité dynamique. Pour s'assurer que la coupe se fait dans des conditions de coupe stables, il est souhaitable de surveiller et contrôler le broutage en temps réel lors de l'usinage. A cet effet, les effets de changement de l'angle γ et α sur les caractéristiques du procédé de coupe et sur la stabilité dynamique sont évaluées quantitativement; par un modèle dynamique non-linéaire du broutage (chatter). Les équations dynamiques de coupe sont établies, où les effets de vitesse de pénétration sont introduits dans le calcul pour la variation de l'angle de coupe. La variation de l'angle de coupe n'influe pas seulement sur la direction de l'effort de coupe, mais aussi influe les caractéristiques non-linéaires entre l'effort de coupe et l'épaisseur du copeau (vitesse d'avance). Une relation non linéaire est établie en fonction de la profondeur de passe et la vitesse d'avance, entre l'effort de coupe et la vitesse d'avance et l'angle γ à partir de l'expérimental. L'angle de dépouille effectif minimal qui est positif est représenté en fonction de l'amplitude et de la fréquence des vibrations de broutage stable. Cet angle a une grande influence sur les amplitudes de broutage. D'où les amplitudes se stabilisent à une certaine valeur finale de l'angle α . Basé sur l'analyse théorique, une stratégie pour la suppression du broutage est développée et un dispositif expérimental est réalisé et testé sur un tour. Ce dispositif permet de tourner l'outil de coupe avec un mouvement de rotation autour d'un axe qui passe par le point de coupe au bec de l'outil. Si la rotation est dans le sens horaire, une augmentation de γ et une diminution de α avec le même incrément angulaire. Si la rotation est dans le sens antihoraire, l'angle γ diminue et l'angle α augmente. Pour vérifier les effets de variations d'angles, le tour est instrumenté afin de mesurer des efforts de coupe et de vibrations pour la raison citée auparavant. Des séries d'essais sont réalisés pour montrer les effets de la suppression on-line (active) du broutage par une variation de la géométrie d'outil, sous les conditions de coupe suivantes: $N=700$ tr/min, $f=0.08$ mm/tr et $a_p=0.5$ mm, sur une longueur de pièce 600 mm, 30 mm de

diamètre et un angle $\chi=45^\circ$. Les résultats indiquent que la suppression est réalisable et une bonne corrélation est existée entre l'analyse théorique et les résultats expérimentaux, à la fin des conclusions sont tirées comme suit:

- ◆ Une variation des angles de coupe γ et de dépouille α influence la stabilité dynamique du système de coupe.
- ◆ Une variation de l'angle γ influence la non-linéarité de l'effort de coupe comme une fonction de l'épaisseur du copeau, tandis que la variation de l'angle α influence la vibration limitant la fonction de la face de dépouille.
- ◆ L'augmentation simultanée de γ et la diminution de α avec la même valeur augmente la stabilité du système de coupe. Ceci était utilisé pour formuler la méthode de suppression du broutage, basée sur la variation on-line les angles de coupe.
- ◆ Le dispositif expérimental est directement installé sur le porte outil du tour.

L'usinage sur une machine-outil c'est tout un système complet qui doit toujours être stable. Si par exemple la rigidité de la machine diminue, l'outil et la pièce vont être affectés par cette perturbation et deviennent dynamiquement instable. D'après les auteurs, la validation de cette approche est valable pour des avances inférieures de 1mm/tr et pour des avances supérieures? Une seule composante d'effort de coupe est prise en compte dans l'approche avec l'angle γ effectif, alors les autres composantes de l'effort sont ignorées. Possibilité de l'élargissement de l'application de l'approche pour d'autres conditions de coupe.

Khalili et al. [10] ont étudié et cherché l'influence de la géométrie d'outil (angles) sur les caractéristiques morphologiques de l'usure en dépouille durant une opération de tournage de l'acier de faible teneur en carbone. Utilisant l'une des techniques de traitement d'image et une méthode de surface de réponse. L'analyse était basée sur un modèle de second ordre, par lequel l'usure en dépouille (facteurs d'aire et de forme) est exprimée en fonction de trois paramètres géométriques d'outil de coupe (α , γ , κ_r). Le modèle permet d'évaluer l'effet de chaque paramètre géométrique et l'effet de leurs interactions ensemble sur ce type d'usure. Les auteurs ont conclu que les facteurs d'aire et de forme de l'usure en dépouille sont fortement affectés par ces paramètres géométriques d'outil, d'où leur étude peut aider à choisir la géométrie d'outil. Les essais sont réalisés sur un tour TN50D à sec avec un outil en acier rapide (HSS) sur des barreaux ronds en acier de faible teneur en carbone. La vitesse de coupe, d'avance et la profondeur de passe sont

maintenues constantes, qui sont respectivement 47 m/min, 0.08 mm/tr et 3 mm. Le plan d'expériences est composé de 27 essais réalisés avec les combinaisons de différents angles: α (5, 10, 30), γ (0, 15, 30), κ_r (45, 67.5, 90). L'usinage est effectué pour un temps très court pour chaque outil, par la suite, la morphologie d'usure (facteurs inclus) est mesurée par un microscope, caméra CCD, PC et un logiciel de traitement d'image. Les facteurs d'aire et de forme de l'usure en dépouille sont mesurés pour différentes géométries d'outils, avec la prise des images d'outils usés à la fin des essais. Par l'utilisation de la méthode de réponse de surface, quatre modèles empiriques sont obtenus. L'analyse de résultats est basée sur un modèle d'aire d'usure en dépouille montre, que l'effet de l'angle α sur l'aire d'usure pour différents angles γ indique que, quand l'angle α augmente cause une diminution de l'aire d'usure, spécialement pour l'angle γ de petites valeurs. Alors que l'analyse de l'effet de l'angle γ sur l'aire d'usure en dépouille pour différents valeurs de l'angle α montre que l'augmentation de γ cause une diminution de l'aire d'usure. Ceci est expliqué que lorsque γ augmente la formation de l'arête rapportée diminue; qui produit une diminution dans l'usure en dépouille. L'effet de l'angle κ_r sur l'aire d'usure en dépouille pour différentes valeurs de l'angle γ indique que l'aire d'usure diminue avec l'augmentation de κ_r pour des petites valeurs de γ . Après l'étude de l'effet de chaque angle sur le facteur dit: de compacité et d'élongation, le phénomène d'usure est expliqué que lors de la diminution de κ_r de 90° à 45° la longueur d'engagement de l'arête de coupe augmente; ce qui produit une usure longue. Alors que le modèle empirique *facteur type* diminue avec l'augmentation de γ . A la fin des conclusions tirées sont :

- L'aire de l'usure en dépouille diminue avec une augmentation de l'angle α (5°-15°) et de l'angle γ (0°-30°), par contre elle augmente avec l'augmentation de κ_r de (45°-90°), spécialement pour de petites valeurs de γ . Ce phénomène peut être relié à la formation de l'arête rapportée pour de petites valeurs de α et γ .
- Le facteur dit compacité diminue linéairement avec l'augmentation de l'angle α et γ , alors il a une corrélation quadratique avec l'angle κ_r .
- Le facteur dit élongation augmente avec l'augmentation de γ et diminue avec l'augmentation de κ_r , et de corrélation quadratique avec l'angle α .

L'usure en cratère n'est pas inclus et peut être considérée, il n'existe pas aucune certaine décision finale concernant les quatre modèles types. Possibilité de surmonter le phénomène de la formation de l'arête de coupe, puisque c'est un phénomène transitoire.

Les auteurs ont dit que les facteurs d'usure sont fortement influencés par ces paramètres géométriques, alors il fallait opter pour la sélection d'une telle géométrie d'outil.

Duran et al. [11] ont développé une approche PSO (en anglais : *Particle Swarm Optimization* et en français *Optimisation par Essaims Particulaires (OEP)*, qui est une méthode d'optimisation visant à résoudre des problèmes d'optimisation) appliquée dans un procédé d'usinage donné, afin de définir la géométrie d'outil de coupe optimale à l'échelle macro-métrique pour une combinaison de matériau outil-pièce. Cette technique PSO cherche la bonne solution dans un espace de solutions, donc il est convenient de trouver une fonction objective en fonction d'angles d'outil obéit à un critère de contraintes. Les auteurs ont proposé un nombre (facteur) adimensionnel de contrainte (σ_r), qui caractérise la bonne détermination d'angles d'outil de coupe pour un couple de matériau (outil-pièce) donné. Ce facteur (σ_r) est une fonction qui dépend des angles (α , β , γ , λ_s). Le travail était basé sur une expression semi-empirique (G), relie matériau de l'outil et matière de la pièce, produisant un maximum de durée de vie d'outil. Ce facteur G est fonction de la résistance à la flexion du matériau d'outil, de son module d'Young E et de l'énergie spécifique de coupe du matériau de la pièce. Par conséquent, la géométrie de coupe adéquate pour une configuration d'usinage donnée, peut être obtenue par la minimisation de la différence entre G et σ_r , et par la suite les angles sont obtenus. L'approche a été basée sur des résultats d'expériences du laboratoire et sur des opérations spécifiques de coupe. Une fois la fonction objective (σ_r) est sélectionnée pour un tel essai, le travail à faire c'est de chercher le minimum des paramètres géométriques (Min (λ , γ , α)) en fonction de la différence absolue entre (σ_r -G). Les limites de valeurs d'intervalles des paramètres géométriques sont basées sur des facteurs technologiques et opérationnels, données comme suivant :

$$(-20^\circ \leq \lambda_n \leq 20^\circ / 0^\circ \leq \alpha_n \leq 20^\circ / -20^\circ \leq \gamma_n \leq 20^\circ / \beta_n = 90^\circ - (\alpha_n + \gamma_n))$$

Cette étude diffère de celui de Kaldor et al [12] dans leur approche n'importe quelle combinaison d'angles avec les intervalles spécifiés est permise et ensuite la géométrie optimale d'outil est sélectionnée. Alors que, l'approche PSO définit les angles d'outil, considérant le modèle de Kaldor mais satisfait aux contraintes d'angles, où un système expert peut recommander pour approprier ces valeurs d'angles pour une telle configuration d'usinage donnée. Vingt essais sont réalisés afin de déterminer la configuration d'usinage adéquate et ces paramètres géométriques à partir de données empiriques de Kaldor. L'essai numéro 7 correspond à une erreur minimale moyenne de

l'ensemble des paramètres testés, par la suite le facteur de correction=0.4 et facteur d'inertie=1.0 sont sélectionnés.

Le système expert est développé pour la sélection de l'outil de coupe via une base de données FAO, qui répond selon la combinaison de matériau (outil-pièce) et pour une opération d'usinage donnée. Il peut trouver une ou plusieurs géométries d'outils optimales qui correspondent aux paramètres géométriques recommandés par la valeur de G . Une interface graphique est développée permettant à l'utilisateur de saisir le matériau de la pièce afin d'obtenir le matériau d'outil correspond. Par la suite, le système sélectionne l'outil à géométrie optimale recommandée. La vitesse de coupe (V_c) et l'avance (f) sont calculées par le biais d'un module intelligent réalisé avec la méthode de réseaux de neurones. Aussi, la profondeur de passe (a_p) est déterminée par un calcul de la longueur effective de l'arête de coupe de l'outil sélectionné. Ces valeurs calculées sont utilisées pour calculer la puissance maximale consommée. L'approche est basée uniquement sur le critère de couple matériau (outil-pièce), mais il existe d'autres phénomènes qui interviennent lors de l'usinage (dynamique de coupe, rigidité de la machine-outil,... etc.) et peuvent être ajoutés comme critères de plus, pour que l'optimisation s'approche de la réalité de l'usinage.

D'après Bouelatta et al. [13] le but recherché c'est de trouver une corrélation entre rugosité de surface et vibrations d'outil combinées avec les conditions de coupe pour des opérations de tournage. A cet effet, des modèles prédictifs empiriques des paramètres de rugosité de surface sont obtenus. Le matériel d'essais comporte un tour universel SV18 utilisé à cause de leur grande précision et rigidité, de puissance 6 Kw et de vitesse de coupe (14-2800 tr/min) et d'avance (0.02-5.6 mm/tr). Un analyseur de vibrations (Bruel & Kaejer) type 2144 avec un logiciel type 7651 et un accéléromètre triaxial de type 4321 est utilisé pour la mesure des accélérations d'outil dans la direction axial (sens de l'avance) et radial monté proche du bec de l'outil. Les mesures des paramètres de rugosité de surface sont effectuées avec un rugosimètre Surtronic 3+ assisté d'une application ST3PL.

Un plan d'expériences est sélectionné pour déterminer toutes les interactions entre les variables indépendantes, qui sont pour les conditions de coupe (vitesse de rotation de broche N , avance f et profondeur de passe a_p), qui varient de (710-355 m/min), (0.02-0.20 mm) et de (0.5-2 mm) respectivement. Pour les variables d'outil qui sont: rayon du bec d'outil, longueur du porte-à-faux et l'angle κ_r , varient respectivement en valeurs de (0.4,

1.2 mm), (38, 70 mm) et de (45°, 90°). Alors que pour les variables de la pièce qui sont sa longueur L varie de (30, 60, 90, 120, 150 mm) et son diamètre D varie de (36, 30 mm). Les variables de sortie sont les paramètres de rugosité de surface et accélérations dans deux directions seulement axiale et radiale. Les outils de coupe sont en carbure cémenté équipés de plaquettes de type TPGN160304 pour le rayon du bec 0.4 mm et de type TPGN160312 pour le rayon de 1.2 mm. Deux porte-outils de type PTGNR/L2525M16 et PTDNR/L2525M22 sont utilisés respectivement pour deux valeurs d'angle κ_r égal 90° et 45°. Les plaquettes sont changées après usinage sur 32 paliers de coupe afin de minimiser l'effet d'usure d'outil qui peut affecter la qualité de rugosité de surface usinée. Chaque plaquette installée fonctionne au début pour un temps court pour éliminer l'usure rapide de l'outil. Chaque ébauche contient dix paliers de coupe de longueur égale à 15 mm. La matière de l'ébauche était en acier ordinaire de 0.13% de carbone. Un logiciel de statistique SPSS est utilisé pour l'élaboration des modèles de prédiction des paramètres de rugosité de surface (R_a , R_t , R_{sk}) par une méthode de régression, où l'objectif c'était de déterminer les variables de grandes influences sur ces paramètres de rugosité. Les paramètres (R_a , R_t , R_{sk}) sont évalués par quatre modèles empiriques obtenus. Après traitement de signal des accélérations, les spectres des signaux sont obtenus. Par la suite, les signaux d'accélérations dans les deux directions sont comparés avec ceux de rugosités mesurés. Ensuite, la densité de puissance spectrale de rugosité et des accélérations est calculée, qui sont comparées entre eux par la suite. La comparaison des résultats montre que les modèles prédictifs sont précis et conviennent pour la prédiction de surface. Il est conclu aussi que le maximum du paramètre R_t est grandement dépendant de la vitesse de rotation de broche N et du diamètre de l'ébauche D .

Les auteurs ont réalisés un plan d'expériences très important, ce qui coute en temps, en cout et risque de perdre la précision désirée suite à la répétition. Ils n'ont pas mentionné ou quantifier le degré d'influence de chaque paramètre étudié sur la rugosité ainsi que celui de grand effet de celui de petit effet ? Le nombre d'essais doit être optimisé ?

Arfaoui et al. [14] ont présenté une modélisation des vibrations de l'outil de coupe en tournage. Il a été démontré théoriquement et expérimentalement que le comportement vibratoire d'un outil de coupe pendant les opérations de tournage dépend des cinq paramètres suivants: L'angle de coupe γ , l'angle de dépouille α , l'avance f , la profondeur de passe a_p et la vitesse de coupe V_c . Dans les modèles mathématiques de vibrations connus, généralement certains de ces paramètres sont prises en considération pour

déterminer les vibrations des efforts de coupe et les intensités des vibrations des machines-outils pendant l'usinage.

Un modèle mathématique vibratoire à deux degrés de liberté a été développé qui tient compte de tous les paramètres mentionnés ci-dessous. Les équations des vibrations du chariot dans la direction Y et Z sont exprimées par les expressions suivantes:

$$\begin{aligned} M_1 \ddot{x}_1 + C_1 \dot{x}_1 + k_1 x_1 &= -\Delta F(\Delta S, \Delta t, \Delta V, \Delta \Psi) \cos(\beta - \alpha) \\ M_2 \ddot{x}_2 + C_2 \dot{x}_2 + k_2 x_2 &= -\Delta F(\Delta S, \Delta t, \Delta V, \Delta \Psi) \sin(\beta - \alpha) \end{aligned}$$

Où : M_1 et M_2 sont les masses réduites du système;

K_1 et K_2 sont les rigidités du système;

C_1 et C_2 sont les coefficients d'amortissement;

ΔF est l'accroissement de la force de coupe lors des vibrations;

Δt , ΔS , ΔV et $\Delta \Psi$ sont les accroissements cinématiques de la profondeur de passe, de l'avance, de la vitesse de coupe et de l'orientation de l'outil de coupe par rapport à la pièce dans le plan formé par la direction de la vitesse de coupe et la direction perpendiculaire à la surface usinée;

α est l'angle définissant la rigidité du système défini par la direction de x_1 et l'axe OY. β est l'angle entre la direction P et l'axe OY.

Dans l'étude expérimentale, les efforts de coupe sont mesurés au bec de l'outil à l'aide d'un capteur piézo-électrique triaxial et les vibrations de l'outil sont mesurées avec un analyseur des vibrations type BK2515. L'exploitation du modèle mathématique conduit à la possibilité de la détermination du choix des paramètres de coupe et la géométrie de l'outil. Les résultats obtenus peuvent être utilisés pour la détermination de la stabilité des systèmes à deux degrés de liberté des machines-outils par la prise en compte de l'angle de coupe γ et de celui de dépouille α , de la profondeur de passe et de la vitesse de coupe.

Bourdim et al. [15] ont présenté une simulation numérique du phénomène de broutage, ils ont considéré seulement la flexibilité du porte outil fixé volontairement en porte-à-faux, tandis que le reste de la structure (machine-outil, pièce) est supposé rigide. Le porte-outil encastré dans la tourelle de la machine-outil est considéré comme une poutre encastrée-libre, caractérisé par un système élastique linéaire pour de faibles déplacements. Le porte-outil est soumis à des vibrations de flexion latérales suivant deux axes perpendiculaires X et Y. Le problème a été simulé numériquement en utilisant la méthode des éléments finis, l'outil a été modélisé en éléments de poutres ayant deux degrés de liberté par nœud. La méthode de Newmark est utilisée pour résoudre le système global des équations du

mouvement. Finalement, les résultats numériques du modèle numérique sont comparés avec ceux obtenus expérimentalement. En finalité, ils ont conclu que le degré de stabilité de l'opération d'usinage dépend des conditions de coupe. D'après une analyse, la dynamique de la pièce peut être intégrée à cette étude en plus de celui de l'outil de coupe. La stabilité d'usinage ne dépend pas uniquement des conditions de coupe ? D'autres facteurs peuvent être intégrés à cette étude comme l'effet de la dynamique de pièce sur l'outil ? dégradation de rigidité de la machine-outil... etc.

Bourdim et Rahmani [16] ont étudié la vitesse de coupe et son influence sur les vibrations de broutage. Une étude analytique a été proposée par analogie avec le modèle de Vander Pol; qui suppose qu'une composante de l'effort de coupe est en phase avec la vitesse de vibration \dot{x} . Dans ce cas l'énergie sera fournie au système (M.D.O.P) permettant ainsi une augmentation de l'amplitude de vibration, l'apparition du phénomène de broutage est donc favorisée par une augmentation de la vitesse de coupe. Les expériences entreprises par les auteurs consistent à dresser un disque plein avec un porte-outil volontairement fixé en porte-à-faux afin de favoriser l'apparition du phénomène de broutage. La vitesse de rotation est constante et la vitesse de coupe augmente de façon continue selon la relation ($V_c = R.\Omega$), où R représente le rayon du disque et Ω sa vitesse angulaire, les autres paramètres de coupe (avance et profondeur de passe) sont tenus constants pour chaque essai. Le choc de synchronisation sollicité à la barre juste avant le début de la coupe a permis de déterminer le temps du commencement de l'usinage et faire correspondre à chaque position de la pointe de l'outil sur la pièce son enregistrement correspondant. Ceci permet d'étudier le comportement dynamique de la pointe de l'outil à chaque instant de la coupe. L'amplitude de vibration ainsi que sa fréquence et la vitesse de coupe correspondante sont déterminées instantanément. L'amplitude du phénomène de broutage est une en fonction de la vitesse de coupe, trois zones peuvent être définies selon la vitesse de coupe V_c :

- Zone I : Correspond à une coupe stable avec une amplitude fixe (de 0 à V_{c1}).
- Zone II : Correspond à un broutage linéaire (de V_{c1} à V_{c2}), où l'amplitude est proportionnelle avec l'augmentation de vitesse de coupe. Cette zone est la plus intéressante pour l'étude du phénomène de broutage.
- Zone III : Correspond à un broutage non linéaire (zone catastrophique) de V_{c2} et plus. Les variations de l'amplitude est non-linéaire avec l'augmentation de la vitesse de coupe à partir de certaines valeurs de vitesse de coupe et plus.

L'étude a montré que la transition de la stabilité à l'instabilité de coupe est brutale et ils ont pu mettre en évidence la non-linéarité de l'augmentation de l'amplitude des vibrations de broutage avec la vitesse de coupe en régime instable. D'après une analyse, une autre proposition de solution fallait être posée, c'est comment conserver un usinage stable en tenant en compte cette étude et en intégrant d'autres facteurs?

Bourdim et al. [17] ont présenté une approche pour l'étude de la stabilité dynamique de coupe afin d'identifier les conditions de coupe et les caractéristiques dynamiques du système machine-outil -pièce-outil en cours d'usinage. Des simplifications ont été effectuées comme suivants:

- ◆ La coupe est supposée orthogonale ;
- ◆ Les efforts de coupe et les déplacements sont étudiés dans un plan perpendiculaire à l'arrête de coupe et décrits par deux directions perpendiculaires entre elles et contenues dans ce plan ;
- ◆ Les efforts de coupe sont considérés comme étant proportionnelles à la largeur de coupe.

Une méthode basée sur une modélisation mathématique et sur le critère de stabilité de Nyquist est proposée. L'étude est réalisée pour une opération d'alésage à l'aide d'une barre d'alésage portée volontairement en porte-à-faux. Seulement la flexibilité de ce porte-à-faux sera prise en considération, alors que le reste de la structure (Machine-outil et Pièce) est supposé infiniment rigide. La source des vibrations résulte seulement de la vibration de la composante de répulsion dF_x . L'outil est excité suivant une direction perpendiculaire à la surface usinée. La méthode proposée a permis de construire des cartes de stabilité dynamique; qui fournissent des renseignements nécessaires pour l'élimination du phénomène de broutage dans un cas d'usinage particulier.

Les cartes de stabilité dynamique sont construites pour l'élimination du phénomène de broutage en coupe orthogonale, qui est peut pratiquer dans l'industrie par rapport à la coupe tridimensionnelle. Le modèle d'effort adopté est simple et linéaire, d'où autre modèle non linéaire peut être utilisé et pour une coupe tridimensionnelle. La complexité du comportement dynamique des machines-outils est associée aux plusieurs facteurs influençant le phénomène vibratoire. Les auteurs ont concentré sur la stabilité d'usinage orthogonale considérant la vitesse de coupe comme paramètre, d'où ceci peut être efficace pour l'usinage de grande et de très grande vitesse (vitesse de coupe importante) avec la possibilité d'intégrer la dureté de la matière à usiner comme paramètre de plus ...etc.

L'analyse de la synthèse bibliographique globalement montre une diversité dans les problématiques posées relatif à notre problématique. Quelques un focalisent sur la combinaison d'un seul paramètre géométrique avec d'autres, alors d'autres concentrent sur l'aspect expérimental notamment la rugosité de surface et d'autres facteurs avec des comparaisons avec des modèles empiriques obtenus à l'aide des applications de statistique. Presque la majorité des travaux synthétisés discutent leurs résultats par l'étude de l'effet d'un tel paramètre sur un tel résultat, sans faire une telle sélection d'une telle géométrie. En d'autre part, l'évaluation des effets des paramètres géométriques des plaquettes sur un tel résultat sont réalisés, donc aucune décision envers l'optimalité de la géométrie d'outil est prise, à moins que se limiter à l'étude de l'effet de certains angles sur l'usure, la rugosité, les vibrations...etc. On trouve dans le travail du Duran, une optimisation des valeurs d'angles selon le couple matière (outil-pièce) par des techniques de réseaux de neurones, méthode PSO...etc. Par la suite et selon la spécificité de l'usinage étudié, les angles de l'outil doivent être effectivement praticables réellement. La base de données FAO contient tous les paramètres géométriques des outils de coupe recommandés par le fabricant d'outils, mais la gestion selon le critère du couple matière outil-pièce et le type de procédé d'usinage permet une sélection améliorée des angles optimums, qui correspond à une ou plusieurs géométries d'outils existants dans la base de données.

Notre travail vise deux objectifs, le premier consiste à trouver une géométrie optimale d'outil de tournage longitudinal par des combinaisons entre différentes valeurs d'angles proposées, reliés entre eux et qui doivent être optimums. Par la suite, ces géométries sont fabriquées pour tester et évaluer leurs performances grâce à l'étude de leurs effets sur les efforts de coupe générés, sur les vibrations induites ainsi que sur la rugosité de surface usinée lors des opérations de chariotage. L'optimalité des paramètres géométriques consiste à obtenir moins d'effort de coupe, moins de vibrations et par conséquent qualité de surface usinée acceptable.

En éliminant les influences des conditions de coupe et de la dureté de la matière à usiner (dans notre cas c'est de l'acier faible teneur en carbone (AISI 1020)), par leurs maintient inchangées durant l'usinage. Le deuxième objectif consiste à estimer la rugosité de surface usinée par le biais d'un calcul semi-analytique des déplacements du bec de l'outil, qui seront validés par les résultats expérimentaux. Cette approche est basée sur la résolution de l'équation de mouvement en vibrations de flexions d'une poutre (effet de l'inertie rotationnelle est considéré en plus de la flexion). La différence que nous

comptons principale dans notre étude par rapport à ce qui est été synthétisé est que les valeurs d'angles sont imposées aussi que le matériau et ne sont pas fournies par un tel fabricant d'outil de tournage. D'une manière générale, le grand défi c'est d'aboutir à un usinage performant avec un produit qui répond aux exigences de la qualité avec le moindre cout et dans le délai.

8. Conclusion

Dans ce chapitre, certaines définitions et des rappels sur l'usinage par enlèvement de matière et les méthodes de surveillance et de contrôle de l'usinage sont présentés afin d'éclairer la compréhension de ce processus complexe, notamment les paramètres géométriques des outils de tournage, les différents matériaux utilisés et leurs caractéristiques. Par la suite, une synthèse et analyse bibliographique des travaux relatifs à notre travail a été présentée.

Chapitre 2

FABRICATION DES OUTILS DE TOURNAGE À DIFFÉRENTS ANGLES ET DISCUSSIONS DE RESULTATS

Ce chapitre présente des outils de tournage fabriqués, spécialement pour cette étude avec différentes valeurs d'angles principaux, ainsi que les caractéristiques du matériau utilisé, leur traitement thermique subit et leur dureté. Par la suite, une présentation du matériel utilisé dans le protocole des essais pour récolter ces mesures avec les conditions d'usinage utilisées. Les résultats expérimentaux sont présentés, qui sont les composantes de l'effort de coupe ainsi que les composantes des accélérations de chaque géométrie d'outil de tournage. Le premier objectif c'est de choisir la géométrie optimale pour obtenir une meilleure performance d'usinage (moins d'effort de coupe, moins de vibrations d'outil et un état de surface usinée acceptable). Pour cela, trois types de familles d'angles sont considérés, afin d'évaluer l'effet et la contribution de chaque angle spécifié combiné avec d'autres angles du même outil de coupe. Donc les performances de l'outil de coupe sont évaluées afin de sélectionner la valeur optimale d'angle combiné, par la suite la géométrie optimale, qui génère moins d'effort, moins de vibrations et un bon état de surface usinée de la pièce. Un plan d'expériences est mis en œuvre pour l'objectif à réaliser. Deux parties sont à considérer dans ce chapitre, une partie est consacrée à la fabrication des outils de tournage réaffûttables et matériel de mesure utilisé alors que la deuxième est consacrée aux résultats et leurs discussions. Dans ce chapitre l'effet de chaque angle de chaque géométrie proposée sur les deux types de résultats (efforts de coupe et accélérations) est discuté. La deuxième discussion de résultats est réservée au chapitre 3 (estimation de la rugosité de surface usinée, par un calcul semi-analytique des déplacements du bec de chaque géométrie étudiée, basé sur la théorie des vibrations de poutres). Par la suite, une confrontation des résultats de rugosité est effectuée dans le but de validation.

Partie 1: Fabrication des outils de tournage et matériel de mesure utilisé

1. Introduction

En usinage par arrachement de copeau, la géométrie d'outil de coupe a une grande importance pour la raison qu'elle est directement en contact avec la pièce. La sélection de la géométrie d'outil de coupe et l'optimisation des paramètres géométriques sélectionnés sont des tâches complexes [1]. Le concepteur d'outil doit prendre plus d'attention lors de la sélection de ces paramètres géométriques. Deux types d'angles d'outil peuvent être considérés dans l'étape de conception : angles de surfaces d'outil (angle de coupe γ_p , de dépouille α ,...etc.) et angles de l'arête de coupe (angle de direction d'arête κ_r et angle d'inclinaison d'arête λ_s). Donc cette sélection de géométrie d'outil dépend de multiples facteurs, comme le type d'opération d'usinage, la matière de la pièce, la puissance de la machine-outil...etc. En réalité, chaque angle d'outil a sa contribution simultanément avec les autres angles pour une opération d'usinage donnée. Dans lesquels ces angles sont reliés entre eux. Le concepteur d'outil de coupe doit prendre en considération les relations possibles qui existent entre ces angles définissant la géométrie d'outil. De plus, comprendre leurs combinaisons afin de sélectionner la géométrie adéquate par la recherche de la valeur optimale de l'angle combiné avec les autres valeurs d'angles géométriques pour la même géométrie.

Comme les outils de coupe sont conçus avec des arêtes tranchantes, afin de minimiser le contact de frottement outil-pièce, d'où des variations dans la forme d'outil de coupe affectent sa durée de vie, la finition de surface usinée de la pièce et la valeur de l'effort nécessaire pour cisailer un copeau à partir de la pièce. Les variétés d'angles sur un outil de coupe forment le terme : *géométrie d'outil*. L'objectif principal de cette optimisation géométrique est de minimiser l'effort de coupe nécessaire, atténuer les vibrations d'outil et obtenir une acceptable rugosité de surface usinée de la pièce.

2. Fabrication des géométries d'outils en tournage à différents angles

Les outils de tournage fabriqués à charioter à droite sont tous appartient à un système de référence « outil à main (T-Hand-S) » avec une pointe d'outil à angle aigu d'où de rayon nul. Le matériau d'outil est de l'acier rapide (HSS), de type T15 qui contient une forte teneur en tungstène par rapport aux autres éléments d'addition, d'où la composition chimique de ces outils est présentée dans le tableau 1. En plus, d'autres propriétés sont présentées dans le tableau 2.

Tableau 1. Caractéristiques chimiques des outils de coupe.

Élément d'addition	Teneur en (%)
Tungstène, W	11.75-13
Cobalt, Co	4.75-5.25
Vanadium, V	4.50-5.25
Chrome, Cr	3.75-5
Carbone, C	1.50-1.60
Molybdène, Mo	1 (max)
Nickel, Ni	0.3
Cuivre, Cu	0.25
Manganèse, Mn	0.15-0.40
Silicium, Si	0.15-0.40
Phosphore, P	0.03
Soufre, S	0.03

Propriétés physiques	Système d'unités métriques
Densité	8.19 g/cm ³
Propriétés mécaniques	Système d'unités métriques
Coefficient de Poisson	0.27-0.30
Module d'Élasticité (GPa)	190-210
Dureté Rockwell C (HRC) trempé à 1025°F \cong 551.66° Celsius	62 / 64 HRC
Propriété thermique	Condition / T (°C)
Conductivité thermique	20.9 x W/m-K / 100

Tableau 2. Propriétés du matériau d'outil.

2.1. Effet de l'angle de coupe sur les efforts de coupe et les vibrations d'outil

Afin de montrer l'influence de la variation de l'angle de coupe γ_p sur les efforts de coupe et les vibrations d'outil lors d'une opération d'usinage en tournage, les figures 1, 2 et 3 montrent trois géométries d'outils de tournage, qui sont conçues avec γ_p de valeur positive, neutre et négative, correspond respectivement aux valeurs $\gamma_p=+5$, $\gamma_p=0^\circ$ et $\gamma_p=-$

5°, tandis que les valeurs des autres angles d'outil de coupe (κ_r , λ_s , α_p , κ_{rl}) restent invariables.

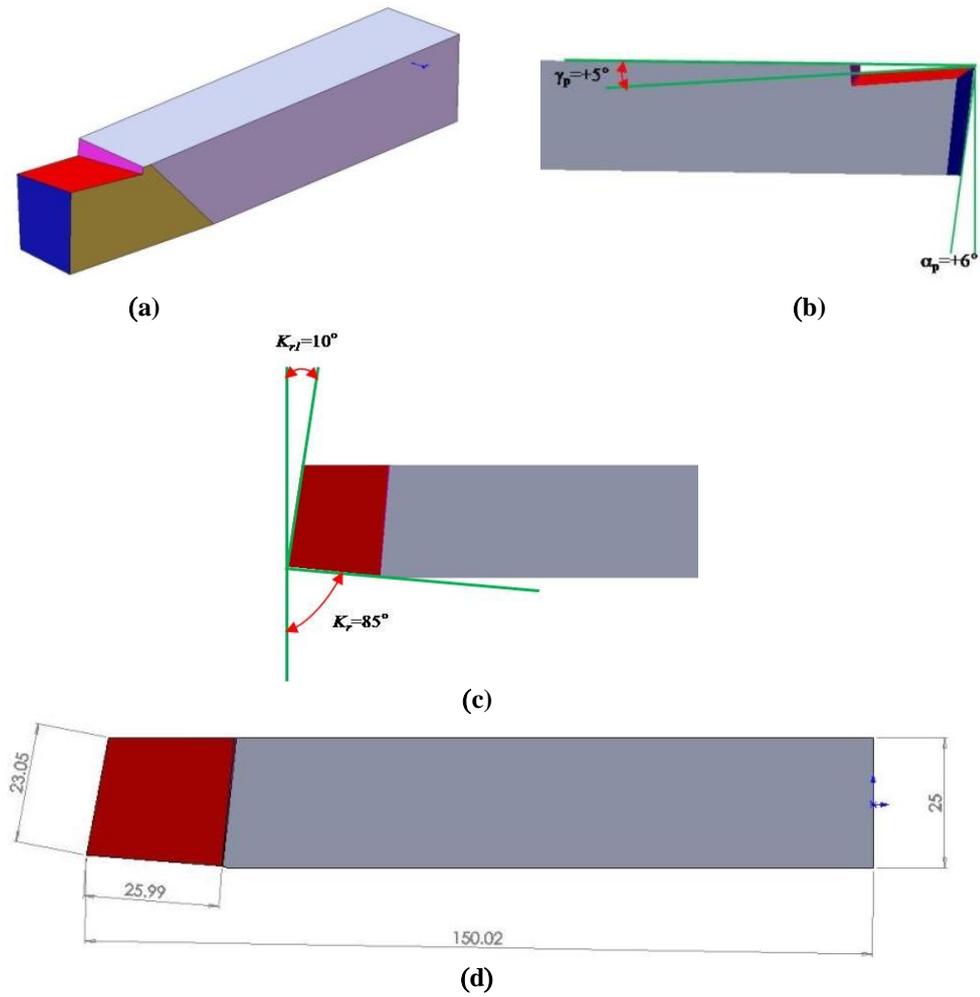


Fig. 1. Géométrie d'outil de tournage pour $\gamma_p = +5^\circ$.

a. Géométrie d'outil en 3D, **b.** Vue de profil, **c.** Vue de dessus, **d.** Dimensions de la géométrie d'outil.

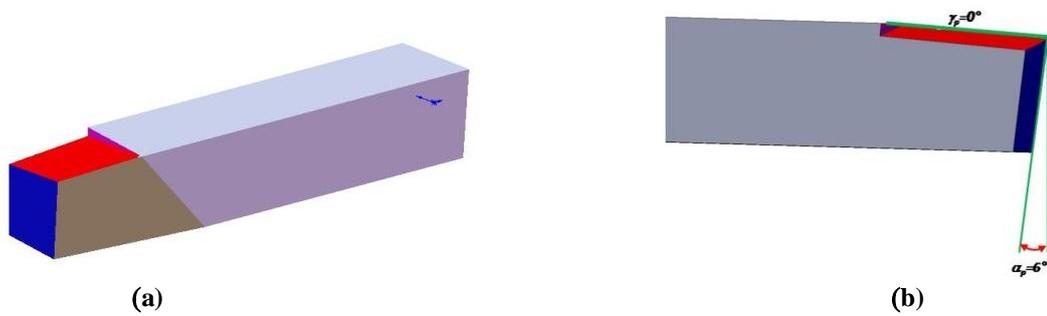




Fig. 2. Géométrie d'outil de tournage pour $\gamma_p=0^\circ$.

a. Géométrie d'outil en 3D, b. Vue de profil, c. Vue de dessus, d. Vue de face.

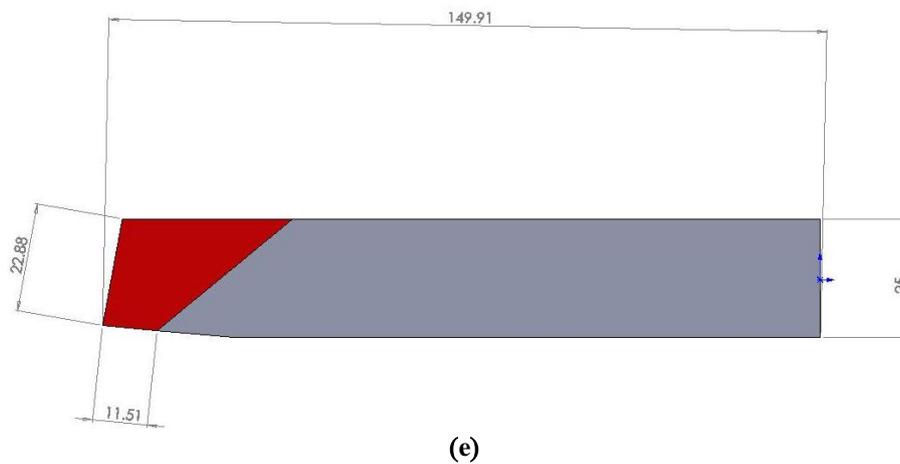
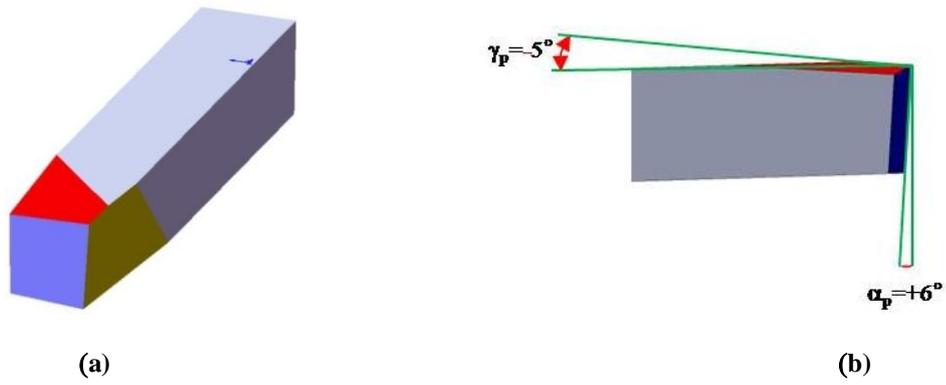


Fig. 3. Géométrie d'outil de tournage pour $\gamma_p=-5^\circ$. a. Géométrie d'outil en 3D, b. Vue de profil, c. Vue de dessus, d. Vue de face, e. Dimensions de la géométrie d'outil.

2.2. Effet de l'angle de direction d'arête sur les efforts de coupe et les vibrations d'outil

Les figures 4 et 5 montrent deux géométries d'outil de coupe, où l'angle de direction d'arête κ_r est considéré comme variable. Cet angle varie de $\kappa_r=75^\circ$ à $\kappa_r=85^\circ$, alors que le reste des valeurs des autres angles (γ_p , λ_s , α_p , κ_{r1}) de la même géométrie d'outil restent inchangées.

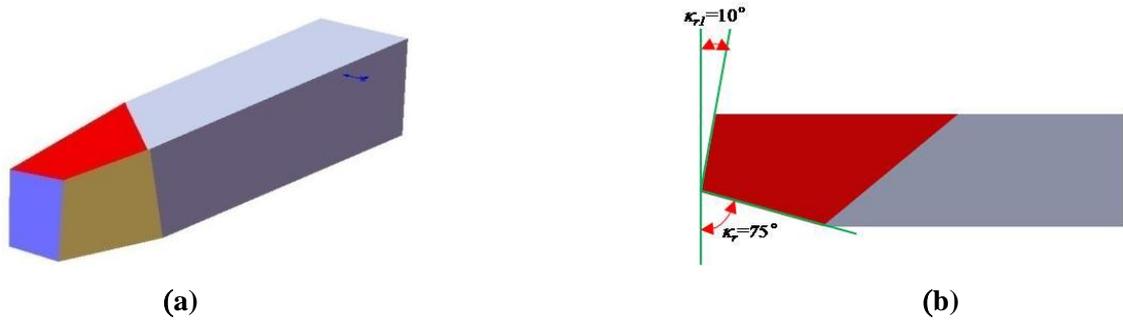


Fig. 4. Géométrie d'outil de tournage pour $\kappa_r = 75^\circ$.
a. Géométrie d'outil en 3D, b. Vue de dessus.

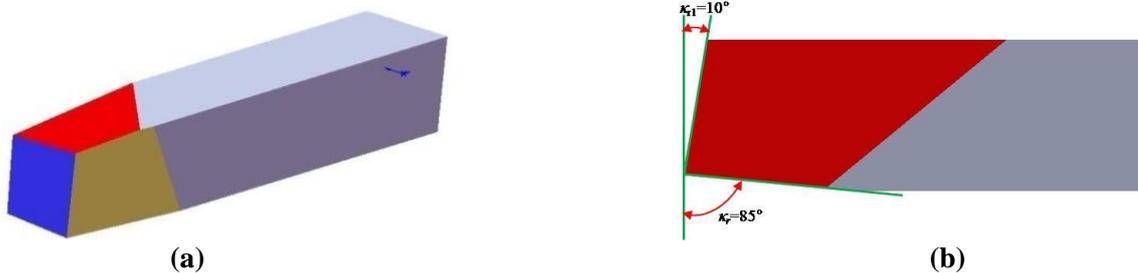


Fig. 5. Géométrie d'outil de tournage pour $\kappa_r = 85^\circ$.
a. Géométrie d'outil en 3D, b. Vue de dessus.

2.3. Effet de l'angle d'inclinaison d'arête de coupe sur les efforts de coupe et les vibrations d'outil

L'angle d'inclinaison d'arête λ_s est évalué lors d'une opération de chariotage, où deux géométries d'outil de coupe sont conçues (Fig. 6 et 7) avec $\lambda_s=+3^\circ$ et $\lambda_s=+5^\circ$ respectivement, en même temps les valeurs des autres angles (γ_p , κ_r , α_p , κ_{r1}) de la même géométrie restent fixes.

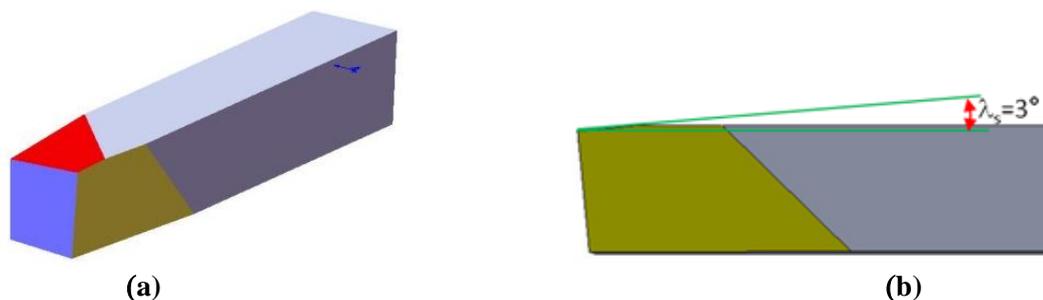


Fig. 6. Géométrie d'outil de tournage avec $\lambda_s=+3$: a. Géométrie d'outil en 3D, b. Vue de profil.

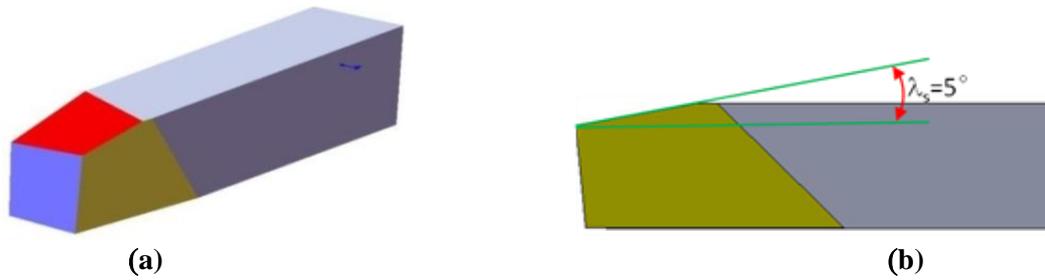


Fig. 7. Géométrie d'outil de tournage avec $\lambda_s = +5^\circ$.

a. Géométrie d'outil en 3D, **b.** Vue de profil.

Trois types de variations d'angles sont proposés pour toutes les géométries d'outils de tournage conçues, pour cela le tableau 3 résume les différentes valeurs des angles d'outil de coupe γ_p , κ_r et λ_s .

Variations de l'angle	Géométrie d'outil de coupe	Valeurs des angles
γ_p Variations	Géométrie 1	$\gamma_p = +5^\circ$, $\alpha_p = 6^\circ$, $\kappa_r = 85^\circ$, $\lambda_s = 5^\circ$, $\kappa_{r1} = 10^\circ$
	Géométrie 2	$\gamma_p = 0^\circ$, $\alpha_p = 6^\circ$, $\kappa_r = 85^\circ$, $\lambda_s = 5^\circ$, $\kappa_{r1} = 10^\circ$
	Géométrie 3	$\gamma_p = -5^\circ$, $\alpha_p = 6^\circ$, $\kappa_r = 85^\circ$, $\lambda_s = 5^\circ$, $\kappa_{r1} = 10^\circ$
κ_r Variations	Géométrie 4	$\gamma_p = -5^\circ$, $\alpha_p = 6^\circ$, $\kappa_r = 75^\circ$, $\lambda_s = 5^\circ$, $\kappa_{r1} = 10^\circ$
	Géométrie 3	$\gamma_p = -5^\circ$, $\alpha_p = 6^\circ$, $\kappa_r = 85^\circ$, $\lambda_s = 5^\circ$, $\kappa_{r1} = 10^\circ$
λ_s Variations	Géométrie 5	$\gamma_p = -5^\circ$, $\alpha_p = 6^\circ$, $\kappa_r = 85^\circ$, $\lambda_s = 3^\circ$, $\kappa_{r1} = 10^\circ$
	Géométrie 3	$\gamma_p = -5^\circ$, $\alpha_p = 6^\circ$, $\kappa_r = 85^\circ$, $\lambda_s = 5^\circ$, $\kappa_{r1} = 10^\circ$

Tableau 3. Différentes géométries d'outils de tournage avec différentes valeurs des angles.

3. Protocole des essais

3.1. Matériel de mesures

Les essais de tournage sont réalisés à sec pour des opérations de chariotage sur des ébauches en acier ordinaire de faible teneur en carbone AISI 1030 de forme ronde avec un diamètre de 41 mm et une longueur de coupe égale à 300 mm, et cela avec des outils de coupe à différentes géométries. En utilisant un tour universel de type SN 40, où la puissance disponible sur la broche est de 6.6 KW, tous les essais de chariotage sont réalisés avec des conditions de coupe fixes en valeurs. Soit une profondeur de passe de 0.5 mm, une vitesse de rotation de la broche égale 1000 tr/min et une vitesse d'avance égale à 0.08 mm/tr.

Pour chaque type de géométrie d'outil, les trois composantes d'efforts de coupe doivent être mesurées. L'effort résultant de coupe est la résultante d'un effort tangentiel (F_z) agit dans la direction de la vitesse de coupe, d'un effort axial (F_x) dans la direction de l'avance et d'un effort radial (F_y) agit dans la direction de la profondeur de passe,

comme illustré sur la figure 8. Ces composantes sont mesurées avec un dynamomètre d'effort tri-directionnel *Kistler* (type 9257B) permettant des mesures de -5 à 5 KN.

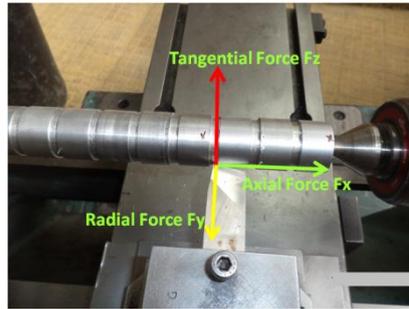


Fig. 8. Composantes de l'effort de coupe résultant F_x , F_y et F_z pour une opération de chariotage.

L'effort de coupe est mesuré dans la bande de fréquence [0-3200 Hz]. Les signaux acquis de l'effort de coupe sont analysés sur un temps d'acquisition égal à 10 s avec un nombre de points égal à 32891. Des signaux d'accélération sont enregistrés simultanément avec les signaux d'effort dans trois directions tangentielle, axiale et radiale correspondant aux directions de l'effort de coupe. En utilisant un analyseur de vibration Pulse 16.1 (Brüel & Kjær) pour les traitements de signaux d'accélération et un accéléromètre triaxial cubique DeltaTron™ (type A 4524B-001), ayant trois sorties simultanées et indépendantes de mesure. Le temps d'acquisition était de 2 s; avec un nombre de points égal à 16384 et deux fréquences d'analyse sont choisies comme suit $F_{max}=3200$ Hz et $F_{max}=12800$ Hz.

Les paramètres de la rugosité de surface de la pièce R_a , R_z et R_t sont mesurés pour chaque géométrie d'outil de coupe en utilisant un rugosimètre portable de type 201 Mitutoyo SurfTest. Les mesures sont répétées trois fois sur trois génératrices de la pièce positionnées à 120° . Les résultats considérés sont la moyenne des valeurs des paramètres de surface R_a , R_z et R_t pour une passe d'usinage donnée. La procédure expérimentale pour les mesures de l'effort et de l'accélération est présentée sur la figure 9.

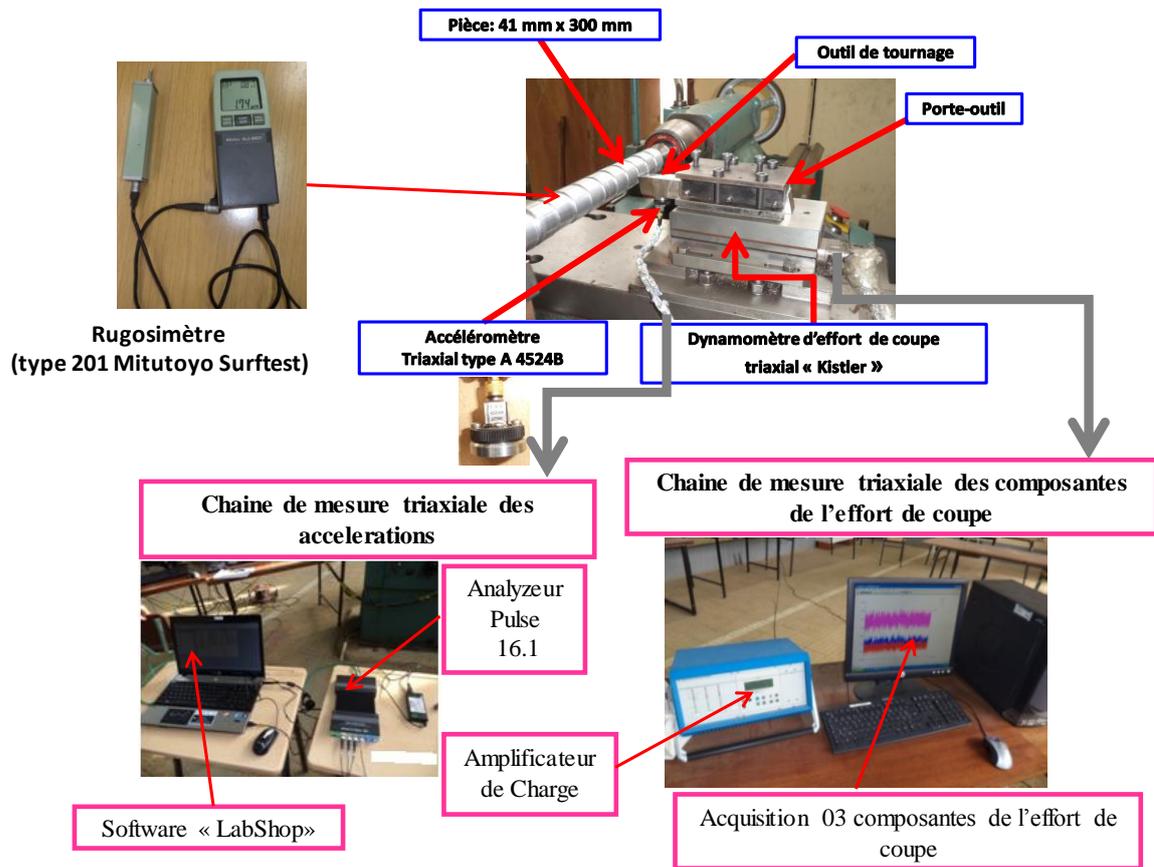


Fig. 9. Procédure expérimentale pour des mesures des composantes de l'effort de coupe, de l'accélération d'outil et de la rugosité.

Partie 2: Résultats & discussions

4. Résultats expérimentaux & discussions

4.1. Analyse des efforts de coupe

Pour évaluer l'influence de chaque géométrie d'outil de tournage conçue sur les composantes de l'effort de coupe F_x , F_y et F_z mesurées simultanément, un essai de tournage pour la même géométrie doit être effectué dans la bande de fréquences [0-3200 Hz]. Par la suite, la valeur moyenne de chaque composante d'effort de coupe et par conséquent leurs résultantes sont calculées et récapitulées dans le tableau 4 suivant:

Type de Géométrie	Angle (°)	α_p	γ_p	λ_s	κ_r	$\kappa_{r,l}$	Effort Axial Moyen (N) (F_x)	Effort Radial Moyen (N) (F_y)	Effort Tangentiel Moyen (N) (F_z)	Effort Résultant (N)
Géométrie 3	Angle de coupe, γ_p	6	-5	5	85	10	36.47	22.28	65.61	78.31
Géométrie 2			0				37.46	19.07	56.76	70.65
Géométrie 1			5				38.83	37.38	50.2	72.34
Géométrie 4	Angle de direction d'arête, κ_r	6	-5	5	75	10	47.48	38.77	68.43	90.05
Géométrie 3					85		36.47	22.28	65.61	78.31
Géométrie 5	Angle d'inclinaison d'arête de coupe, λ_s	6	-5	3	85	10	43.06	35.03	60.57	82.16
Géométrie 3				5			36.47	22.28	65.61	78.31

Tableau 4. Valeurs moyennes des composantes de l'effort de coupe et leurs résultantes pour différentes géométries d'outil de tournage.

4.1.1. Influence de la variation de l'angle de coupe sur les composantes de l'effort de coupe

Les essais de tournage sont réalisés avec les trois géométries d'outil (Figure 10) pour des variations de l'angle $\gamma_p = +5^\circ, 0^\circ$ et -5° .

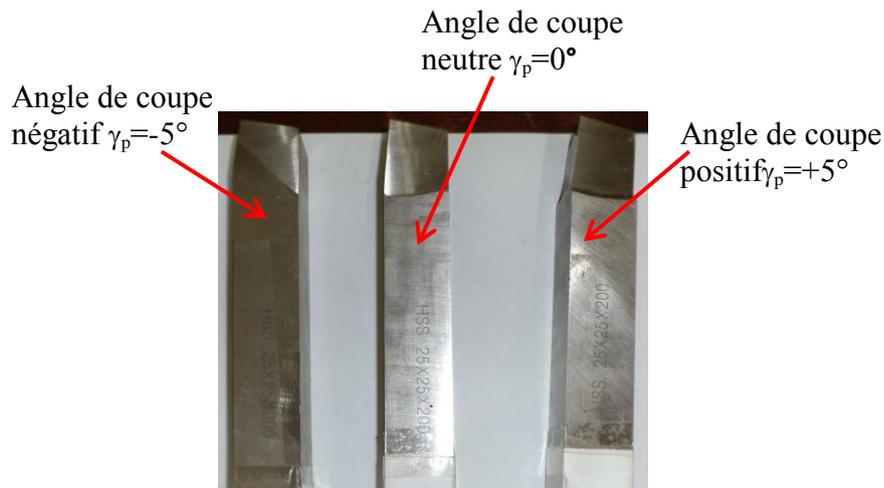


Fig. 10. Géométries d'outil de tournage fabriquées pour différentes valeurs de γ_p .

Les composantes de l'effort de coupe mesurées associées à chaque type de géométrie sont illustrées sur les figures 11, 12 et 13 qui montrent les variations des trois composantes de l'effort de coupe pour différents angle de coupe γ_p dans la bande de fréquence [0-3200 Hz].

- D'après le tableau 4, l'analyse des valeurs de l'effort résultant et de la composante tangentielle (F_z) pour $\gamma_p = -5^\circ$ montre qu'ils sont supérieurs à ceux obtenus pour $\gamma_p = 0^\circ$ et $\gamma_p = +5^\circ$.

- L'effort tangentiel est toujours supérieur à l'effort axial et radial.
- Quand l'angle γ_p varie de $\gamma_p = -5^\circ$ à $\gamma_p = 0^\circ$, l'effort résultant, la composante F_z et F_y sont diminuées respectivement de 9.78 %, 13.48 % et 14.4 %, alors qu'une légère petite augmentation est observée de 2.64 % pour F_x .
- Pour γ_p varie de $\gamma_p = 0^\circ$ à $\gamma_p = +5^\circ$, les composantes F_x et F_y sont augmentées respectivement avec 3.65 % et 48.98 %, alors qu'une tendance de diminution de 11.55 % est observée pour l'effort tangentiel F_z .
- Valeurs négatives de γ_p causent un effort résultant et F_z importants.

D'après ces analyses, on conclut que l'effort F_z était fortement influencé (une réduction) par le changement de l'angle de coupe γ_p du positif au négatif; alors que F_y a subi une forte influence d'augmentation; quand γ_p augmente vers des valeurs positives. Pour la composante F_x , petite augmentation est constatée quand l'angle γ_p varie du positif au négatif. Par conséquent, l'effort tangentiel F_z se réduit lorsque l'angle γ_p passe de valeurs négatives vers de valeurs positives, causés par l'augmentation de l'angle de cisaillement [5], ainsi ceci est dû aussi à l'augmentation de surface de contact entre copeau et outil, d'où le copeau s'écoule aisément.

Par la suite, on conclut partiellement que la géométrie d'outil optimale qui génère un effort de coupe tangentiel F_z bas, (qui est supérieur par rapport aux deux autres composantes de l'effort) est celle qui correspond à la *géométrie 1* ($\gamma_p = +5^\circ$, $\alpha_p = 6^\circ$, $\kappa_r = 85^\circ$, $\lambda_s = 5^\circ$, $\kappa_{r1} = 10^\circ$).

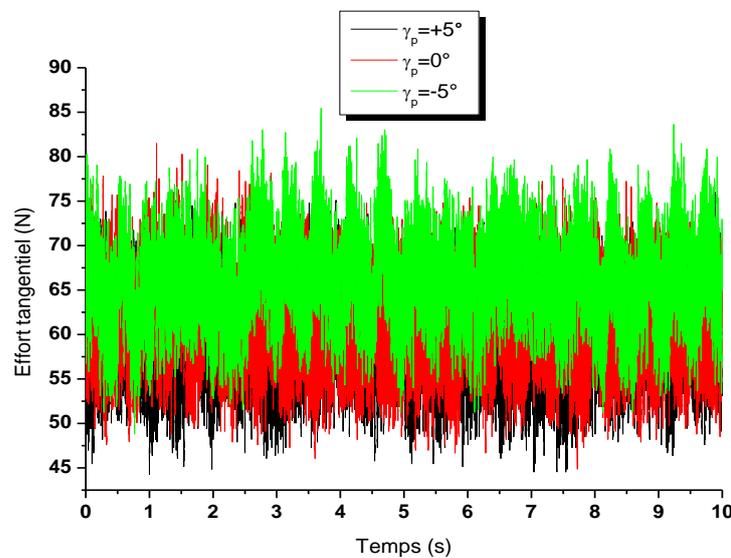


Fig. 11. Effort tangentiel temporel F_z pour différentes valeurs de γ_p .

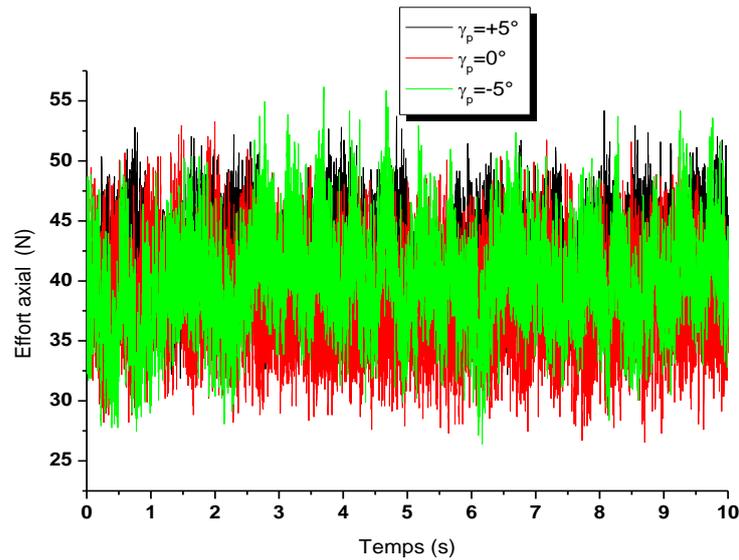


Fig. 12. Effort axial temporel F_x pour différentes valeurs de γ_p .

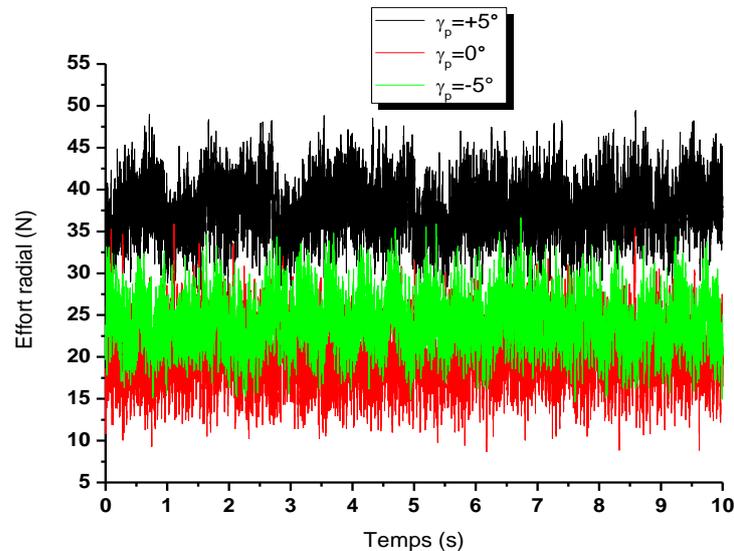


Fig. 13. Effort radial temporel F_y pour différentes valeurs de γ_p .

4.1.2. Influence de l'angle de direction d'arête sur les composantes de l'effort de coupe

Pour évaluer l'influence de l'angle κ_r sur les composantes de l'effort de coupe lors d'une opération de chariotage, deux géométries d'outil de tournage sont considérées. L'angle κ_r varie de 75° à 85° , tandis que les autres angles de la même géométrie d'outil restent inchangés. En se basant sur les figures 14, 15 et 16 et sur le tableau 4, qui montrent respectivement les variations des trois composantes de l'effort de coupe en fonction du temps, pour deux valeurs de κ_r . Les analyses de ces composantes d'effort et leur résultante sont comme suivant:

- La moyenne des valeurs de l'effort tangentiel (F_z), axial (F_x) et radial (F_y) et leur effort résultant montre une tendance de diminution observée lorsque κ_r change de 75° à 85° . Cette diminution était de 4.12 %, 23.18 %, 42.53 % et 13.03 % respectivement. Ceci peut être expliqué par la réduction de la section du copeau à enlever (largeur du copeau) [18], en plus une diminution dans la longueur de la partie active de l'arête de coupe.

D'où l'angle κ_r a une influence directe sur la forme de la section du copeau et l'avance permise.

- La composante tangentielle (F_z) était toujours supérieure que les autres composantes axiale et radiale.

On conclut qu'une augmentation de κ_r conduit à une diminution de l'effort axial et radial, alors que l'effort tangentiel reste presque inchangé.

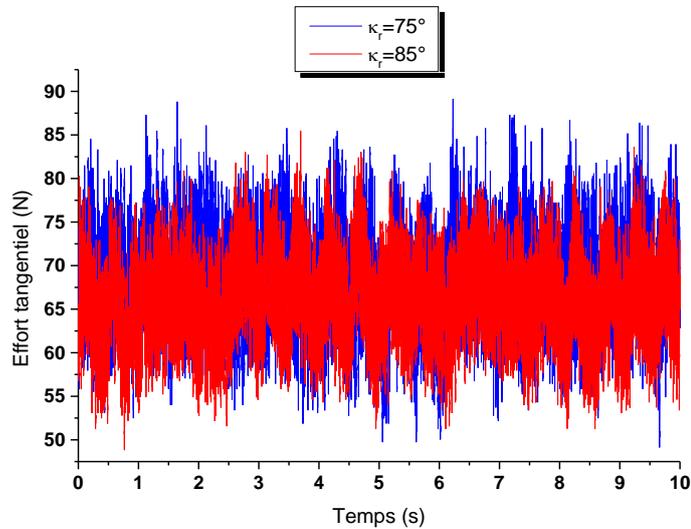


Fig. 14. Effort tangentiel temporel F_z pour différentes valeurs de κ_r .

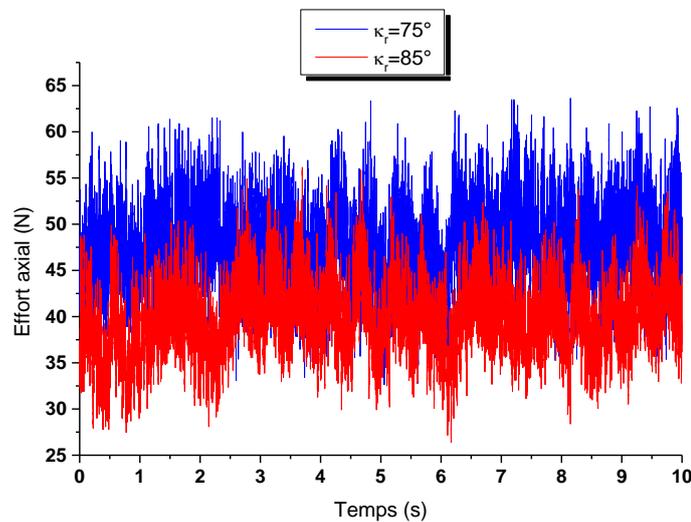


Fig. 15. Effort axial temporel F_x pour différentes valeurs de κ_r .

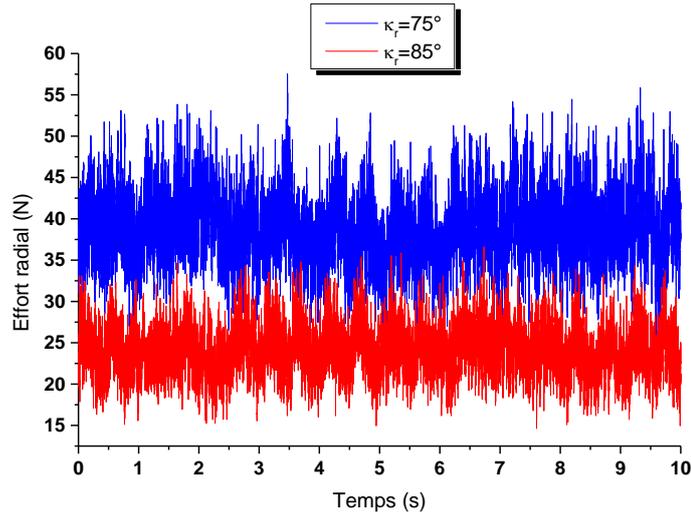


Fig. 16. Effort radial temporel F_y pour différentes valeurs de κ_r .

4.1.3. Influence de l'angle d'inclinaison d'arête de coupe sur les composantes de l'effort de coupe

Pour l'étude de l'influence de l'angle λ_s sur les composantes de l'effort de coupe lors d'une opération de chariotage, deux géométries d'outil de tournage sont considérées, où cet angle λ_s varie de $+3^\circ$ vers $+5^\circ$.

En se basant sur les figures 17, 18 et 19 et sur le tableau 4, qui montrent respectivement les variations des trois composantes tangentielle, axiale et radiale de l'effort de coupe en fonction du temps, pour deux valeurs différentes de λ_s . Les analyses de ces composantes d'effort et leurs résultantes sont comme suivant:

- Une tendance de diminution de F_x , F_y et la résultante respectivement est observée lorsque λ_s varie de 3° à 5° , de 15.30 %, 36.39 % et 4.68 %. Alors que, F_z augmente de 8.32 %. L'effort F_z est toujours plus grand que les deux autres directions.
- Une augmentation de cet angle λ_s conduit à un changement de F_x et F_y en valeurs, alors que l'effort résultant subit une petite variation. D'où, cet angle λ_s affecte la direction d'écoulement (glissement) du copeau [6].
- L'effet de l'angle λ_s est moins important, mais reste contributaire à l'effort total.

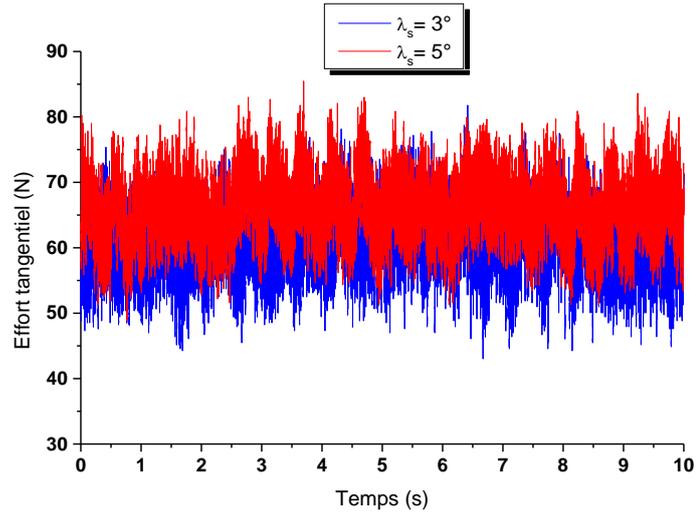


Fig. 17. Effort tangentiel temporel F_z pour différentes valeurs de λ_s .

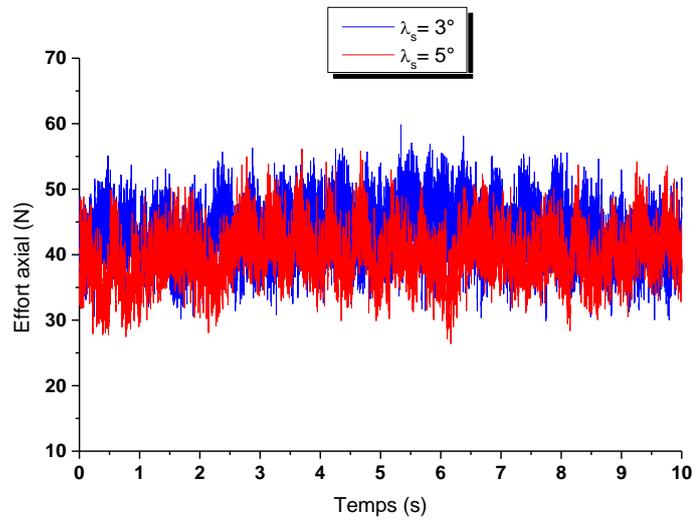


Fig. 18. Effort axial temporel F_x pour différentes valeurs de λ_s .

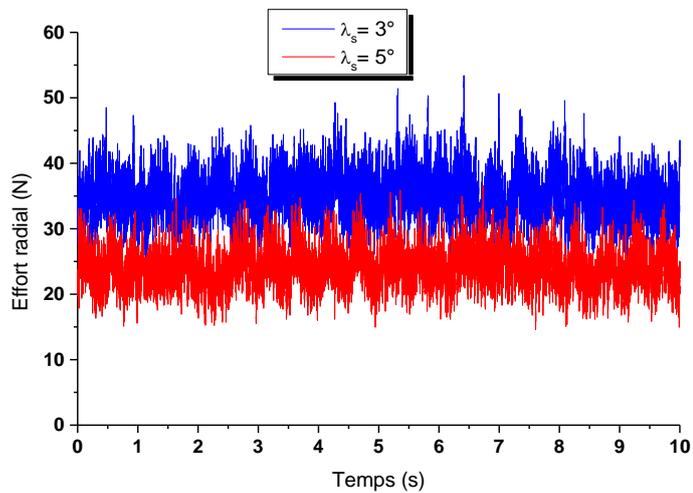


Fig. 19. Effort radial temporel F_y pour différentes valeurs de λ_s .

4.2. Analyse des signaux d'accélération

4.2.1. Influence de la variation de l'angle de coupe sur les accélérations du bec d'outil

L'objectif de ces analyses est d'étudier l'effet de la variation de l'angle γ_p sur les accélérations d'outil dans la bande de fréquence [0-3200 Hz] et [0-12800 Hz], de ce fait quelques observations remarquables sont tirées:

- Pour l'angle $\gamma_p=5^\circ$ et dans la direction tangentielle comme illustré sur la figure 20, la valeur de l'amplitude du signal est autour de $\pm 40 \text{ mm/s}^2$.
- Dans la direction axiale et pour $\gamma_p=5^\circ$, l'amplitude d'accélération est au voisinage de $\pm 1 \text{ m/s}^2$ (Fig. 21).
- L'amplitude de l'accélération radiale comprise entre -10 mm/s^2 et $+20 \text{ mm/s}^2$ (Fig. 22).

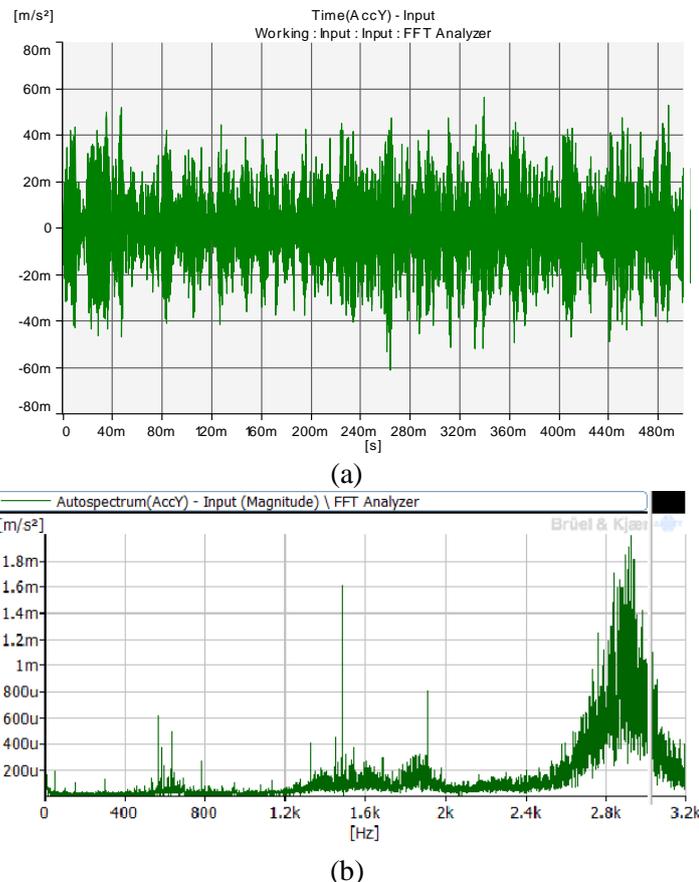
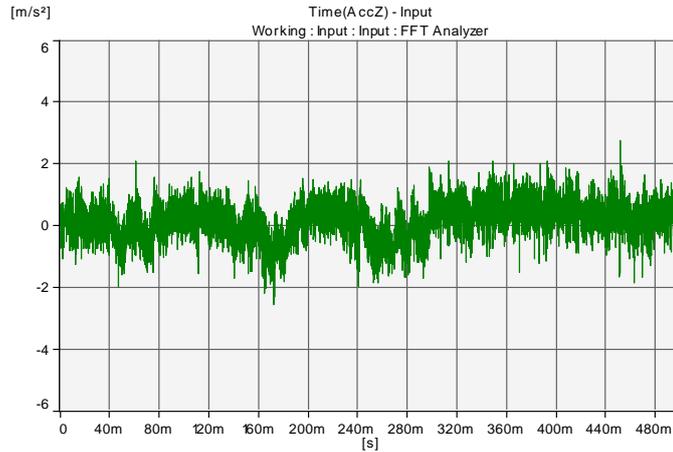
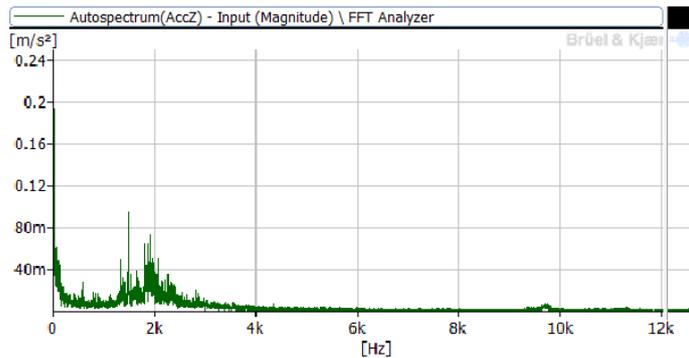


Fig. 20. (a) Signal de l'accélération tangentielle, (b) Auto-spectre de l'accélération tangentielle pour $\gamma_p=+5^\circ$ dans la bande [0-3200 Hz]

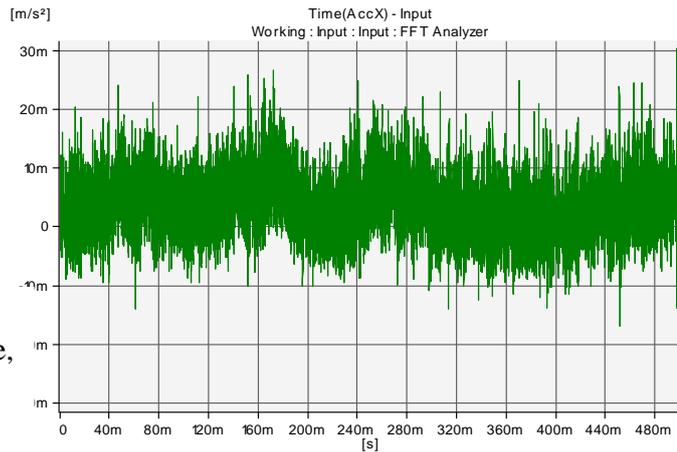


(a)

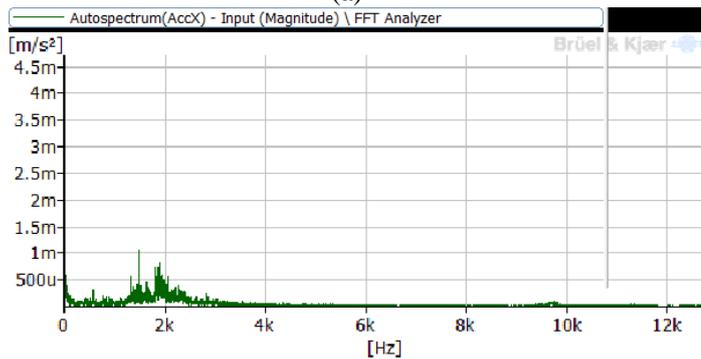


(b)

Fig. 21. (a) Signal de l'accélération axiale, (b) Auto-spectre de l'accélération axiale pour $\gamma_p=+5^\circ$ dans la bande [0-12800 Hz]



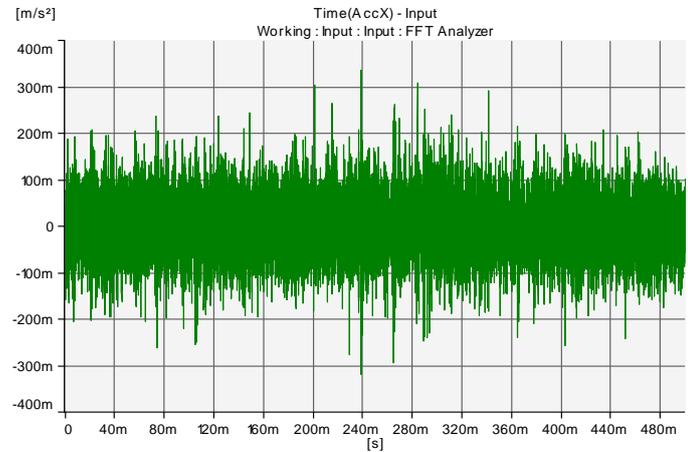
(a)



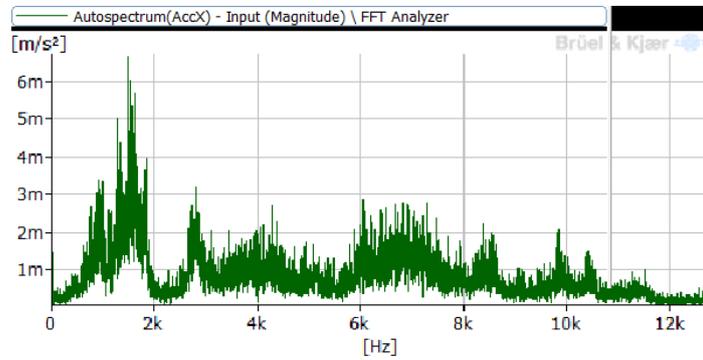
(b)

Fig. 22. (a) Signal de l'accélération radiale, (b) Auto-spectre de l'accélération radiale pour $\gamma_p=+5^\circ$ dans la bande [0-12800 Hz]

- Pour l'angle $\gamma_p=0^\circ$ et dans la direction tangentielle comme illustré sur la figure 23, la valeur de l'amplitude du signal est autour de $\pm 200 \text{ mm/s}^2$. Alors que dans la direction axiale (Fig. 24), l'amplitude de l'accélération est de $\pm 15 \text{ m/s}^2$. Par la suite, et dans la direction radiale (Fig. 25) l'amplitude est au voisinage de $\pm 20 \text{ m/s}^2$.

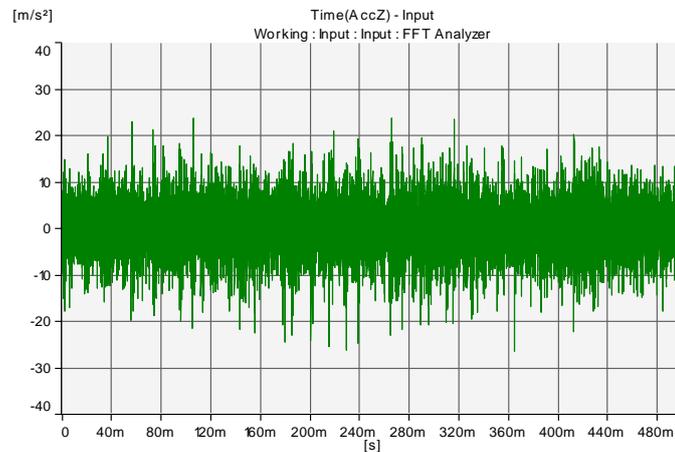


(a)



(b)

Fig. 23. (a) Signal de l'accélération tangentielle, (b) Auto-spectre de l'accélération tangentielle pour $\gamma_p=0^\circ$ dans [0-12800 Hz]



(a)

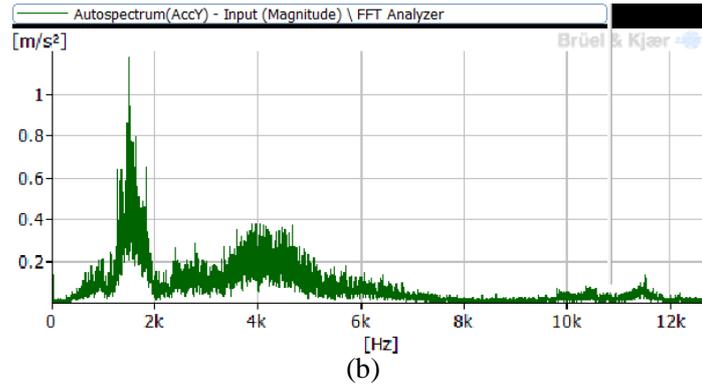


Fig. 24. (a) Signal de l'accélération axiale, (b) Auto-spectre de l'accélération axiale pour $\gamma_p=0^\circ$ dans [0-12800 Hz]

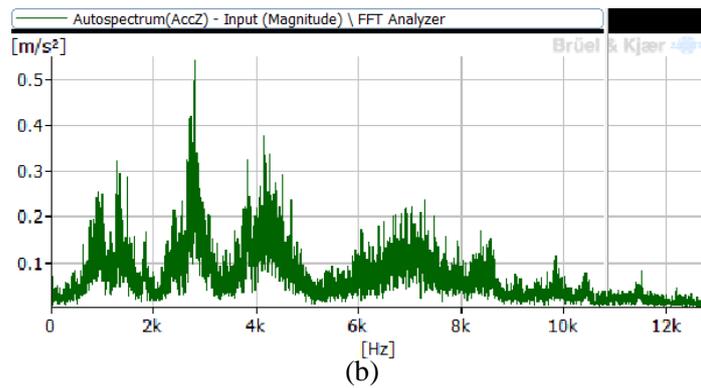
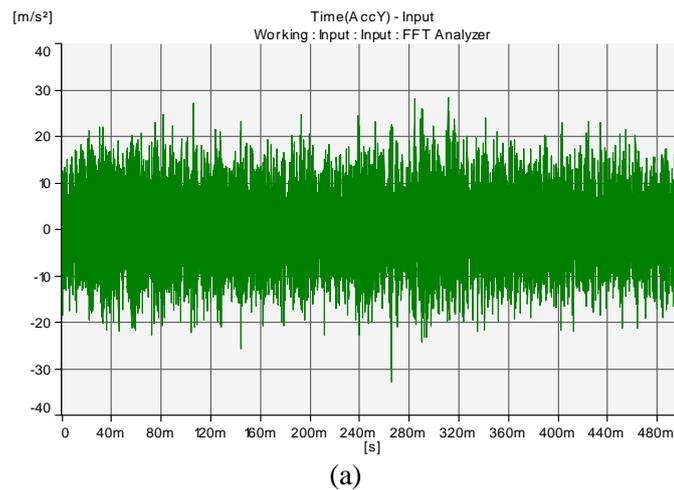
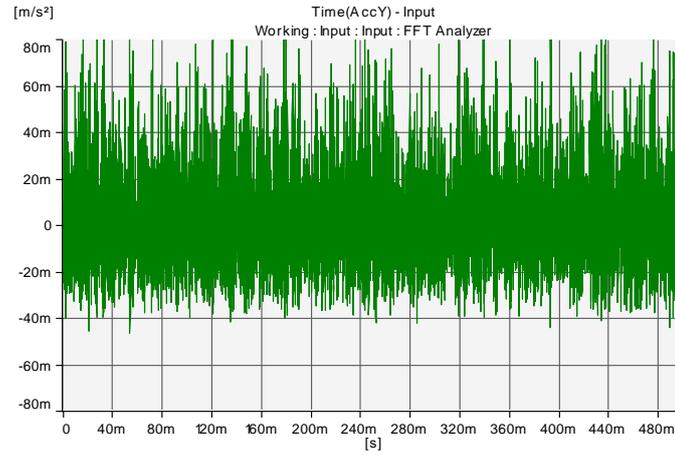
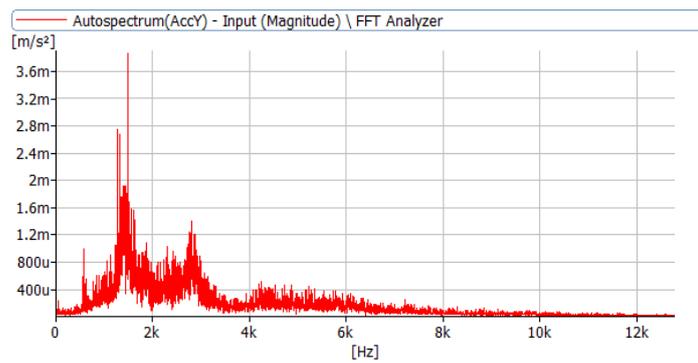


Fig. 25. (a) Signal de l'accélération radiale, (b) Auto-spectre de l'accélération radiale pour $\gamma_p=0^\circ$ dans [0-12800 Hz]

- Pour l'angle $\gamma_p=-5^\circ$ et dans la direction tangentielle comme illustré sur la figure 26, la valeur de l'amplitude du signal est autour de -40 mm/s^2 et $+80 \text{ mm/s}^2$. Alors que dans la direction axiale (Fig. 27), l'amplitude de l'accélération est de $\pm 2 \text{ m/s}^2$. Pour la direction radiale (Fig. 28) l'amplitude est au voisinage de $\pm 30 \text{ mm/s}^2$.

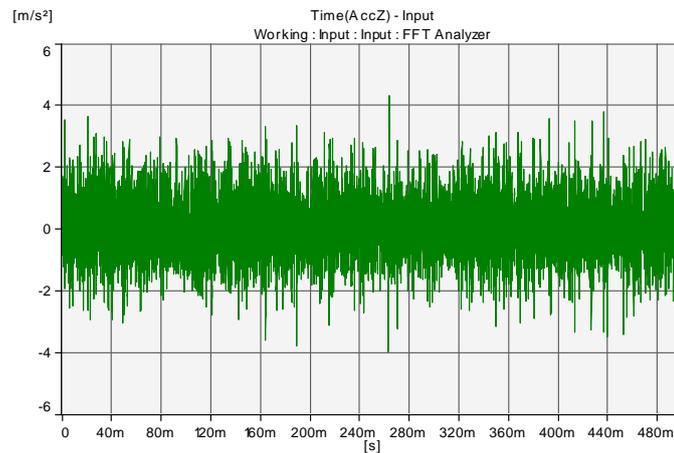


(a)

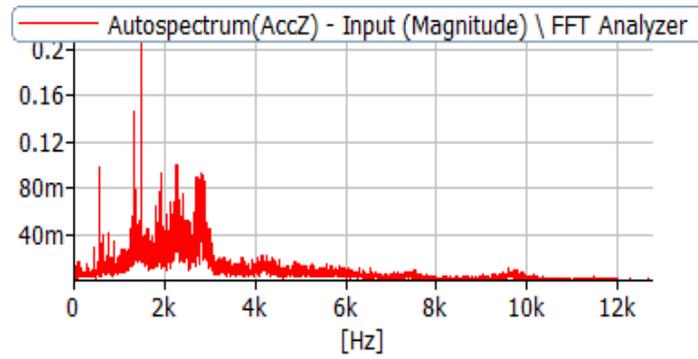


(b)

Fig. 26. (a) Signal de l'accélération tangentielle, (b) Auto-spectre de l'accélération tangentielle pour $\gamma_p = -5^\circ$ dans [0-12800 Hz].

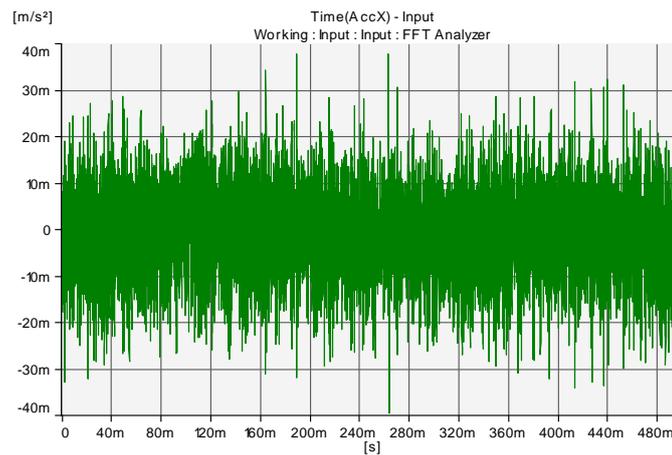


(a)

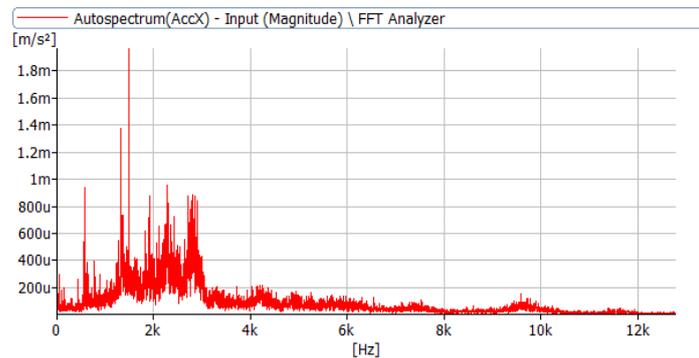


(b)

Fig. 27. (a) Signal de l'accélération axiale, (b) Auto-spectre de l'accélération axiale pour $\gamma_p = -5^\circ$ dans [0-12800 Hz].



(a)



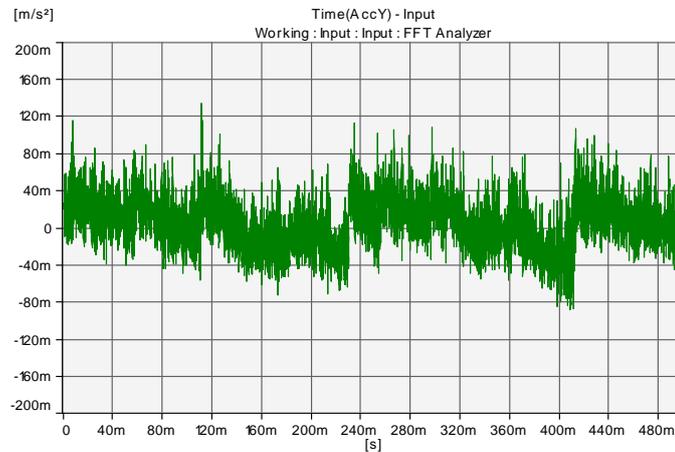
(b)

Fig. 28. (a) Signal de l'accélération radiale, (b) Auto-spectre de l'accélération radiale pour $\gamma_p = -5^\circ$ dans [0-12800 Hz].

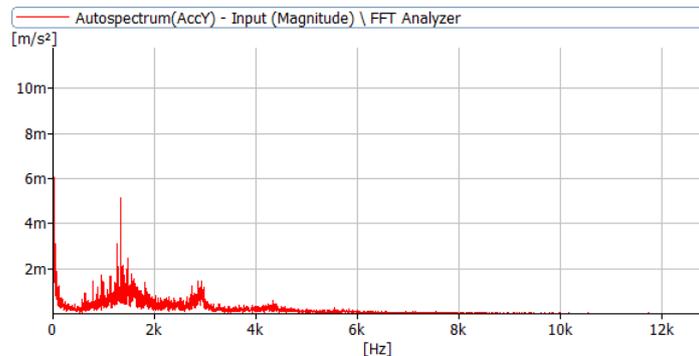
4.2.2. Influence de l'angle de direction d'arête de coupe sur les accélérations d'outil

Deux différentes géométries d'outil de tournage comportant deux valeurs d'angle de κ_r (75° et 85°) sont étudiées, pour voir leurs influences sur les vibrations d'outil dans la bande de fréquence [0-12800 Hz]. Les remarques tirées sont comme suivant:

- Pour l'angle $\kappa_r=75^\circ$, les amplitudes du signal d'accélération dans la direction tangentielle et radiale sont aux voisinages de $\pm 80 \text{ mm/s}^2$ (Fig. 29) et $\pm 25 \text{ mm/s}^2$ (Fig. 30) respectivement. Alors que le signal dans la direction axiale n'est pas enregistré (Fig. 31).
- Similaires analyses et constations pour l'angle $\kappa_r=85^\circ$ restent valables que pour la géométrie 3 ($\gamma_p=-5^\circ$).

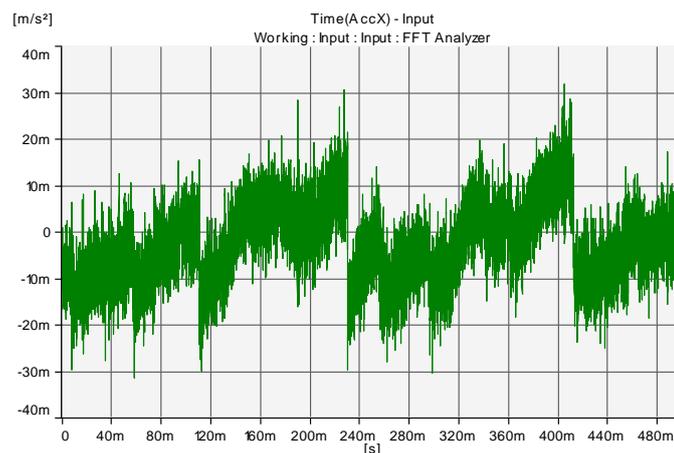


(a)

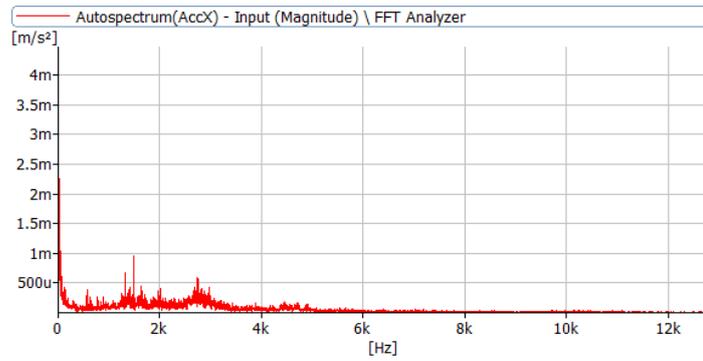


(b)

Fig. 29. (a) Signal de l'accélération tangentielle, (b) Auto-spectre de l'accélération tangentielle pour $\kappa_r=75^\circ$ dans [0-12800 Hz].

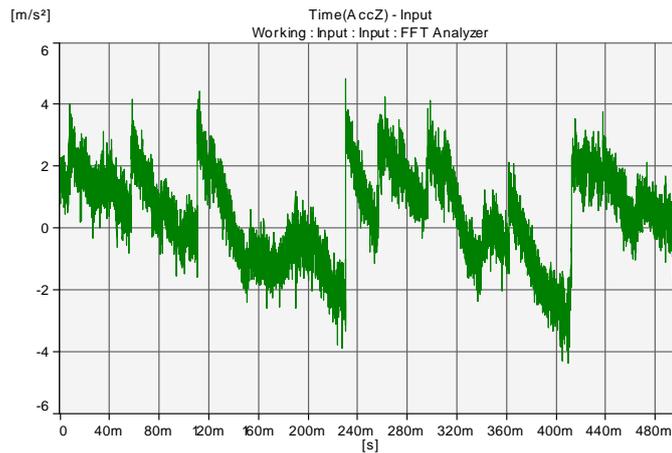


(a)

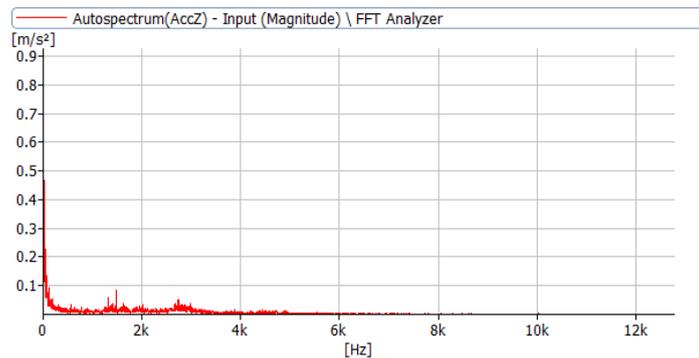


(b)

Fig. 30. (a) Signal de l'accélération radiale, (b) Auto-spectre de l'accélération radiale pour $\kappa_r=75^\circ$ dans [0-12800 Hz].



(a)



(b)

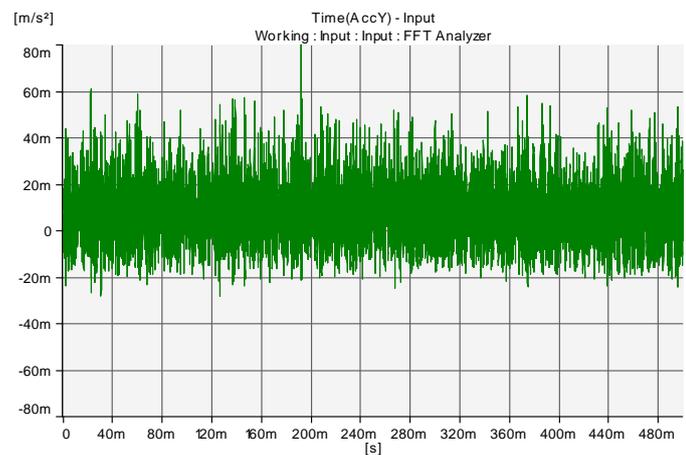
Fig. 31. (a) Signal de l'accélération axiale, (b) Auto-spectre de l'accélération axiale pour $\kappa_r=75^\circ$ dans [0-12800 Hz].

4.2.3. Influence de l'angle d'inclinaison d'arête de coupe sur les accélérations d'outil

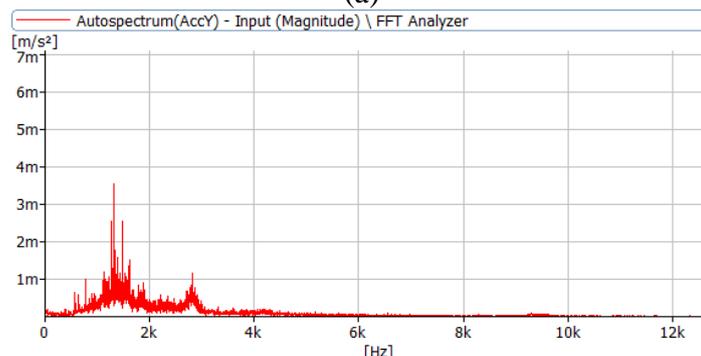
Afin d'évaluer l'effet de la géométrie d'outil de tournage sur les vibrations d'outil de coupe, où λ_s est pris comme une variable varie de $+3^\circ$ à $+5^\circ$, quelques constatations sont tirées comme suivant:

- Les amplitudes des accélérations dans la direction tangentielle (Fig. 32) et radiale (Fig. 33) sont comprises entre $(-20 \text{ mm/s}^2 \text{ et } +60 \text{ mm/s}^2)$ et entre $(-20 \text{ mm/s}^2 \text{ et } +10 \text{ mm/s}^2)$ respectivement.
- Une grande amplitude de l'accélération dans la direction axiale (Fig. 34) est autour de $\pm 2 \text{ m/s}^2$.
- Pour l'angle $\lambda_s=5^\circ$, même analyse reste valable que pour la *géométrie 3* comportant $\gamma_p=-5^\circ$. Pas de grande différence de vibrations d'outil n'est observée.

D'après ces analyses de vibrations d'outil de coupe en opte pour une géométrie optimale; qui est la *géométrie 1* ($\gamma_p=5^\circ$), qui comporte les angles ($\gamma_p=+5^\circ$, $\alpha_p=6^\circ$, $\kappa_r=85^\circ$, $\lambda_s=5^\circ$, $\kappa_{r1}=10^\circ$) qui génère moins de vibrations dans la direction radiale et tangentielle.

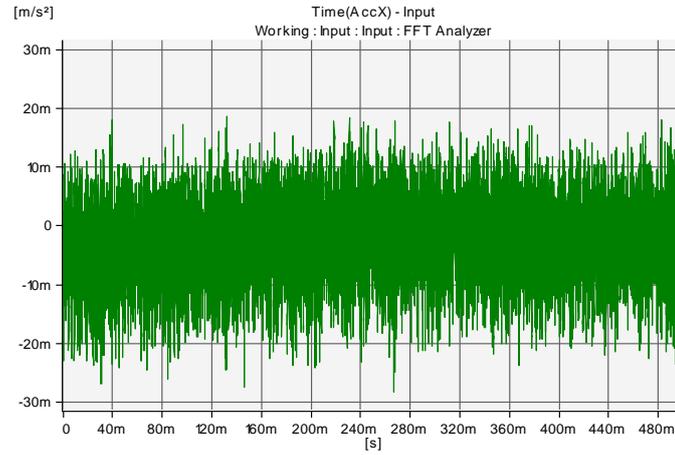


(a)

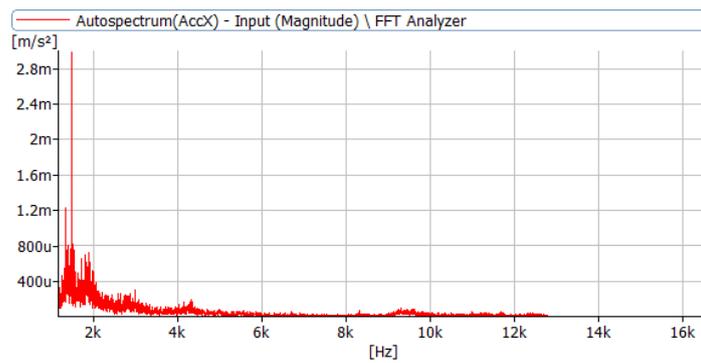


(b)

Fig. 32. (a) Signal de l'accélération tangentielle, (b) Auto-spectre de l'accélération tangentielle pour $\lambda_s=3^\circ$ dans [0-12800 Hz].

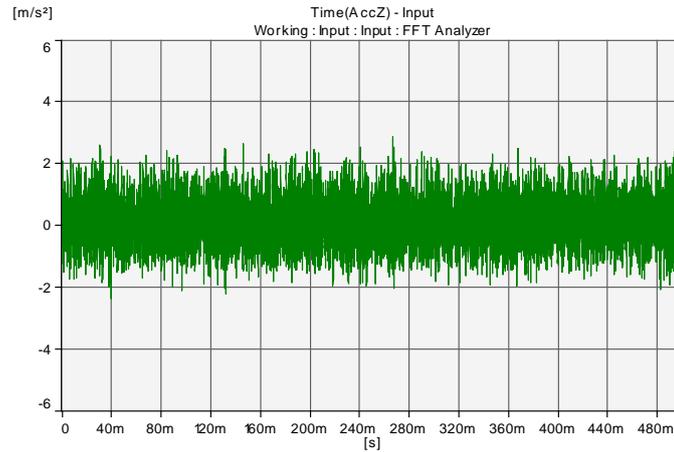


(a)



(b)

Fig. 33. (a) Signal de l'accélération radiale, (b) Auto-spectre de l'accélération radiale pour $\lambda_s=3^\circ$ dans [0-12800 Hz].



(a)

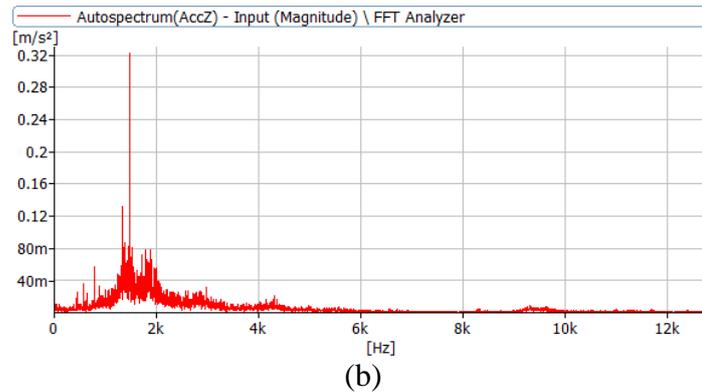


Fig. 34. (a) Signal de l'accélération axiale, (b) Auto-spectre de l'accélération axiale pour $\lambda_s=3^\circ$ dans [0-12800 Hz].

On peut résumer les analyses de tous les spectres des signaux d'accélération, qu'ils aident à localiser deux importants pics de fréquences. Ces derniers sont identifiés comme la fréquence propre de la plateforme dynamométrique et la fréquence propre de l'outil de coupe.

4.3. Mesures de la rugosité de surface usinée

L'un des objectifs de ce travail est de trouver une géométrie d'outil de coupe optimisée, qui permet d'obtenir une rugosité de surface améliorée. Selon la figure 35, les valeurs des paramètres de la rugosité Ra , Rz et Rt sont améliorés lorsque l'angle γ_p change du négatif $\gamma_p=-5^\circ$ vers le positif $\gamma_p=+5^\circ$. Une tendance de diminution de tous les paramètres de la rugosité est observée lorsque γ_p varie de 0° à 5° . Une possible explication de ce résultat est due à un niveau faible d'usure de l'outil de coupe.

La figure 36 montre l'effet de variations de l'angle κ_r sur la rugosité, où une augmentation de cet angle κ_r conduit à une diminution de la valeur moyenne de Ra , Rz et Rt . Ce cas peut être justifié qu'une longueur de contact d'arête de coupe est diminuée, lorsque κ_r varie de 75° à 85° , donc causant moins de vibrations d'outil de coupe. Sur la figure 37, l'effet de l'angle λ_s sur la rugosité est montré. D'où une diminution de cet angle λ_s de 3° à 5° conduit à diminuer les valeurs moyennes des paramètres Ra , Rz et Rt . Pour une seconde fois, l'analyse expérimentale par rapport aux paramètres de la rugosité mesurée, permet de sélectionner la *géométrie 1*, qui comporte un angle $\gamma_p=+5^\circ$, et qui offre une rugosité améliorée. Cela, confirme encore une fois la même géométrie optimale sélectionnée (*géométrie 1*) par rapport aux efforts de coupe.

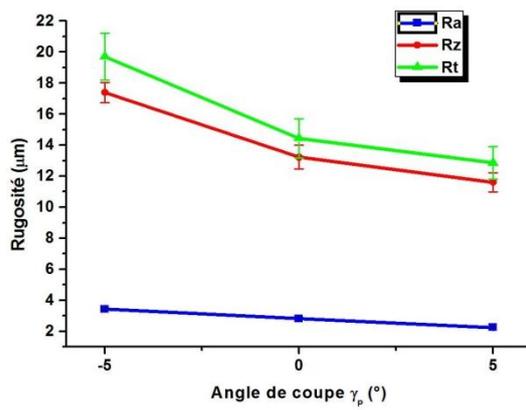


Fig. 35. Paramètres de la rugosité en fonction de l'angle γ_p .

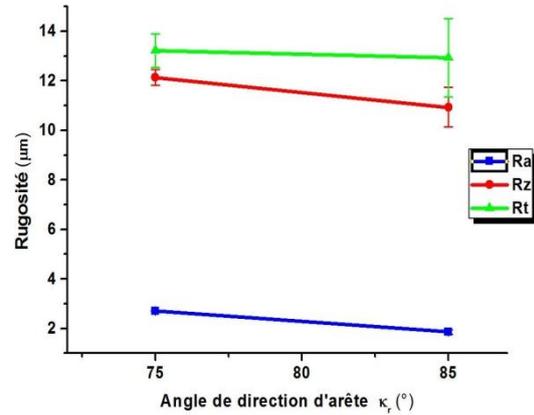


Fig. 36. Paramètres de la rugosité en fonction de l'angle κ_r .

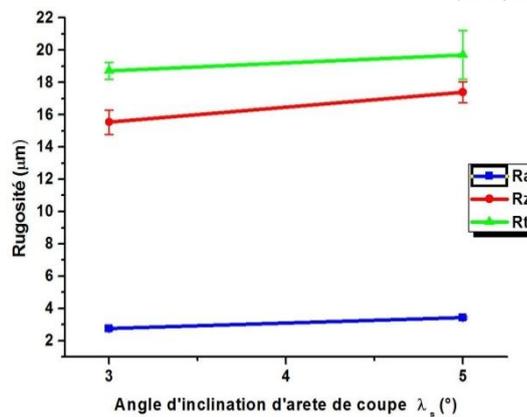


Fig. 37. Paramètres de la rugosité en fonction de l'angle λ_s .

5. Conclusion

Dans cette étude expérimentale, des outils de tournage fabriqués avec différents angles sont proposés. En se basant sur les résultats expérimentaux des efforts de coupe, des vibrations d'outil et les rugosités de la surface usinée, on a pu sélectionner la géométrie d'outil de coupe optimisée par la détermination des angles optimums qui sont reliés entre eux. Par la suite, cette optimisation géométrique aide à produire moins d'efforts de coupe générés, moins de vibrations d'outil et une rugosité de surface usinée améliorée pour des opérations de tournage. Par rapport aux analyses effectuées ci-dessus, les majeures conclusions tirées sont comme suit:

1. L'angle de coupe $\gamma_p=+5^\circ$, qui correspond à la *géométrie 1* avec les angles ($\gamma_p=+5^\circ$, $\alpha_p=6^\circ$, $\kappa_r=85^\circ$, $\lambda_s=5^\circ$, $\kappa_{r1}=10^\circ$) génère moins d'effort de coupe par rapport aux autres géométries d'outil. Par contre, une certaine instabilité en matière de vibrations est constatée. Par la suite, la *géométrie 1* son effet sur la rugosité est moins par rapport aux géométries étudiées.

2. On constate que la valeur de l'angle $\kappa_r = 85^\circ$ et $\lambda_s = 5^\circ$ prises comme variables contribuent dans la sélection de la bonne configuration géométrique de l'outil de coupe.
3. La diminution de la composante tangentielle (F_z) de l'effort de coupe s'accorde avec le changement de γ_p du négatif vers du positif et aide à obtenir une rugosité améliorée, ce qui est confirmé dans la littérature.
4. Une valeur plus grande de l'angle κ_r produit une tendance de diminution de la composante d'effort F_x et F_y , tandis que la composante F_z diminue mais légèrement, alors les vibrations restent modérées.
5. L'augmentation de l'effet de λ_s de 3° à 5° est remarquable pour la composante F_y , aussi que pour les paramètres de la rugosité R_a , R_z et R_t .
6. La combinaison des angles entre $\lambda_s = 5^\circ$ et $\kappa_r = 85^\circ$ renforce la résistance de l'arête de coupe, qui peut conduire à une vibration modérée lors d'une coupe avec une géométrie de valeurs positives de l'angle γ_p (spécialement entre 0° et 5°).

Pour une conclusion finale, la géométrie optimisée des outils de tournage qui permet d'obtenir de bonne performance de l'outil (faible effort de coupe, vibrations modérées et une bonne rugosité de surface usinée) c'est la géométrie 1 qui a un angle de coupe positif $\gamma_p = +5^\circ$, et qui comporte les différentes valeurs d'angles suivantes ($\gamma_p = +5^\circ$, $\alpha_p = 6^\circ$, $\kappa_r = 85^\circ$, $\lambda_s = 5^\circ$, $\kappa_{r1} = 10^\circ$). Cela est conforme avec ce qui existe dans la littérature pour l'usinage des aciers doux.

Chapitre 3

CALCUL DE LA RUGOSITÉ MOYENNE EN TOURNAGE PAR LE DÉPLACEMENT EXPÉRIMENTAL ET THÉORIQUE DU BEC DE L'OUTIL

L'objectif de ce chapitre peut être élargi pour arriver à un système d'estimation et de surveillance de la rugosité (On-line monitoring surface roughness) des pièces usinées lors des opérations de tournage. Les déplacements du bec de l'outil de coupe sont calculés à partir des accélérations mesurées directement par un accéléromètre triaxial. Par la suite, la rugosité moyenne de la pièce usinée est calculée à partir de ces déplacements. En plus, une comparaison entre la rugosité calculée (estimée) et mesurée peut être effectuée, en calculant l'écart entre des valeurs obtenues pour permettre de prendre une décision nécessitant l'arrêt de l'usinage.

1. Introduction

Dans ce chapitre, nous nous sommes intéressés à la modélisation de l'outil de coupe, lors de l'opération de tournage. Vu la complexité des différents facteurs qui influent sur le phénomène vibratoire, nous étions obligés de porter des simplifications, où on a considéré seulement la flexibilité de l'outil, tandis que le reste du système (machine-outil, pièce) est supposé infiniment rigide. Puisque l'outil de coupe à une géométrie tridimensionnelle car la largeur et la hauteur de la section d'outil ne sont pas négligeables devant sa longueur, les hypothèses des poutres monodimensionnelles ne correspondent pas au problème étudié. Afin de résoudre ce problème, des méthodes semi-numériques (méthode modale plus l'intégrale de Duhamel) sont utilisées. Pour étudier tous les phénomènes vibratoires liés à l'outil de coupe pour une coupe tridimensionnelle, il faut résoudre (27) équations couplées ; ce qui présente une tâche très difficile à réaliser. Pour simplifier ce problème complexe, nous avons utilisé les hypothèses de condensation et nous avons pris les sollicitations simples (Flexion, Torsion, Traction-Compression) afin de passer de (27) équations à (3) équations. La première représente le mouvement transversal de l'outil sollicité par la composante tangentielle de l'effort de coupe, la deuxième représente le mouvement axial de l'outil sollicité par la composante axiale de

l'effort de coupe et enfin le mouvement de compression de l'outil sollicité par la composante radiale de l'effort de coupe. Dans un premier temps, nous allons prendre l'équation de la poutre d'Euler pour des conditions aux limites encastrée-libre, excitée par l'effort de coupe à son extrémité libre. Dans ce cas; on ne tient pas compte ni de l'inertie rotationnelle ni de l'effet de cisaillement. Dans un deuxième temps, nous allons modéliser l'outil par l'équation de la poutre de Bernoulli qui tient compte de l'inertie rotationnelle, avec une modification de la masse modale. Sachant que ces équations sont des équations différentielles de quatrième ordre dans le domaine spatial et de deuxième ordre dans le domaine temporel.

Les principales différences de la méthodologie à entreprendre pour l'étude du phénomène de coupe dynamique dans notre travail de thèse et les travaux présentés par les références [14-15-16-17] sont :

- ◆ Premièrement, on a utilisé des équations différentielles de mouvement déterminées d'après la théorie des vibrations des milieux continus en tenant compte de l'inertie rotationnelle de l'outil, où la masse modale est modifiée.
- ◆ Deuxièmement, les auteurs des références citées précédemment ont utilisé des équations de mouvement vibratoire discrétisé. Dans notre cas, les équations décrivant le mouvement de l'outil pendant la coupe sont résolues dans la base modale en utilisant le calcul opérationnel et le théorème de convolution. Le calcul des déplacements théoriques de l'outil de coupe sont obtenus par un calcul numérique de l'intégrale de Duhamel. Alors que, les auteurs ont étudié la stabilité des machines-outils par la prise en compte de certaines conditions de coupe. Aussi une simulation du phénomène de broutage de l'outil de coupe est étudiée, par l'utilisation de la méthode des éléments finis en poutres ayant deux degrés de liberté par nœud, où la méthode de Newmark est utilisée pour la résolution.

L'outil de coupe est considéré comme une poutre encastrée-libre à section constante, excitée par les trois composantes de l'effort de coupe à son extrémité libre. Il est sollicité en vibration transversale dans les deux directions axiale et tangentielle, tandis que dans la direction radiale, il est sollicité en vibration longitudinale. Notre travail, consiste à déterminer le déplacement horizontal, vertical et radial de la pointe de l'outil (bec de l'outil), ainsi que les rugosités de la pièce usinée.

Partie 1: Calcul des déplacements du bec de l'outil sur la base des accélérations mesurées

2. Relation déplacement-rugosité

Cette partie de l'étude consiste à étudier l'influence de chaque angle d'outil de coupe combiné avec d'autres angles de la même géométrie d'outil conçue, cela sur le déplacement tangentiel, axial et radial du bec de l'outil de coupe. La géométrie d'outil de coupe (angles de surfaces et angles d'arête de coupe) est de grande influence sur les efforts de coupe générés, les déplacements du bec de l'outil et par conséquent sur la rugosité de la pièce usinée.

L'approche proposée consiste à calculer les déplacements temporels du bec de l'outil de coupe dans les trois directions (tangentielle, axiale et radiale), en se basant sur les accélérations temporelles mesurées au bec de l'outil de coupe dans les trois directions respectivement citées. Cela, se fait par l'élaboration d'un algorithme de traitement de signal proposé comme sur la figure 1. D'autre part, les rugosités moyennes des pièces usinées calculées à partir de ces derniers déplacements expérimentaux sont comparées avec les valeurs moyennes mesurées directement sur la pièce usinée. Quelques résultats de rugosités mesurées et calculées sont présentés à la fin de cette partie (Tableau 1 et 2).

❖ Procédure de calcul des déplacements à partir des accélérations mesurées

A titre de rappel, les signaux des accélérations de l'outil sont mesurés dans deux bandes de fréquences [0-3200 Hz] et [0-12800 Hz], avec un pas d'échantillonnage temporel $T_e=1.22 \times 10^{-4}$ (s) et $T_e=3.05 \times 10^{-5}$ (s) respectivement. Les composantes de l'effort de coupe sont mesurées dans une bande de fréquence [0-3200 Hz], avec un pas d'échantillonnage temporel $T_e=3.04 \times 10^{-4}$ (s).

3. Présentation des déplacements expérimentaux pour quelques configurations de l'outil de tournage

3.1. Influence de l'angle de coupe sur les déplacements expérimentaux

Les figures (2 à 10) montrent l'influence de l'angle $\gamma_p=0^\circ$, -5° et $+5^\circ$ sur le déplacement

expérimental tangentiel, axial et radial du bec de l'outil de tournage. Comme l'effort de coupe tangentiel F_z est le dominant, notre sélection de la géométrie optimale est faite par rapport à cette direction tangentielle.

L'analyse montre que le déplacement tangentiel obtenu pour $\gamma=+5^\circ$ est minimal en le comparant par rapport au déplacement tangentiel obtenu pour $\gamma=0^\circ$ et $\gamma=-5^\circ$.

Ce résultat de déplacement confirme pour une troisième fois, que la géométrie 1 est l'optimale.

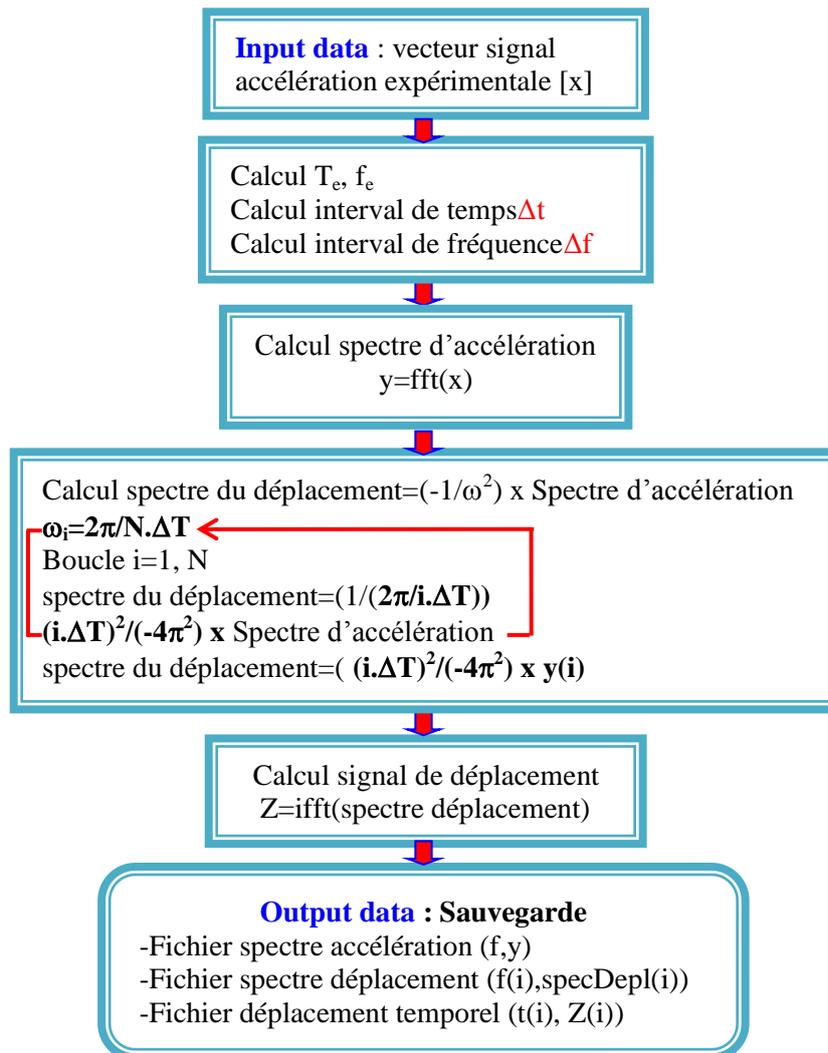


Fig. 1. Algorithme de calcul du déplacement temporel.

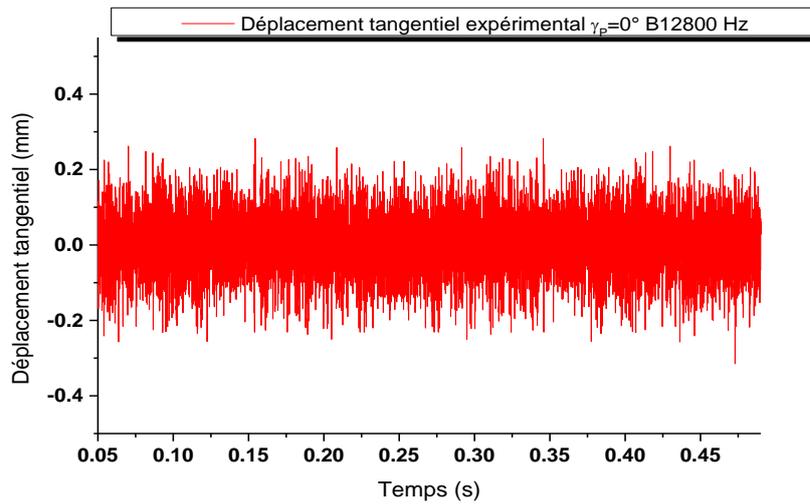


Fig. 2. Déplacement tangentiel expérimental du bec d'outil de tournage pour $\gamma_p=0^\circ$.

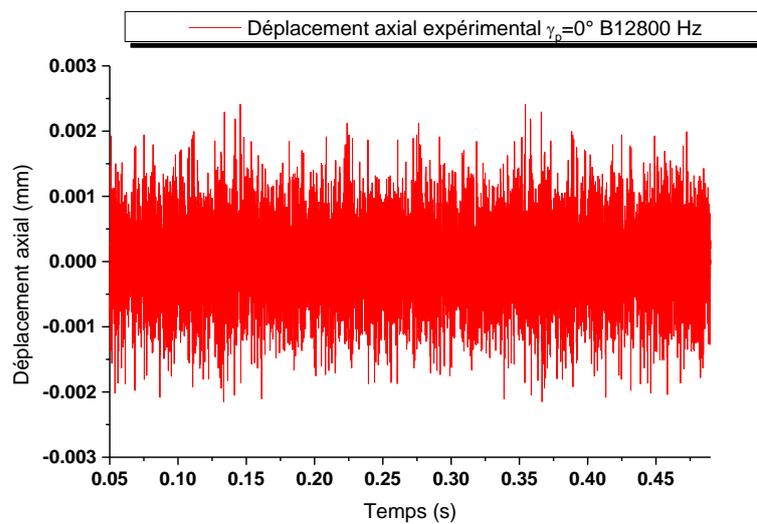


Fig. 3. Déplacement axial expérimental du bec d'outil de tournage pour $\gamma_p=0^\circ$.

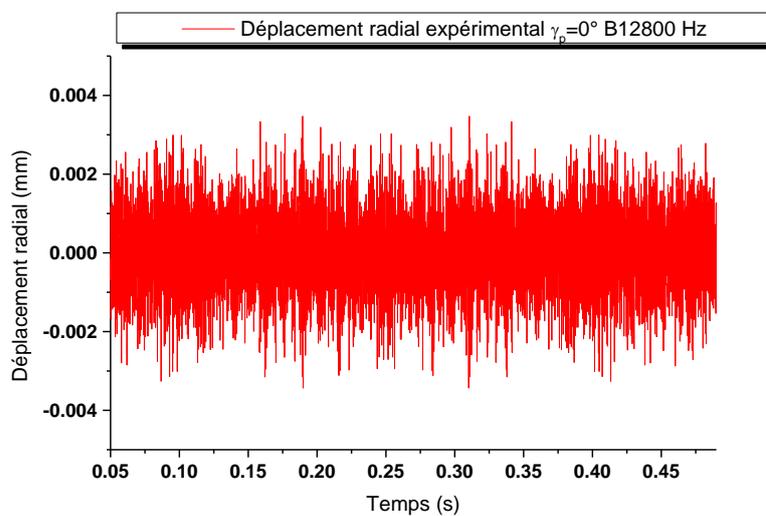


Fig. 4. Déplacement radial expérimental du bec d'outil de tournage pour $\gamma_p=0^\circ$.

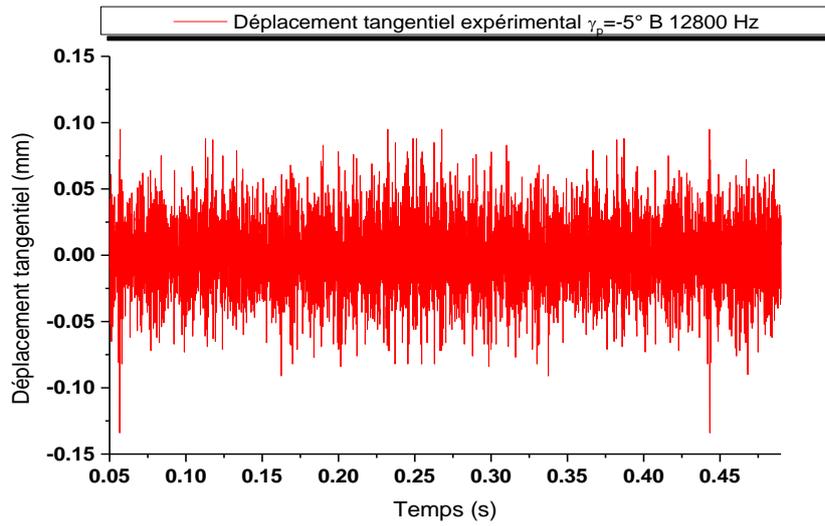


Fig. 5. Déplacement tangentiel expérimental du bec d'outil de tournage pour $\gamma_p = -5^\circ$.

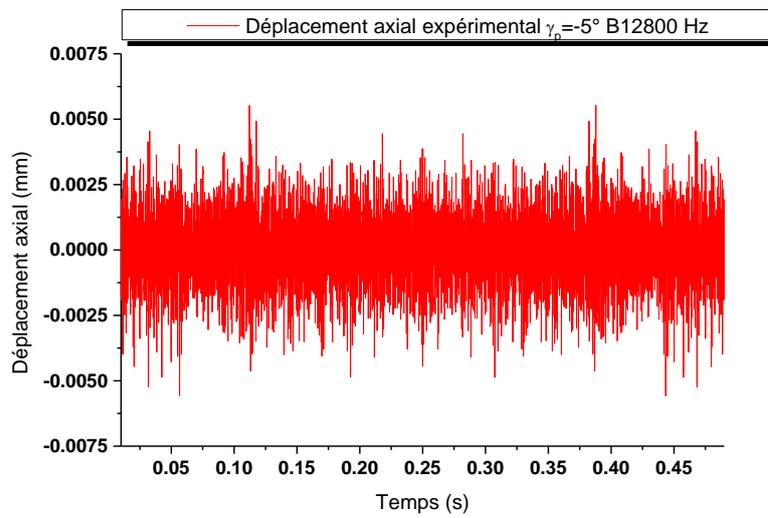


Fig. 6. Déplacement axial expérimental du bec d'outil de tournage pour $\gamma_p = -5^\circ$.

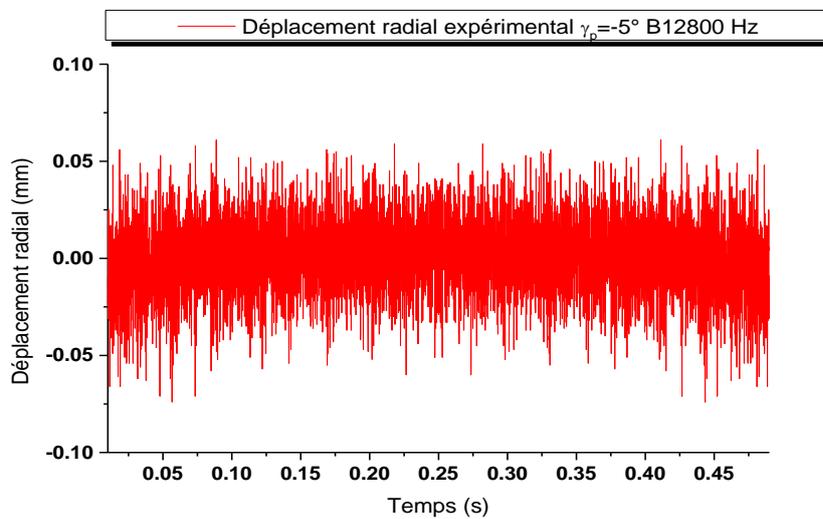


Fig. 7. Déplacement radial expérimental du bec d'outil de tournage pour $\gamma_p = -5^\circ$.

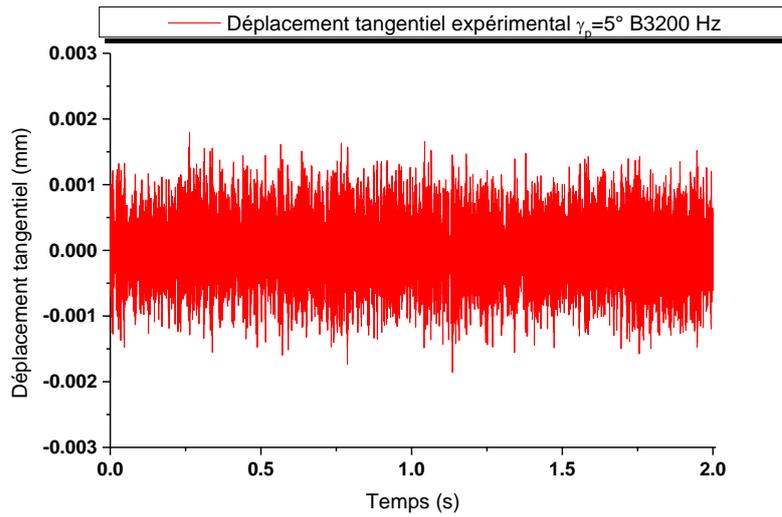


Fig. 8. Déplacement tangentiel expérimental du bec d'outil de tournage pour $\gamma_p=5^\circ$.

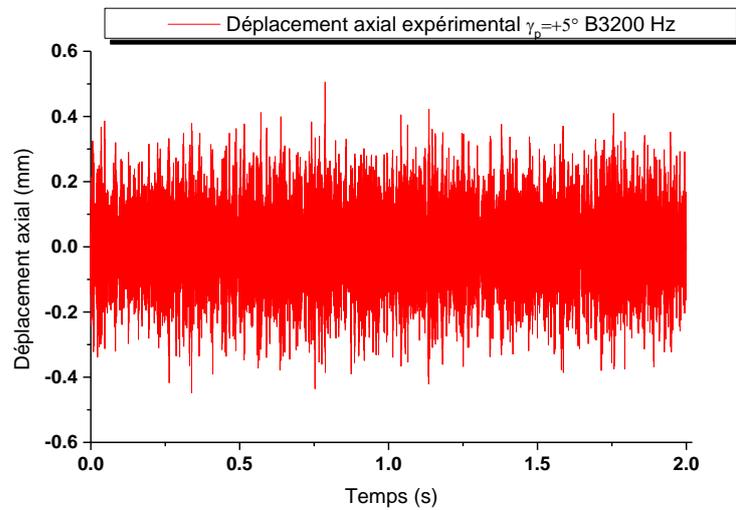


Fig. 9. Déplacement axial expérimental du bec d'outil de tournage pour $\gamma_p=5^\circ$.

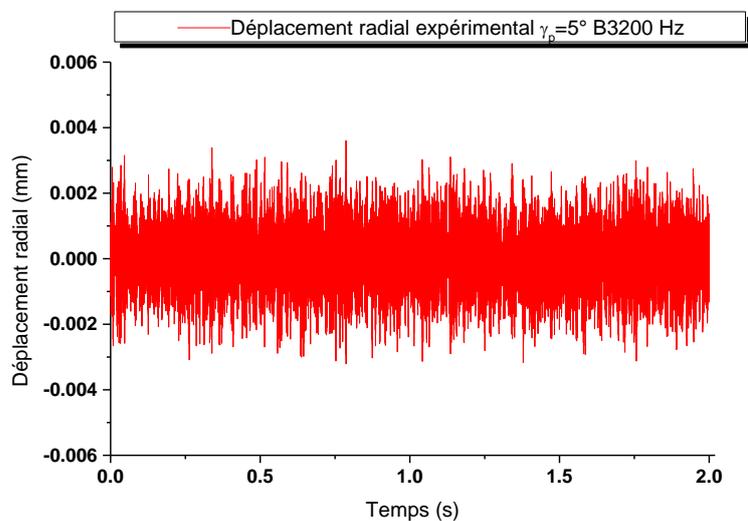


Fig. 10. Déplacement radial expérimental du bec d'outil de tournage pour $\gamma_p=5^\circ$.

3.2. Déplacements expérimentaux du bec d'outil de coupe pour l'angle de direction d'arête

Les figures (11 à 13) montrent le déplacement tangentiel, axial et radial du bec de l'outil respectivement en fonction du temps, pour $\kappa_r=85^\circ$. On remarque que le déplacement axial est plus grand par rapport aux deux autres (tangentiel et radial). Alors que ces derniers déplacements sont d'amplitudes proches.

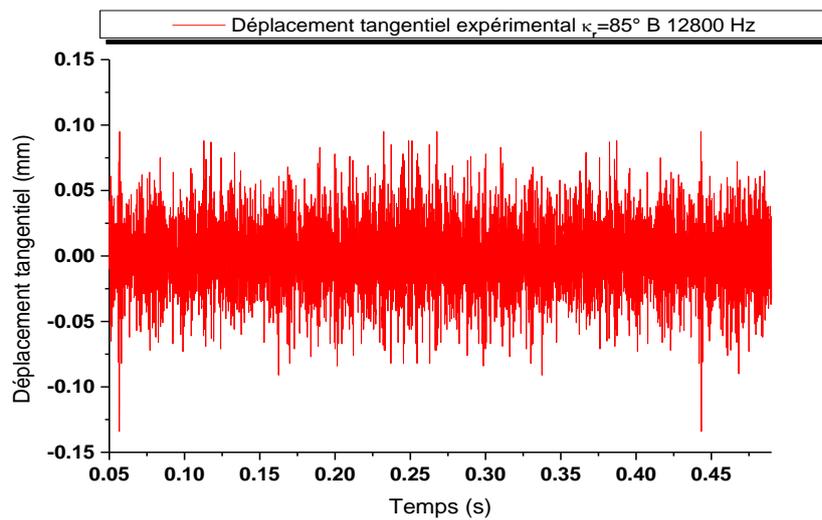


Fig. 11. Déplacement tangentiel expérimental du bec d'outil de tournage pour $\kappa_r=85^\circ$.

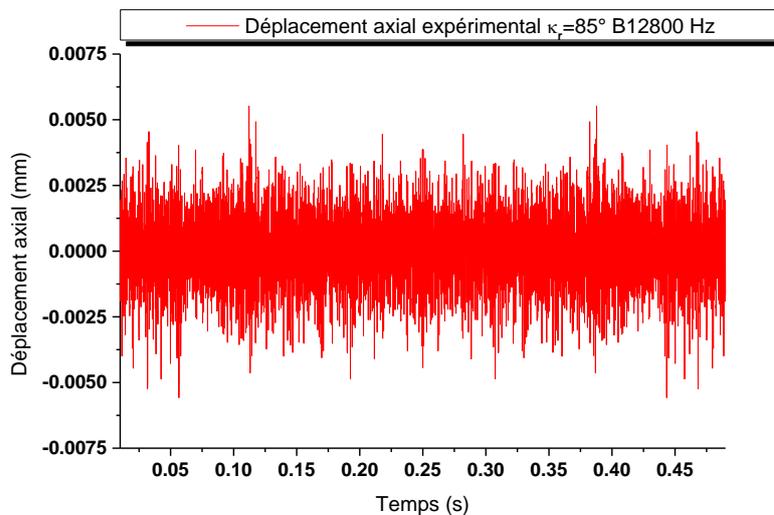


Fig. 12. Déplacement axial expérimental du bec d'outil de tournage pour $\kappa_r=85^\circ$.

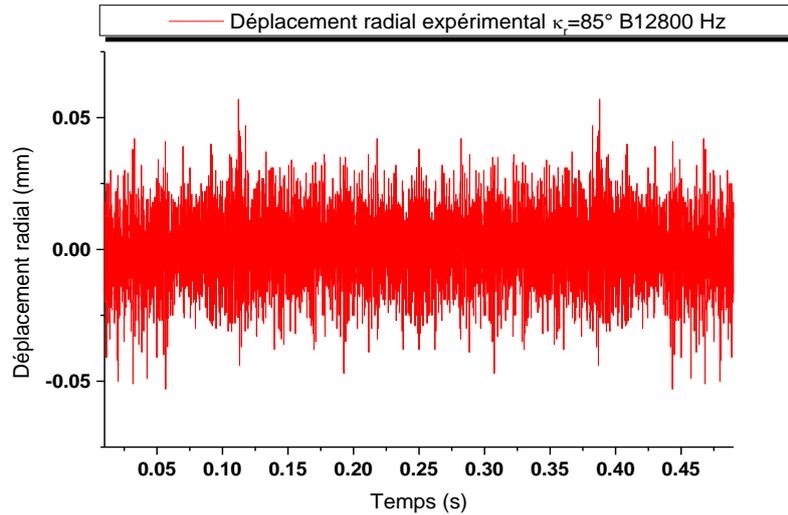


Fig. 13. Déplacement radial expérimental du bec d'outil de tournage pour $\kappa_r=85^\circ$.

3.3. Déplacements du bec d'outil pour l'angle d'inclinaison de l'arête de coupe

Les figures (14 à 16) montrent le déplacement tangentiel, axial et radial du bec de l'outil respectivement en fonction du temps pour l'angle $\lambda_s=3^\circ$. La principale remarque tirée est que le déplacement axial est beaucoup moins important que les deux autres composantes. Par comparaison avec l'angle $\lambda_s=5^\circ$, cet angle offre moins de déplacement dans les trois directions. Cela peut être expliqué que la longueur de contact entre l'arête de coupe principale et la pièce est réduite.

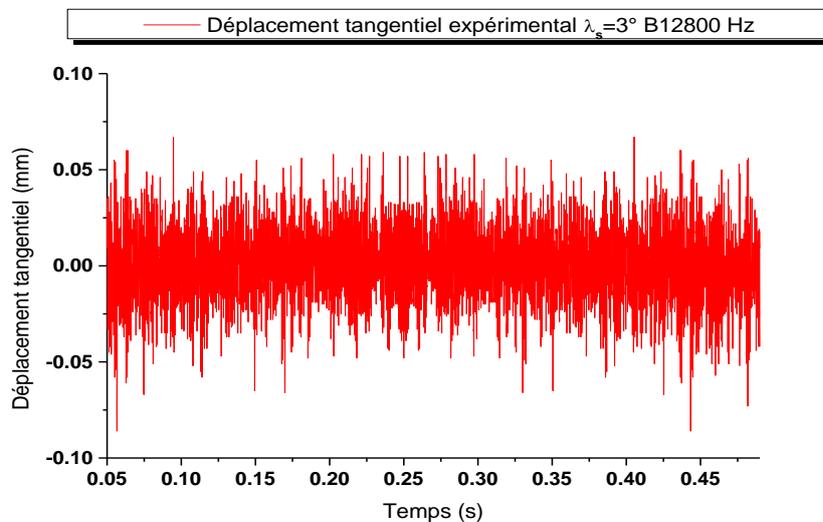


Fig. 14. Déplacement tangentiel expérimental du bec d'outil de tournage pour $\lambda_s=3^\circ$.

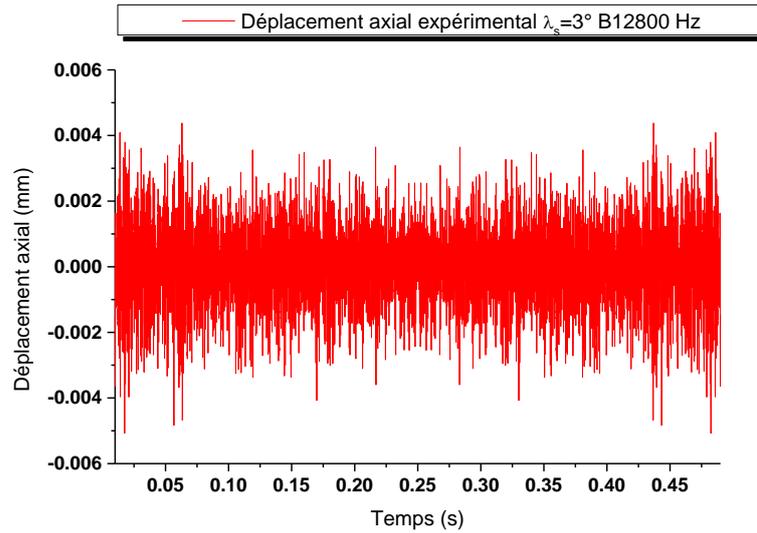


Fig. 15. Déplacement axial expérimental du bec d'outil de tournage pour $\lambda_s=3^\circ$.

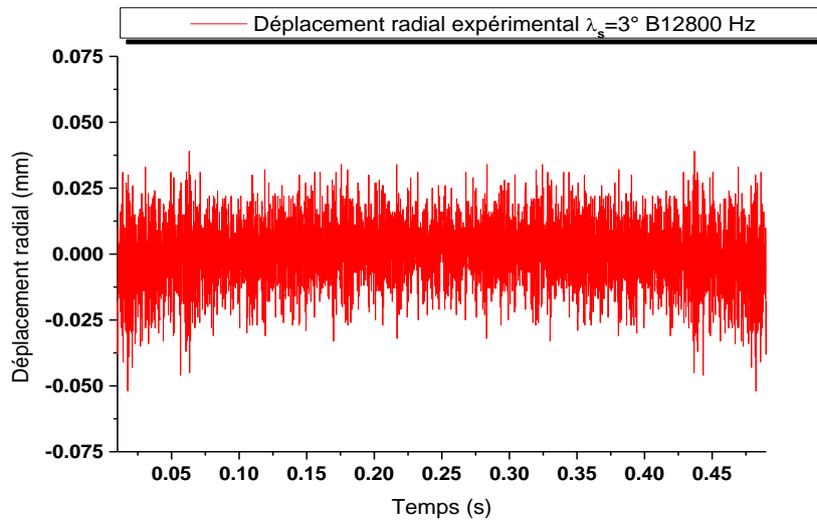


Fig. 16. Déplacement radial expérimental du bec d'outil de tournage pour $\lambda_s=3^\circ$.

D'après les signaux des déplacements d'outil de tournage, pour différents angles de fortes influences γ_p , κ_r et λ_s , montrent que la géométrie d'outil de coupe optimale correspond aux angles optimums $\gamma_{p=+5^\circ}$ et $\kappa_r=85^\circ$ d'où ce n'est autre que la géométrie comportant les angles ($\alpha_p=6^\circ$, $\gamma_p=+5^\circ$, $\lambda_s=5^\circ$, $\kappa_r=85^\circ$, $\kappa_{r1}=10^\circ$). Pour une troisième fois la combinaison de ces angles produit un minimum de déplacement du bec de l'outil.

4. Calcul des rugosités moyennes sur la base des signaux de déplacements expérimentaux

L'estimation de la rugosité moyenne (Ra) de la pièce usinée à partir du déplacement du bec de l'outil, se fait par la formule suivante [19]:

$$R_{ac} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N |(W_r(t_i) - W_{rm})| \quad (1)$$

Où : $W_r(t_i)$ Déplacement résultant au temps t_i .

W_{rm} : Déplacement résultant moyen.

Le tableau 1 résume la rugosité moyenne Ra calculée basée sur les déplacements expérimentaux et la rugosité Ra mesurée directement de la pièce usinée en fonction des différents déplacements obtenus, et pour différentes géométries.

Type de géométrie	Rugosité Ra (μm)	Calculée	Mesurée
Géométrie 3	Angle de coupe γ_p	-5	1.39
Géométrie 2		0	2.82
Géométrie 1		5	2.25
Géométrie 3	Angle κ_r	85	1.77
Géométrie 5	Angle λ_s	3	0.767

Tableau 1. Récapitulation de la rugosité moyenne (Ra) en fonction des angles d'outil.

D'après les résultats du tableau 1, une bonne concordance des deux rugosités pour la géométrie d'outil d'angle $\kappa_r=85^\circ$, qui comporte les angles suivants ($\gamma_p=-5^\circ$, $\alpha_p=6^\circ$, $\kappa_r=85^\circ$, $\lambda_s=5^\circ$, $\kappa_{r1}=10^\circ$). Alors que pour les autres angles des différences sont remarquées.

Partie 2: Modélisation du comportement vibratoire de l'outil de coupe par la poutre de Bernoulli

5. Résolution de l'équation du mouvement de la poutre d'Euler

D'après cette approche, la poutre est supposée homogène et isotrope. D'où l'équation du mouvement forcé de la poutre d'Euler en flexion [20] est donnée par:

$$EI \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + \rho S \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} = p(x,t) \quad \forall x \in]0, l[, \quad t \geq 0 \quad (2)$$

$p(x,t)$: représente l'effort de coupe, il est homogène à une force linéique, qui dépend de l'espace et du temps.

Les conditions aux limites sont les suivantes :

- Extrémité encastree : $x=0, \forall t : [w(0,t) = 0 \quad \text{et} \quad \frac{\partial w}{\partial x}(0,t) = 0]$ (3)

- Extrémité libre : $x=l, \forall t [\frac{\partial}{\partial x} (EI \frac{\partial^2 w(l,t)}{\partial x^2}) = 0 \quad \text{et} \quad EI \frac{\partial^2 w(l,t)}{\partial x^2} = 0]$ (4)

L'équation du mouvement forcé de l'outil de coupe dans la direction tangentielle s'écrit:

$$EI \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + \rho S \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} = F_t(x, t) \quad (5)$$

C'est l'expression de l'équation du mouvement transversal d'une poutre à section constante dans la direction tangentielle, avec $F_t(x, t)$ représente la composante tangentielle de l'effort de coupe.

5.1. Résolution en mouvement libre transversal

Pour déterminer le schéma modal (les fréquences et les modes propres) de l'outil, on résout l'équation du mouvement en vibration libre ($F_t(x, t) = 0$).

Dans ce cas l'équation du mouvement (5) s'écrit:

$$EI \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + m \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} = 0 \quad (6)$$

Avec: $m = \rho.S$ est la masse par unité de longueur de la poutre.

En utilisant la méthode de séparation des variables en posant:

$$w(x, t) = q(t) \cdot \phi(x) \quad (7)$$

Avec :

$$q(t) = E \cos \omega t + F \sin \omega t \quad (8)$$

$$\phi(x) = A \sin ax + B \cos ax + C \sinh ax + D \cosh ax \quad (9)$$

Avec : $q(t)$: partie temporelle de la réponse.

$\phi(x)$: partie spatiale de la réponse.

Après l'utilisation de ses conditions aux limites (3) et (4), on détermine les constantes d'intégration A, B, C, D .

L'expression finale de $\phi(x)$ représente les déformées propres de la poutre s'écrit sous la forme suivante:

$$\phi_n(x) = \cosh a_n x - \cos a_n x - \gamma_n (\sinh a_n x - \sin a_n x) \quad (10)$$

Avec :

$$\gamma_n = \frac{\cos a_n l + \cosh a_n l}{\sin a_n l + \sinh a_n l} \quad (11)$$

$$a_n l = (2n-1)\pi/2 \quad (12)$$

L'expression des fréquences propres dans le cas d'une poutre encastree-libre est donnée par:

$$\omega_n = \left[\frac{(2n-1)\pi}{2} \right]^2 \sqrt{\frac{EI}{ml^4}} \quad (13)$$

Avec n est l'ordre de la fréquence propre.

L'équation du mouvement forcé généralisée (2) peut s'écrire sous la forme suivante:

$$\mathfrak{T}\left(\frac{\partial w^2}{\partial t^2}\right) + \mathcal{L}(w) = p(x,t), \quad x \in]0, l[\quad (14)$$

Où : \mathfrak{T} et \mathcal{L} sont deux opérateurs différentiels d'espace, dont \mathfrak{T} est l'opérateur de masse et \mathcal{L} est l'opérateur de raideur.

$$\mathfrak{T} = \rho.S \quad (15)$$

$$\mathcal{L} = EI \frac{d^4}{dx^4} \quad (16)$$

Et $p(x,t)$ représente la force généralisée.

Les déformées propres $\phi_n(x)$ vérifiant l'équation du mouvement libre généralisée (sans second membre) en flexion s'écrit:

$$-\omega^2 \mathfrak{T}(\phi_n) + \mathcal{L}(\phi_n) = 0 \quad (17)$$

Puisque les conditions aux limites (3 et 4) de la poutre encastree-libre, vérifient la symétrie des deux opérateurs par rapport à l'équation (17), on démontre les propriétés d'orthogonalité comme suit [20].

♦ Par rapport à l'opérateur de masse \mathfrak{T} :

$$\int_0^l \phi_p(x) \mathfrak{T}(\phi_n(x)) dx = \begin{cases} 0 & \dots si \dots n \neq p \\ M_n & \dots si \dots n = p \end{cases} \quad (18)$$

Avec : M_n : Masse généralisée.

♦ Par rapport à l'opérateur de raideur \mathcal{L} :

$$\int_0^l \phi_p(x) \mathcal{L}(\phi_n(x)) dx = \begin{cases} 0 & \dots si \dots n \neq p \\ K_n & \dots si \dots n = p \end{cases} \quad (19)$$

K_n : Raideur généralisée.

La masse et la raideur généralisées du mode n pour des conditions aux limites standards encastrée-libre (3 et 4) s'écrivent:

$$M_n = \int_0^l \rho S \phi_n^2(x) dx \quad (20)$$

$$K_n = \int_0^l \phi_n(x) EI \frac{d^4 \phi_n(x)}{dx^4} dx \quad (21)$$

5.2. Résolution de l'équation du mouvement transversal en vibrations forcées

Comme l'outil est excité par la composante tangentielle de l'effort de coupe, appliquée ponctuellement à son extrémité libre, l'équation du mouvement forcé (5) s'écrit :

$$EI \frac{\partial^4 w(x,t)}{\partial x^4} + m \frac{\partial^2 w(x,t)}{\partial t^2} = F_t(t) \delta(x-l) \quad (22)$$

Avec: $w(x, t)$: est le déplacement tangentiel de l'outil.

$F_t(x,t) = F_t(t) \delta(x-l)$: est la composante tangentielle de l'effort de coupe appliquée à $x=l$.

$\delta(x-l)$: est l'opérateur de Dirac, il est utilisé parce que la force est appliquée ponctuellement à l'extrémité libre de l'outil ($x=l$).

Pour résoudre l'équation (22), on utilise la méthode de décomposition modale, qui consiste à exprimer la réponse dynamique sous forme de série de modes propres.

$$w(x,t) = \sum_{n=1}^{\infty} q_n(t) \phi_n(x) \quad (23)$$

Avec : $\phi_n(x)$: les déformées propres de vibration.

$q_n(t)$: les coordonnées généralisées associées aux modes $\phi_n(x)$.

Remplaçons l'expression (23) dans l'équation du mouvement forcé (22) et en utilisant les propriétés d'orthogonalité (18) et (19), on obtient l'équation du mouvement suivante:

$$M_n \ddot{q}_n(t) + K_n q_n(t) = F_m(t) \quad n=1,2, \quad (24)$$

$$\text{Avec: } M_n = \int_0^l m \phi_n^2(x) dx \quad \text{et} \quad K_n = \omega_n^2 \int_0^l m \phi_n^2(x) dx \quad (25), \quad (26)$$

$$F_m(t) = F_t(t) \int_0^l \phi_n(x) \delta(x-l) dx = F_t(t) \phi_n(l) \quad (27)$$

Où: F_m est la force modale associée au mode n .

Pour les différentes étapes de la résolution de l'équation du mouvement (22) en utilisant le calcul opérationnel et le théorème de convolution, on obtient finalement l'expression de la solution sous la forme suivante:

$$q_n(t) = \frac{1}{M_n \omega_n} \int_0^t F_m(\tau) e^{-\xi \omega_n (t-\tau)} \sin \omega_n (t-\tau) d\tau \quad (28)$$

L'expression (28) représente l'intégrale de Duhamel, où la composante tangentielle de l'effort de coupe est la seule inconnue. Cette intégrale sera évaluée numériquement.

Notons l'expression de l'intégrale de Duhamel (28) donnée comme suivant:

$$I_n(t) = \frac{1}{M_n \omega_n} \int_0^t F_m(\tau) e^{-\xi \omega_n (t-\tau)} \sin \omega_n (t-\tau) d\tau \quad (29)$$

En utilisant la relation trigonométrique suivante:

$$\sin \omega_n (t-\tau) = \sin \omega_n t \cos \omega_n \tau - \cos \omega_n t \sin \omega_n \tau \quad (30)$$

et en la remplaçant dans (29) l'intégrale de Duhamel s'écrit sous la forme suivante:

$$I_n(t) = \frac{1}{M_n \omega_n} \{A_n(t) \sin \omega_n t - B_n(t) \cos \omega_n t\} \quad (31)$$

$$\text{Avec: } A_n(t) = \int_0^t F_m(\tau) \cos \omega_n \tau .d\tau, \quad B_n(t) = \int_0^t F_m(\tau) \sin \omega_n \tau .d\tau \quad (32), \quad (33)$$

Le calcul de l'intégrale de Duhamel se ramène donc à l'intégration numérique de $A_n(t)$ et $B_n(t)$. Plusieurs méthodes d'évaluation numérique peuvent être utilisées pour l'évaluation de ces intégrales (32) et (33). Ces méthodes sont basées sur l'obtention de la solution des intégrales pour une charge donnée par une succession de segments linéaires.

Pour fournir une réponse complète, il est plus commode d'exprimer les intégrales (32) et (33) sous une forme incrémentale de la forme suivante:

$$A_n(t_i) = A_n(t_{i-1}) + \int_{t_{i-1}}^{t_i} F_m(\tau) \cos \omega_n \tau .d\tau \quad (34)$$

$$B_n(t_i) = B_n(t_{i-1}) + \int_{t_{i-1}}^{t_i} F_m(\tau) \sin \omega_n \tau .d\tau \quad (35)$$

Avec $A_n(t_i)$ et $B_n(t_i)$ représentent les valeurs des intégrales au temps t_i .

La force $F_m(\tau)$ peut être discrétisée en plusieurs segments linéaires (Fig.17).

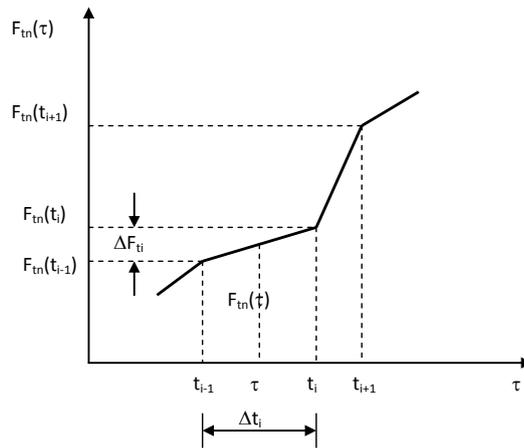


Fig. 17. Discretisation de $F_m(\tau)$ en plusieurs segments linéaires.

Selon la figure 17 on peut écrire:

$$F_m(\tau) = F_m(t_{i-1}) + \frac{\Delta F_m}{\Delta t_i}(\tau - t_{i-1}) \quad t_{i-1} \leq \tau \leq t_i \quad (36)$$

Avec:

$$\Delta F_i = F_m(t_i) - F_m(t_{i-1}), \quad \Delta t_i = t_i - t_{i-1} \quad (37), \quad (38)$$

La valeur de l'intégrale de Duhamel au temps t_i s'écrit:

$$I_n(t_i) = \frac{1}{M_n \omega_n} \{A_n(t_i) \sin \omega_n t_i - B_n(t_i) \cos \omega_n t_i\} \quad (39)$$

Le calcul numérique de l'intégrale de Duhamel (39) est égale au déplacement généralisé $q_n(t)$ de l'expression (28). En remplaçant cette expression dans l'expression du déplacement tangentiel du bec de l'outil (23) prie à $x=l$ et pour chaque pas de temps, on obtient:

$$w(l, t_i) = \sum_{n=1}^{\infty} q_n(t_i) \phi_n(l) \quad (40)$$

La résolution de l'équation du mouvement axial et radial s'effectue de la même manière que précédemment.

6. Résolution de l'équation du mouvement de la poutre de Bernoulli en flexion

L'équation la plus représentative du problème réel de l'outil de coupe est l'équation de Timoshenko (41), qui tient compte en plus de l'inertie rotationnelle, l'effet de cisaillement.

C'est une équation complexe à résoudre par la méthode modale que nous avons utilisé, vu qu'elle est composée de deux équations différentielles de quatrième ordre spatiale et temporelle [20].

$$EI \frac{\partial^4 w}{dx^4} + \rho S \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} + \rho^2 \frac{I}{G} \frac{\partial^4 w}{\partial t^4} - \rho I \left(1 + \frac{E}{G}\right) \frac{\partial^4 w}{\partial t^2 \partial x^2} = F_t(x, t) \quad (41)$$

Cette équation du mouvement forcé de la poutre de Bernoulli est moins complexe que celle de Timoshenko, puisque le terme $(\rho^2 \frac{I}{G} \frac{\partial^4 w}{\partial t^4})$ est négligé, qui représente l'effet de cisaillement. Dans ce cas l'équation de mouvement forcé de la poutre de Bernoulli, qui tient compte de l'inertie rotationnelle est comme suit:

$$EI \frac{\partial^4 w}{dx^4} + \rho S \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} - \rho I \left(1 + \frac{E}{G}\right) \frac{\partial^4 w}{\partial t^2 \partial x^2} = F_t(x, t) \quad \forall x \in]0, L[, t \geq 0 \quad (42)$$

Avec G: le module de torsion.

Pour le cas de la poutre de Bernoulli, la résolution de l'équation du mouvement est légèrement plus compliquée, puisque l'opérateur de masse à un terme d'addition.

$$\text{- Opérateur de masse: } \mathfrak{S} = \rho \cdot S - \rho I \left(1 + \frac{E}{G}\right) \frac{d^2}{dx^2} \quad (43)$$

$$\text{- Opérateur de raideur: } \mathcal{L} = EI \frac{d^4}{dx^4} \quad (44)$$

Nous avons déterminé précédemment le schéma modal dans le cas de conditions aux limites de type encastree-libre, les déformées propres gardent la même forme, mais l'expression de la masse modale change. En utilisant les propriétés d'orthogonalité par rapport à l'opérateur de masse (43) devient:

$$M_n = \int_0^l \rho S \phi_n^2(x) dx - \int_0^l \rho I \left(1 + \frac{E}{G}\right) \frac{d^2 \phi_n(x)}{dx^2} \phi_n(x) dx \quad (45)$$

$$K_n = \int_0^l \phi_n(x) EI \frac{d^4 \phi_n(x)}{dx^4} dx \quad (46)$$

L'expression de la raideur modale reste la même que dans le cas de la poutre d'Euler, alors que l'expression de la masse modale change, l'évolution de cette expression (45) conduit à deux parties d'intégrations T1 et T2:

$$\text{On posant:} \quad M_n = T1 + T2 \quad (47)$$

Avec:

$$T1 = \int_0^l \rho S \phi_n^2(x) dx = \rho S [I1 + I2 + I3 + I4 + I5 + I6 + I7 + I8 + I9 + I10] \quad (48)$$

$$T2 = \left[-\rho I \left(1 + \frac{E}{G}\right) \right] \left(\int_0^l \frac{d^2 \phi_n(x)}{dx^2} \phi_n(x) dx \right) \quad (49)$$

Où:

$$T2 = a_n^2 \left[\int_0^l (ch(a_n x)^2 - 2\gamma_n ch(a_n x) sh(a_n x) - [\cos(a_n x)]^2 + \right. \\ \left. [2\gamma_n \cos(a_n x) \sin(a_n x) + \gamma_n^2 [sh(a_n x)]^2 - \gamma_n^2 [\sin(a_n x)]^2] dx \right] \quad (50)$$

La résolution de l'équation du mouvement tangentiel, axial et radial s'effectue de la même manière que précédemment, en tenant en compte de la nouvelle expression de la masse généralisée (45) dans les calculs.

7. Résultats théoriques des déplacements du bec de l'outil

Cette méthode de calcul analytique (théorique) est basée sur la théorie de la poutre de Bernoulli modifiée au niveau de la masse modale. D'où les composantes de l'effort de coupe mesurées sont intégrées dans le calcul de ces déplacements théoriques (programme en Fortran élaboré pour cette raison) comme effort d'excitation à l'extrémité libre de la poutre. Cela pour des vibrations transversales (direction tangentielle et axiale) et pour des vibrations longitudinales (direction radiale), ainsi que pour chaque configuration d'outil de tournage conçu.

7.1. Influence de la variation de l'angle de coupe sur les déplacements théoriques d'outil de coupe

Les figures (18 à 26) présentent les déplacements théoriques dans les trois directions de coupe, calculés au bec de l'outil pour $\gamma_p=0^\circ$, -5° et $+5^\circ$ respectivement. Pour certaines configurations de l'outil les déplacements théoriques obtenus restent comparables avec les déplacements obtenus expérimentalement.

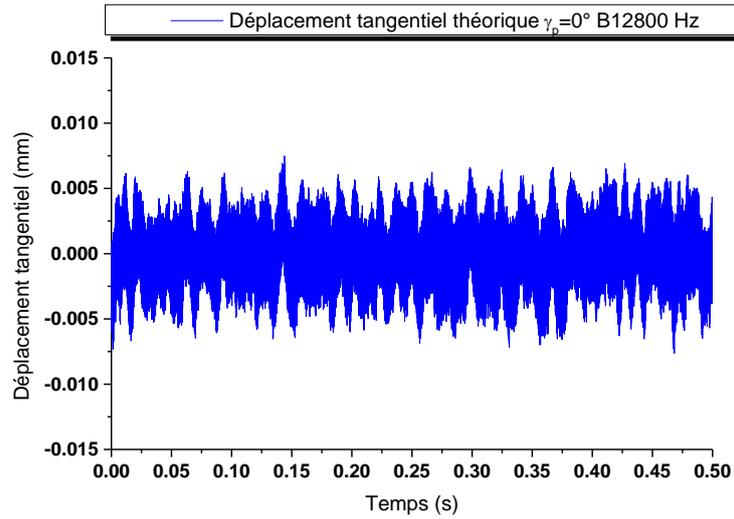


Fig. 18. Déplacement tangential théorique pour $\gamma_p=0^\circ$.

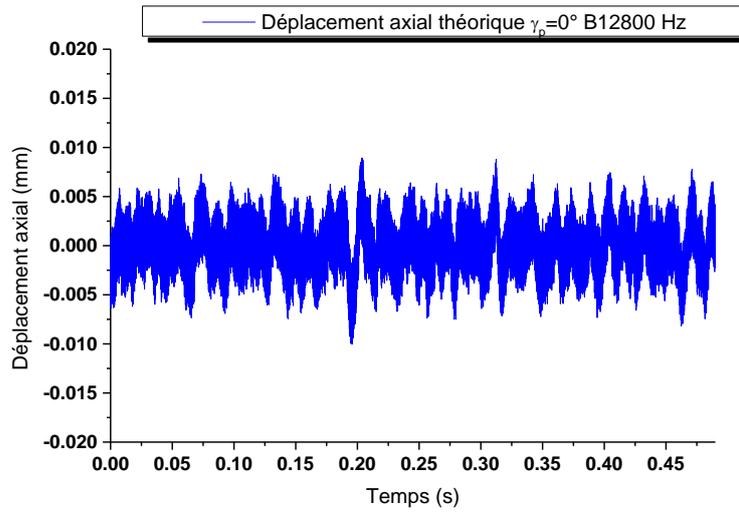


Fig. 19. Déplacement axial théorique pour $\gamma_p=0^\circ$.

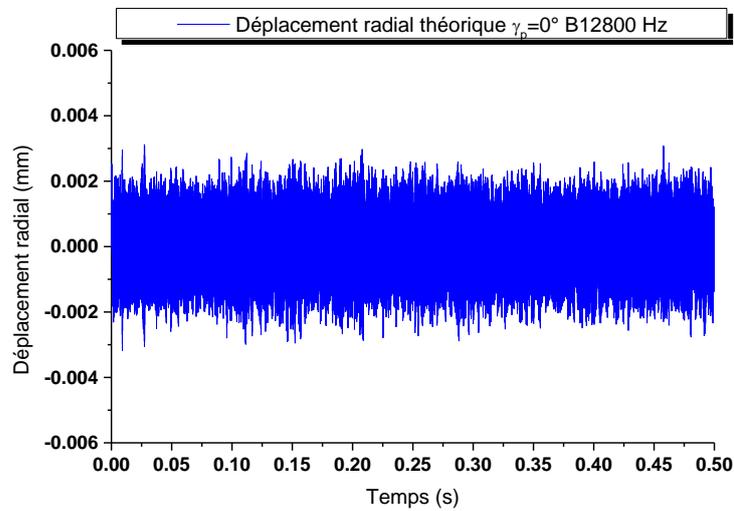


Fig. 20. Déplacement radial théorique pour $\gamma_p=0^\circ$.

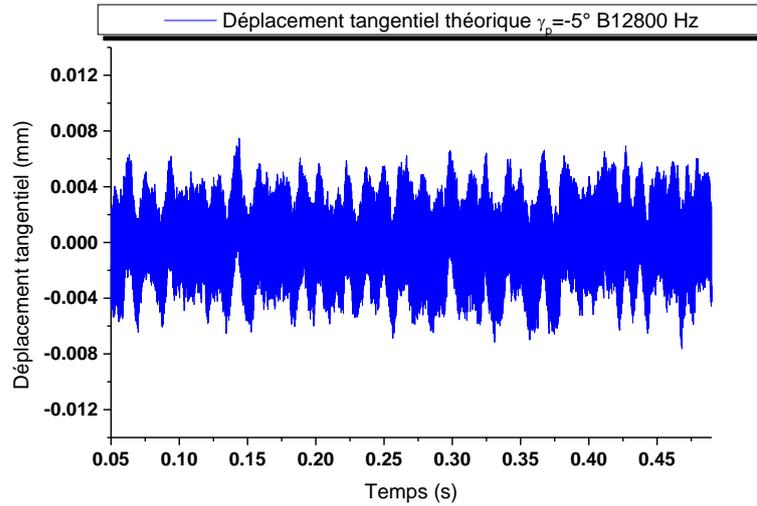


Fig. 21. Déplacement tangential théorique pour $\gamma_p = -5^\circ$.

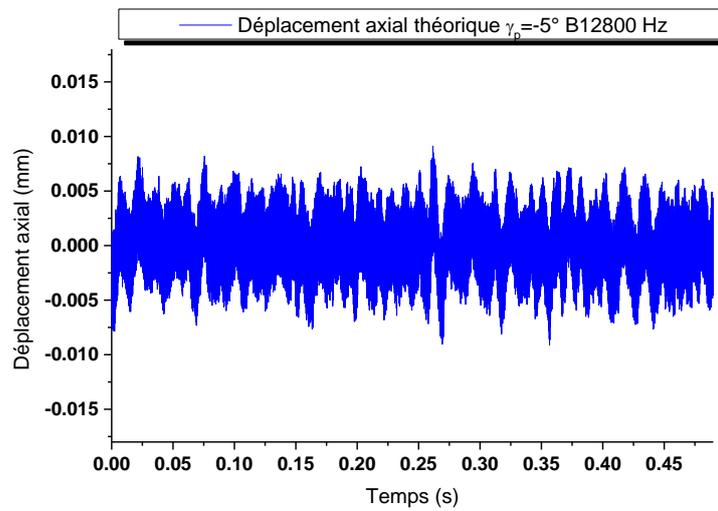


Fig. 22. Déplacement axial théorique pour $\gamma_p = -5^\circ$.

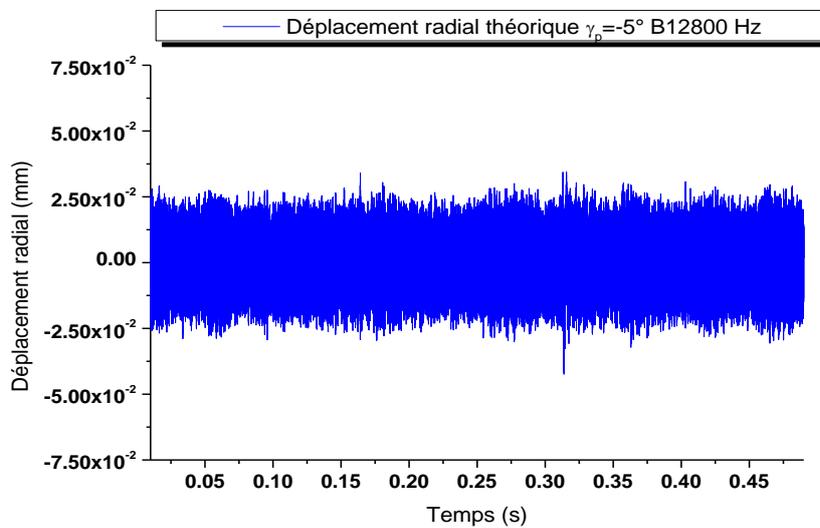


Fig. 23. Déplacement radial théorique pour $\gamma_p = -5^\circ$.

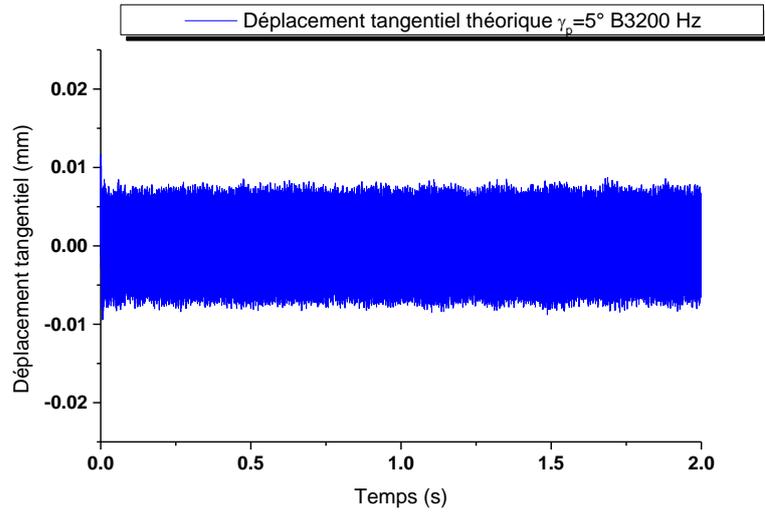


Fig. 24. Déplacement tangential théorique pour $\gamma_p=5^\circ$.

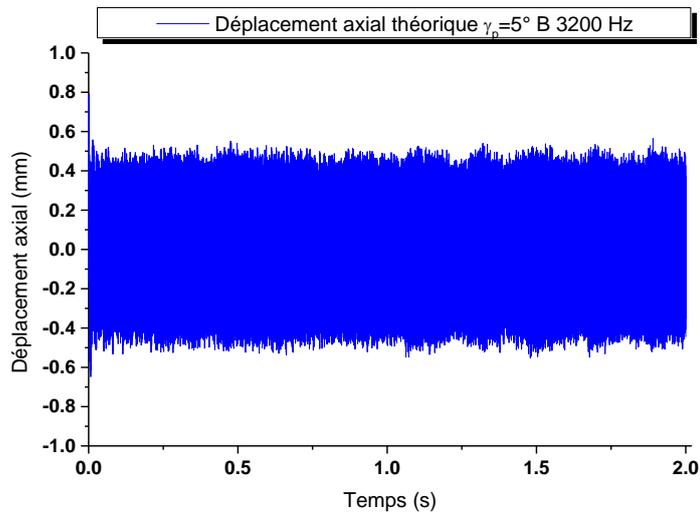


Fig. 25. Déplacement axial théorique pour $\gamma_p=5^\circ$.

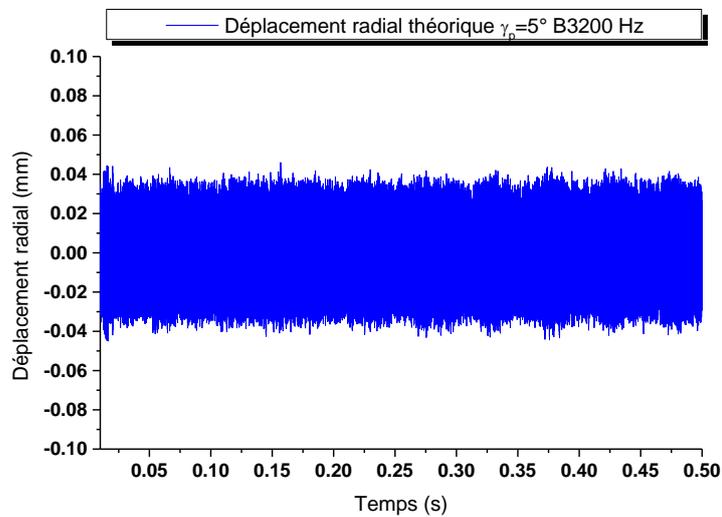


Fig. 26. Déplacement radial théorique pour $\gamma_p=5^\circ$.

7. 2. Déplacements théoriques d'outil de coupe pour l'angle de direction d'arête

Les figures (27 à 29) présentent le déplacement théorique tangentiel, axial et radial pour $\kappa_r=85^\circ$. Pour l'angle κ_r , les déplacements théoriques sont pratiquement le double des déplacements issus de l'expérimental.

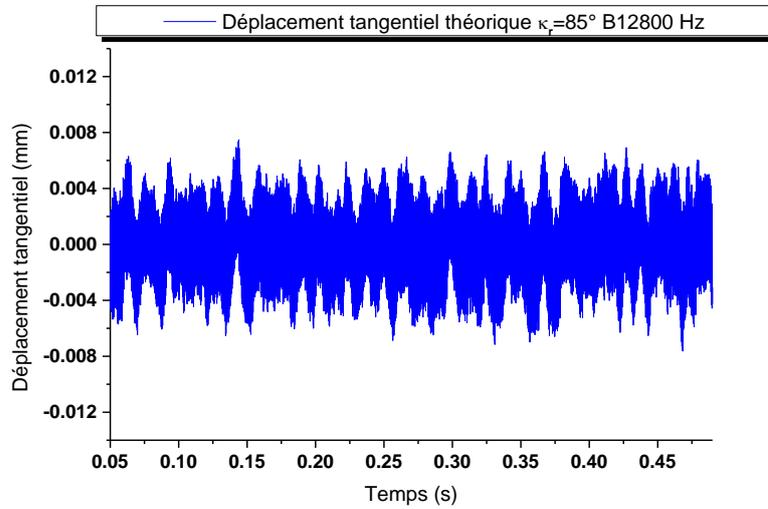


Fig. 27. Déplacement tangentiel théorique pour $\kappa_r=85^\circ$.

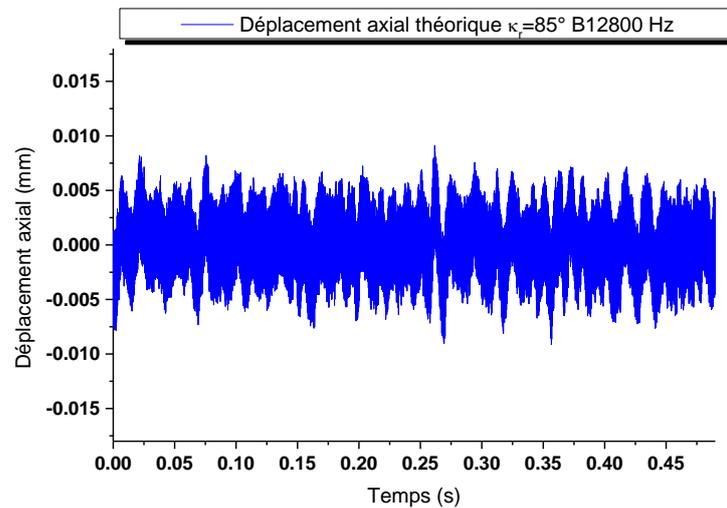


Fig. 28. Déplacement axial théorique pour $\kappa_r=85^\circ$.

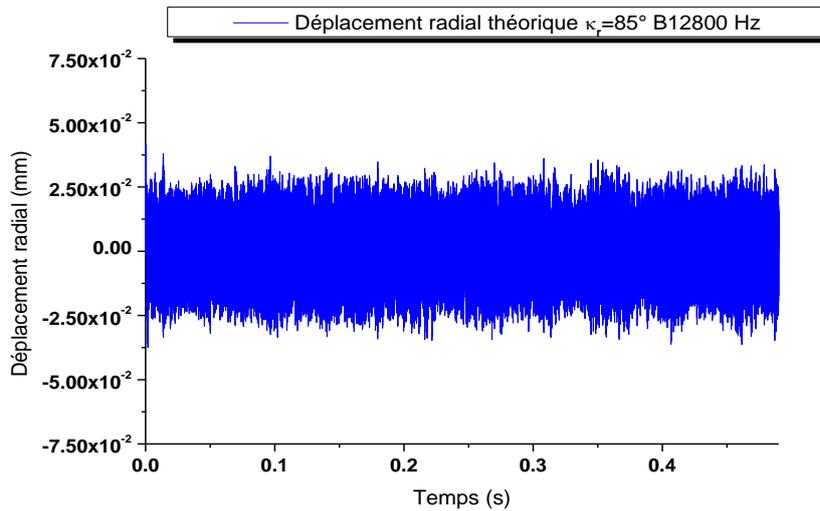


Fig. 29. Déplacement radial théorique pour $\kappa_r = 85^\circ$.

7.3. Déplacements théoriques de l'outil de coupe obtenus pour l'angle d'inclinaison de l'arête de coupe

Pour un angle $\lambda_s = 3^\circ$, le déplacement tangentiel, axial et radial sont présents sur les figures 30, 31 et 32. Les déplacements théoriques sont comparables avec ceux issus de l'expérimental.

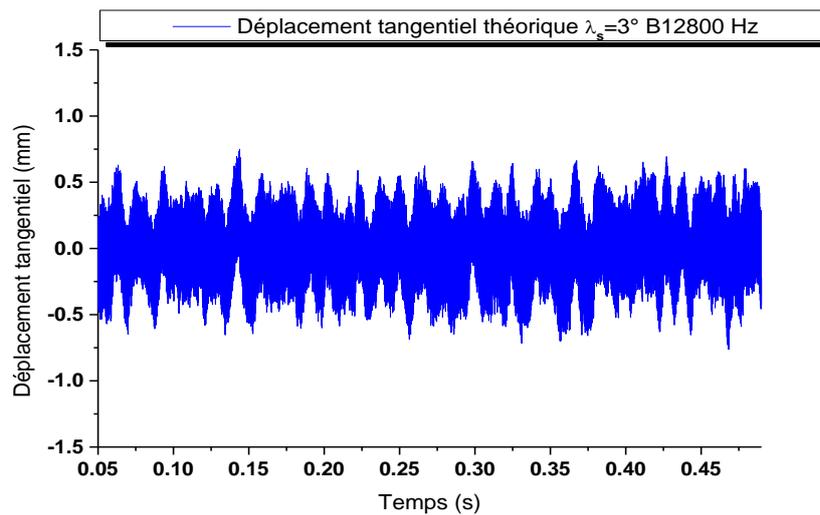


Fig. 30. Déplacement tangentiel théorique pour $\lambda_s = 3^\circ$.

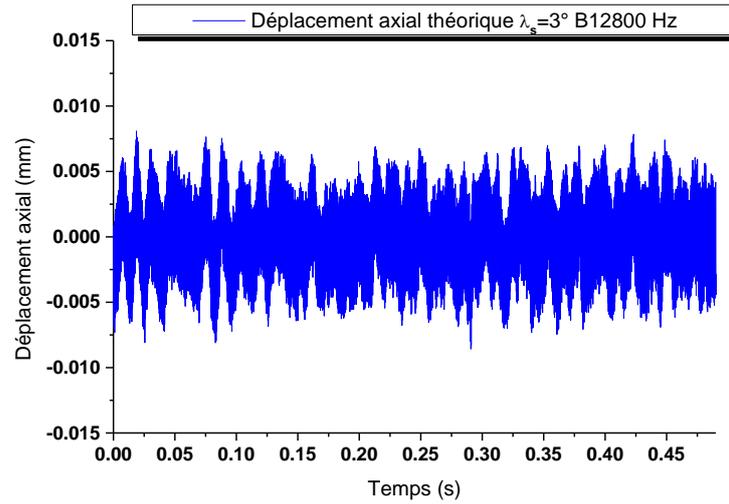


Fig. 31. Déplacement axial théorique pour $\lambda_s=3^\circ$.

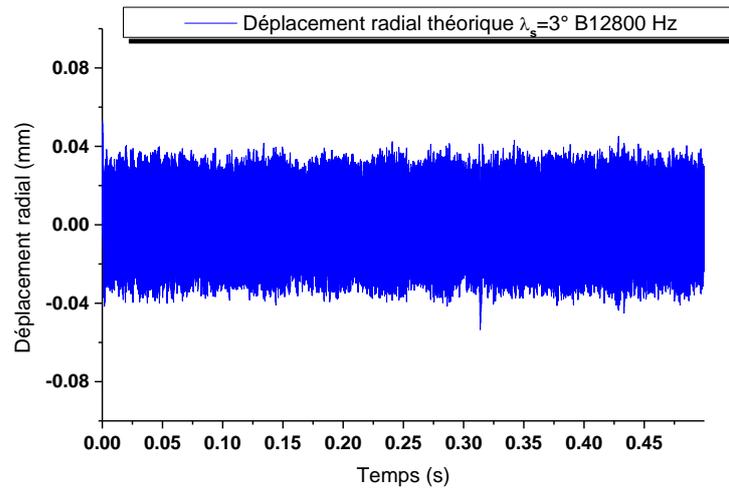


Fig. 32. Déplacement radial théorique pour $\lambda_s=3^\circ$.

8. Calcul des rugosités moyennes sur la base des signaux de déplacements expérimentaux

Le tableau 2, montre des comparaisons entre rugosités calculées à partir des déplacements obtenus mathématiquement (modélisation) et ceux obtenus par les déplacements expérimentaux pour différentes géométries d'outil de coupe étudiées.

Type de géométrie	Rugosité Ra (μm)		Calculée	Mesurée
Géométrie 3	Angle de coupe γ_p	-5	4	3.43
Géométrie 2		0	4.16	2.82
Géométrie 1		5	0.29	2.25
Géométrie 3	Angle κ_r	85	4	3.43

Tableau 2. Récapitulation de la rugosité moyenne (Ra) en fonction des angles d'outil.

D'après les résultats du tableau 2, la première remarque c'est que la rugosité calculée fait 1.47 fois la rugosité mesurée, cela pour la *géométrie 2* ($\gamma_p=0^\circ$). Alors que pour la *géométrie 3*, qui comporte les angles ($\gamma_p=0^\circ$ et $\kappa_r=85^\circ$) offre une approximation acceptable entre valeurs.

9. Comparaison entre déplacements théoriques et expérimentaux

Les figures ci-dessous (33 à 36) montrent quelques résultats de déplacements théoriques et expérimentaux comparables en fonction des angles d'outil de coupe.

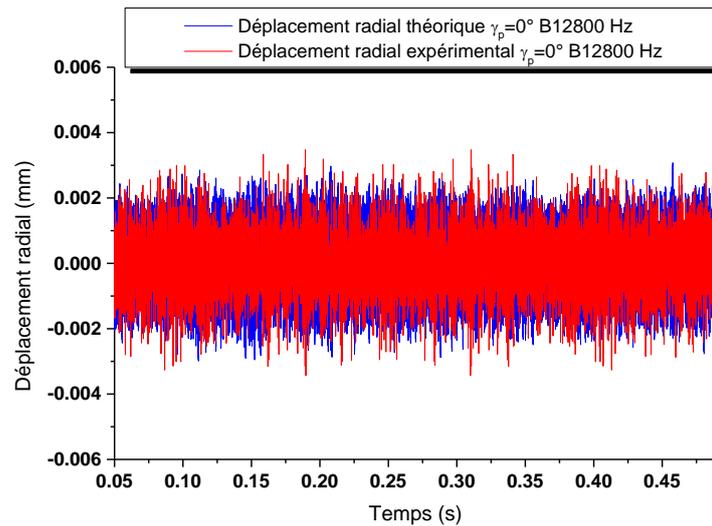


Fig. 33. Comparaison entre déplacement radial théorique-expérimental pour $\gamma_p=0^\circ$.

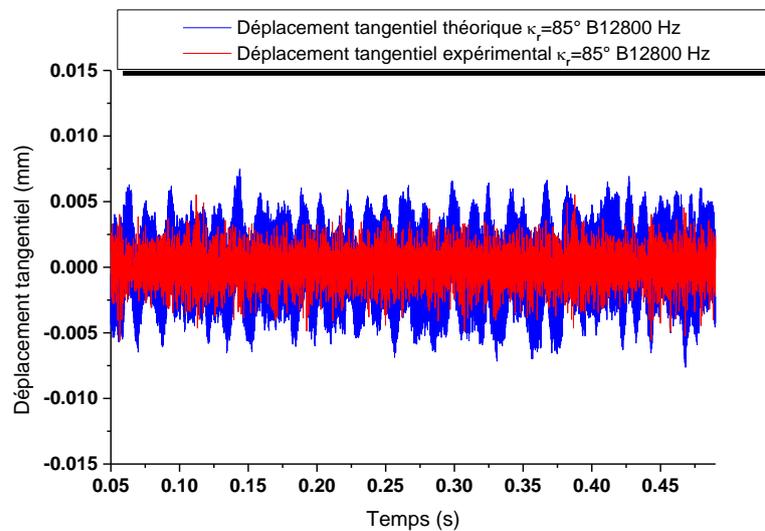


Fig. 34. Comparaison entre déplacement tangentiel théorique-expérimental pour $\kappa_r=85^\circ$.

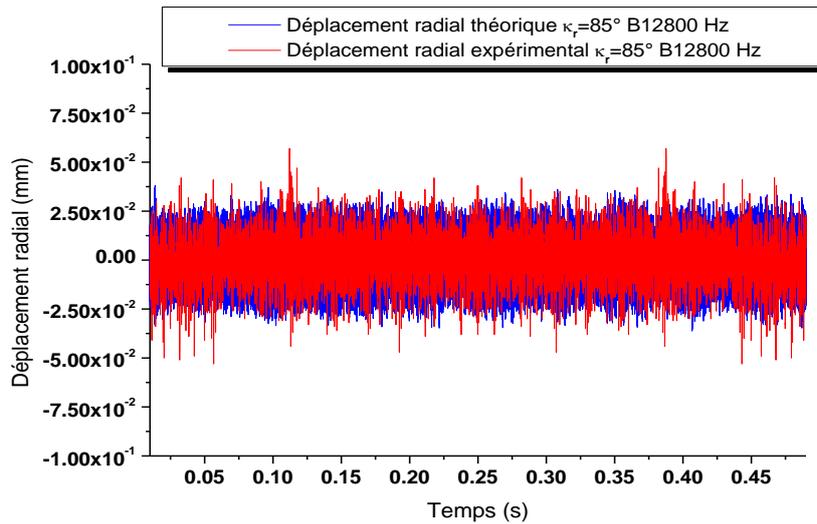


Fig. 35. Comparaison entre déplacement radial théorique-expérimental pour $\kappa_r=85^\circ$.

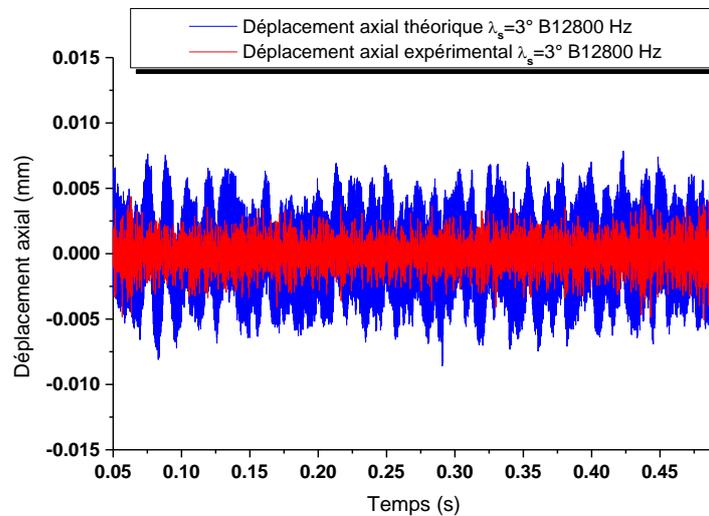


Fig. 36. Comparaison entre déplacement axial théorique-expérimental pour $\lambda_s=3^\circ$.

9. 1. Analyse des déplacements expérimentaux et théoriques

La comparaison entre les déplacements expérimentaux et théoriques, pour certaines configurations de géométries d'outil de coupe montrent une certaine différence (écarts) entre les déplacements obtenus par la théorie des vibrations transversales et par l'expérimental. Cela peut être expliqué que le déplacement expérimental est obtenu directement de l'accélération mesurée, tandis que le déplacement théorique est obtenu par l'intégration de l'effort de coupe mesuré comme une force d'excitation. Aussi ceci peut être dû au pas temporel de l'effort de coupe mesuré qui est différent du celui de l'accélération. Une autre explication de cette différence est que les accélérations mesurées sont tributaires de l'état de la tourelle (conditions aux limites), qui est

certainement n'est pas en parfaite rigidité. Alors que pour le cas du déplacement théorique l'encastrement est considéré parfait (déplacement nul et pente nulle).

En plus, en théorie l'étude concerne uniquement le comportement vibratoire de l'outil isolé, par contre en tournage effectif l'effet de vibrations de la machine-outil, le porte-outil et la pièce est involontairement intégré.

Cette différence peut être due aussi que le déplacement expérimental est fortement influencé par l'effet de la partie active de l'outil réel (combinaisons des angles), d'où les actions des composantes de l'effort de coupe généré sur l'outil de coupe est aussi influencées par ces angles. Alors que dans le cas de la modélisation analytique, l'outil de coupe est modélisé par une poutre de section droite rectangulaire (extrémité libre). Quoique quelques comparaisons en déplacements peuvent être comparées comme présentées sur les figures montrées ci-dessus. Pour le cas des déplacements radiaux une certaine bonne concordance entre les deux types de déplacements (théorique et expérimental) est remarquable, vu que le phénomène de l'effet de l'inertie rotationnelle et l'effet de cisaillement n'interviennent pas pour ce type de vibrations longitudinales.

10. Conclusion

Nous avons présenté dans ce chapitre les déplacements expérimentaux des géométries d'outil de coupe avec des comparaisons entre les rugosités estimées et mesurées. Par la suite, une modélisation analytique par un calcul des déplacements de l'outil de coupe est effectuée. L'outil est modélisé comme une poutre de Bernoulli (prise en compte de l'effet de l'inertie rotationnelle), avec la masse modale modifiée. Les équations de mouvement transversal de l'outil dans la direction tangentielle et axiale sont élaborées, avec l'intégration des composantes de l'effort de coupe (tangentielle et axiale) comme un effort d'excitation à l'extrémité libre de la poutre, où les conditions aux limites sont de type encastree-libre. A la fin, des comparaisons des déplacements sont effectuées pour quelques configurations d'outils de tournage fabriqués. La meilleure géométrie d'outil de coupe optimale est la suivante ($\gamma_p=+5^\circ$, $\alpha_p=6^\circ$, $\kappa_r=85^\circ$, $\lambda_s=5^\circ$, $\kappa_{r1}=10^\circ$) où l'effort de coupe tangential généré est optimum, son déplacement tangential du bec de l'outil est minimal et la rugosité de la pièce usinée est améliorée. Ce choix permet d'usiner des aciers doux conformément à la littérature. En plus, ces confrontations nous permettent de valider pour une autre fois l'intérêt de l'influence des angles d'outil de coupe combinés.

Conclusion Générale

Dans le domaine de l'usinage par enlèvement de matière, la géométrie de l'outil de coupe est d'une grande importance, car elle affecte directement l'état de surface des pièces usinées. Les fabricants d'outils de coupe essayent de répondre aux besoins des industriels que ce soit en matière de design ou de nouveaux matériaux d'outils. Puisque l'outil est l'élément principal lors de l'usinage de matières parmi d'autres, il est indispensable de le concevoir correctement pour remplir la fonction assignée. Dans le procédé de tournage, la géométrie d'outil de coupe contient une variété d'angles de face et d'angles d'arête de coupe, d'où un système de référence « outil en main » est nécessaire pour définir ces angles dans différents plans. Le travail de recherche que nous avons proposé consiste à l'optimisation des paramètres géométriques des outils de tournage, par l'étude de l'influence de la géométrie de l'outil de coupe sur les efforts générés, les vibrations d'outil et sur la rugosité de la pièce usinée. Dans le but de sélectionner la géométrie d'outil de coupe optimale; par la détermination des angles optimums (valeurs optimales) qui sont reliés entre eux. En se basant sur des mesures expérimentales (efforts de coupe, accélérations du bec de l'outil et rugosités de la surface usinée). Le deuxième volet de ce travail peut être étendu, consistant à proposer une méthode fiable permettant l'estimation et la surveillance de la rugosité des pièces usinées lors des opérations tournage, à travers une corrélation entre les déplacements du bec de l'outil et la rugosité. Deux types de déplacements ont été considérés au cours de cette étude :

- ❖ Déplacements calculés dans trois directions tangentielle, axiale et radiale en se basant sur les signaux d'accélérations mesurées, cela par l'élaboration d'un programme sous Matlab. Ensuite, la rugosité est déterminée à partir de ces déplacements et comparée avec la rugosité mesurée.
- ❖ L'autre type de déplacement issu de la modélisation mathématique est calculé dans trois directions principales, qui sont: tangentielle, axiale et radiale. L'outil est modélisé comme une poutre de Bernoulli, avec la masse modale est modifiée. Les équations de mouvement transversal de l'outil dans la direction tangentielle et axiale sont élaborées, avec l'intégration des composantes de l'effort de coupe mesuré (tangentielle et axiale) comme un effort d'excitation à l'extrémité libre de la poutre. Tandis que dans la direction radiale l'outil est modélisé en vibration longitudinale (mouvement de compression de l'outil).

Les comparaisons entre déplacements issus de la modélisation et ceux de l'expérimental sont effectuées pour quelques configurations d'outil de tournage fabriquées, où certaines différences (déjà expliqué à la fin du chapitre 3) sont remarquées et par conséquent leurs rugosités de surface correspondantes.

Après des analyses des valeurs moyennes de l'effort de coupe tangentiel tangentiel (le plus dominant) ainsi que les signaux d'accélération et par conséquent leurs signaux de déplacements, et les rugosités moyennes pour chaque géométrie d'outil étudiée, des conclusions majeures sont tirées comme suivant:

- Valeurs négatives de l'angle γ_p produit une augmentation de l'effort de coupe tangentiel F_z et des vibrations d'outil qui causent une médiocre finition de surface.
- L'angle γ_p a une grande influence indirecte sur la qualité de surface usinée en association avec les autres angles.
- L'angle κ_r varie de 75° à 85° à une importante tendance de diminution sur la direction de composante d'effort F_x et F_y , tandis que la composante F_z diminue aussi mais très légèrement en valeur et les vibrations restent inférieures.
- L'augmentation de l'effet de λ_s de 3° à 5° est remarquable pour la composante F_y , aussi que pour les paramètres de la rugosité R_a , R_z et R_t .
- La combinaison des angles entre $\lambda_s=5^\circ$ et $\kappa_r=85^\circ$ renforce la résistance de l'arête de coupe, afin de couper mieux le métal ce qui conduit à une vibration modérée avec la géométrie à angle de coupe γ_p positif.

Pour une bonne performance d'outil de coupe, la bonne géométrie d'outil de tournage optimale est celle d'angle de coupe positif et qui correspond aux angles optimums suivants ($\gamma_p=+5^\circ$, $\alpha_p=6^\circ$, $\kappa_r=85^\circ$, $\lambda_s=5^\circ$, $\kappa_{r1}=10^\circ$). Cette géométrie aide à obtenir moins de vibrations d'outil (moins de déplacement tangentiel) et une rugosité de surface usinée améliorée pour des opérations de tournage des aciers doux.

En perspective, étude de l'influence de l'optimisation des paramètres géométriques des outils de coupe sur leurs durées de vie.

Bibliographie

- [1] VP. Astakhov (2010) Fundamentals of the selection of cutting tool geometry parameters. Publisher Springer (ed). London, pp 127-204
- [2] C. Everson, S. Cheraghi (1999) The application of acoustic emission for precision drilling process monitoring. *Int J Mach Tools Manuf.* 39: pp. 371–387
- [3] M. Günay, I. Korkut, E. Aslan, U. Seker (2005) Experimental investigation of the effect of cutting tool rake angle on main cutting force. *J Mater Process Technol* 166:44-49
- [4] M. Günay, E. Aslan, I. Korkut, U. Seker (2004) Investigation of the effect of rake angle on main cutting force. *Int J Mach Tools Manuf* 44: 953–959
- [5] M. Günay, U. Seker (2006) Design and construction of a dynamometer to evaluate the influence of cutting tool rake angle on cutting forces. *Materials and Design* 27:1097–1101
- [6] H. Saglam, S. Yaldiz, F. Unsacar (2007) The effect of tool geometry and cutting speed on main cutting force and tool tip temperature. *Materials and Design* 28: 101–111
- [7] S. Neseli, S. Yıldız, E. Turkes (2011) Optimization of tool geometry parameters for turning operations based on the response surface methodology. *Measurement* 44:580-587
- [8] M. Kiyak , B. Kaner , I. Sahin, B. Aldemir & O. Cakir, The dependence of tool overhang on surface quality and tool wear in the turning process, *Int J Adv Manuf Technol* (2010) 51:431–438, DOI 10.1007/s00170-010-2654-y Springer-Verlag London
- [9] Z. Mei, S. Yang, H. Shi, S. Chang, KF. Ehmann (1994) Active chatter suppression by on-line variation of the rake and clearance angles in turning-principles and experimental investigations. *Int J Mach Tools Manuf* 34: 7: 981-990
- [10] K. Khalili et M. Danesh (2013) Effect of cutting tool geometry on morphology of flank wear land in turning of low carbon steels, *Research Journal of Applied Sciences, Engineering and Technology* 6 (20): 3798-3807
- [11] O. Duran et al. (2008) PSO for selecting cutting tools geometry, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, pp. 265–272
- [12] S. Kaldor, P.K. Venuvinod (1997) Macro level optimization of cutting tool Geometry. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 119: 1–9
- [13] O. B. Abouelatta & J. Madl (2001) Surface roughness prediction based on cutting parameters and tool vibrations in turning operations. *Journal of Materials Processing Technology* 118: 269-277
- [14] A. Arfaoui, A.I. Fedotov, M. Chouchane (1993) Modélisation des vibrations de l'outil de coupe en tournage, Premier congrès de mécanique, ENIM, Rabat, pp 331-342

- [15] A. Bourdim, O. Rahmani, D. Boutchicha (1993) Simulation numérique du phénomène de broutage, Premier congrès de mécanique, ENIM, Rabat, pp 22-27
- [16] A. Bourdim, O. Rahmani (1993) Vitesse de coupe et son influence sur le phénomène de broutage, Premier congrès de mécanique, ENIM, Rabat
- [17] A. Bourdim, A. Salhi, S. Kibdani (1993) Approche à l'étude de la stabilité dynamique de coupe, Premier congrès de mécanique, ENIM, Rabat
- [18] Snr DE. Dimla (2002) The correlation of vibration signal features to cutting tool wear in a metal turning operation. *Int J Adv Manuf Technol* 19: 705–713
- [19] N. Chouikhi (2008) Diagnostic des états de surface par analyse vibratoire dans les procédés d'usinage, Mémoire de magister, Université Badji-Mokhtar–Annaba
- [20] N. Ouelaa (2001) Vibrations des milieux continus, cours de magister, Université 8 Mai 45 Guelma