

وزارة التعليم العالي و البحث العلمي

BADJI MOKHTAR – ANNABA UNIVERSITY –

UNIVERSITE BADJI MOKHTAR – ANNABA



FACULTE DES SCIENCES DE L'INGENIEUR

Année 2010

DEPARTEMENT DE GENIE MECANIQUE

THESE

Présentée en vue de l'obtention du diplôme de DOCTORAT

*ETUDE DE L'INFLUENCE DE LA MACHINE-OUTIL SUR LES
PARAMETRES TECHNOLOGIQUES EN PARTICULIER LORS DE
L'USINAGE DES MATERIAUX DURS*

Option : Productique

Par

FAROUK MAHFOUDI

DIRECTEUR DE THESE : L. BOULANOUAR Pr. Université de Annaba

Co- DIRECTEUR DE THESE : A. MOLINARI Pr. U. PAUL VERLAINE METZ

DEVANT LE JURY

PRESIDENT : K. CHAOUI Professeur Université de Annaba

EXAMINATEURS : M.A. YALLESE Pr. U. GUELMA

B. KESKES MC. U. SETIF

H. HAMADECHE MC. U. ANNABA

A ma très chère mère, Porteuse de mes espoirs

A mon père pour ses sacrifices

A mon épouse, mes frères et à mes sœurs

A toute ma famille.

A tout ceux qui s'investissent pour que la science soit lumière,

A mon pays.

REMERCIEMENTS

Je tiens à remercier vivement Monsieur le Professeur Boulanouar Lakhdar mon directeur de thèse, pour sa confiance, son aide précieuse et surtout la disponibilité qu'il m'a accordée.

Particulièrement Je remercie Monsieur le Professeur Alain Molinari, mon Co-directeur de thèse, qui m'a bien reçu dans le laboratoire de Physique et Mécanique des Matériaux (LPMM), Metz, France. Il m'a fourni un environnement de travail très agréable et surtout pour son aide précieuse.

Je suis très reconnaissant envers Monsieur Gautier List, pour tout le temps qu'il m'a consacré pour mener à terme ce travail.

Je tiens à exprimer ma profonde reconnaissance au Professeur Chaoui Kamel pour avoir bien voulu nous faire l'honneur de présider notre jury de thèse et pour ses conseils précieux et son aide variée.

Je remercie également Messieurs Boualem Keskes, Mohamed Athmane Yalesse et Hamid Hamadeche qui ont accepté d'examiner ce travail et de faire partie de notre jury de thèse.

Ma gratitude va aussi à Monsieur Abdel Moufki, Maître de Conférences au laboratoire LPMM pour son aide très précieuse.

J'adresse mes vifs remerciements à Messieurs L. Faure, S. Dominiak et R. Bernier du LPMM, Metz pour leurs aides et leurs contributions.

Enfin, je remercie tout le personnel technique et administratif du département de Génie Mécanique de l'Université d'Annaba. Je remercie tous ceux qui de loin ou de près ont contribué à l'aboutissement de ce travail.

Que toutes ces personnes trouvent ici ma profonde gratitude pour m'avoir fait bénéficier de leur confiance scientifique et technique.

Pour leur patience, leur soutien permanent et leur sacrifice, je remercie fortement, mes parents.

Résumé

Ce travail consiste, d'une part à étudier expérimentalement l'influence de la rigidité statique de quelques machines-outils sur les paramètres technologiques (Tenue de l'outil, effort de coupe et rugosité de la surface usinée...) lors du tournage conventionnel et dur dans différentes conditions de coupe. Les essais ont été réalisés dans des conditions opératoires proches de celles industrielles. Les machines-outils utilisées sont trois tours conventionnels et deux tours à commande numériques, caractérisées par leurs rigidités à l'état statique. Ces dernières varient du simple au double. Les essais réalisés sur les différentes machines ont été effectués conformément à la méthode de planification des expériences. Les résultats obtenus montrent que la rigidité de la machine-outil à l'état statique a une influence considérable sur les paramètres technologiques étudiés. En effet, si le rapport de rigidité passe de 1 à 2, la durée de vie augmente de 35,5 %, les efforts de coupe et la rugosité de la surface usinée diminuent respectivement de 38,53 % et 35,27 %. Ceci lors de l'usinage de l'acier recuit sur des tours conventionnels. Le tournage dur de l'acier AISI 4140 (42CrMo4) sur des tours à commande numérique, ayant un rapport de rigidité statique égale à 1,14, a fait ressortir que les tenues, les efforts de coupe et la rugosité sont reproductibles avec une différence relative moyenne ne dépassant pas respectivement les 10 %, 3 % et 5 %. En plus de l'étude des phénomènes physiques régissant le processus de coupe (usure, effort, rugosité et présence des couches blanches), des modèles mathématiques de prédiction, exprimant l'influence des éléments du régime de coupe et la rigidité de la machine sur les paramètres technologiques étudiés ont été proposés. Le suivi approfondi de l'évolution de l'usure en cratère des outils CBN lors de l'usinage de l'acier AISI 4140 (42CrMo4) durci a fait ressortir que celle-ci est à l'origine de l'effondrement prématuré de l'outil, c'est pourquoi un nouveau critère d'usure admissible a été proposé. La modélisation numérique de la coupe orthogonale à travers la méthode de calcul ABAQUS-Explicit fait finalement l'objet de la dernière partie de cette étude. Nous avons étudié en premier lieu la capacité de cette méthode à reproduire la coupe orthogonale. Ensuite une analyse des phénomènes thermiques montre que ceux-ci ne peuvent à eux seuls expliquer les phénomènes de segmentation observés expérimentalement lors de l'usinage des matériaux durs. L'utilisation du critère de rupture de Johnson et Cook sur la surface libre du copeau a conduit à la simulation numérique d'un copeau segmenté.

MOTS CLES : Rigidité, Usure, Machine-outil, CBN, Carbures, Contact, Frottements. Couches blanches, simulation numérique.

Abstract

This work's objectives are, in one hand, to study experimentally the influence of static rigidity of some machine tools on technologic parameters (life span, cutting effort, and roughness of the machined surface ...) during conventional and hard turning under different cutting conditions. Tests were conducted under operating conditions that are close to those observed in the industry and were designed according to experimental planning. The machine tools used are of two types: the three lives conventional and the two life automatic control characterized by their static rigidity values which varied from simple to double. The results showed that the machine tools rigidity at static state has considerable influence on studied technologic parameters. In fact, if the rigidity ratio increases from 1 to 2, the life span increases by 35.5%, while cutting force and machined surface roughness decrease by 38.53% and 35.27%, respectively. These results are obtained for a steel using conventional lathe. The hard turning of AISI 4140 steel (42CrMo4) on digital control lathe with a static rigidity ratio of 1.14 showed that life span, cutting forces and roughness are reproducible with an average relative difference of 10 %, 3 % and 5 %, respectively. In addition to studying physical phenomenon governing the process of cutting (wear, cutting forces, roughness and the presence of white layers), mathematical models expressing the relationship between the cutting regime elements and technological parameters were proposed. An in-depth analysis of CBN tools crater wear evolution during machining of AISI 4140 hard steel showed that the wear is the main reason behind the failure of the tool. That is why a new tool life criterion was proposed. Numerical modeling of orthogonal cutting using ABAQUS code constitutes the last part of this work. First, we studied the capacity of this method to simulate orthogonal cutting. Then, an analysis of thermal phenomena showed that they cannot, by themselves, alone, explain the segmentation observed experimentally during machining of hard steel. Numerical analysis using Johnson and Cook damage criteria succeeded in simulating a segmentation chip.

Key Word : Rigidity, Hard Turning, Wear, Machine-Tool, Cubic Boron Nitride, Carbides, Contact, Frictions, Roughness, white layers, numerical simulation.

ملخص :

موضوع هذا البحث يتمحور من جهة حول دراسة تجريبية لتأثير صلابة الماكينات على العناصر التكنولوجية (تآكل الأقلام، قوى القطع، خشونة الأسطح....)، أثناء تشغيل الصلب العادي و كذا ذو الصلادة العالية في مختلف شروط القطع، و قد أجريت التجارب في ظروف قريبة من تلك التي تطبق في القطاعات الصناعية. المكنات المستعملة هي عبارة عن ثلاثة مكنات خراطة عادية و مكنتي خراطة ذات تحكم رقمي تم تمييزها اعتمادا على معامل صلابتها، هذا الأخير يتغير من واحد إلى اثنين. تمت عملية متابعة تطور العوامل التكنولوجية بدلالة عناصر نظام القطع (V, f et d) لكل مكنة طبقا لطريقة تخطيط التجارب. النتائج المحصل عليها تظهر أن معامل صلابة المكنات يؤثر على العناصر التكنولوجية. حيث أنه إذا تغير نسبة معامل الصلابة من 1 إلى 2 ترتفع حياة الأقلام من (0 إلى 35,5) %، قوى القطع و خشونة السطح تنخفض على الترتيب ب (0 إلى 38,53) % و (0 إلى 35,27) % وهذا أثناء خراطة الصلب العادي. أما في حالة خراطة الصلب العالي الصلادة AISI 4140 (42CrMo4)، على المكنات ذات التحكم الرقمي التي لديها نسبة معامل الصلادة يساوي 1,14 فإن حياة الأقلام، قوى القطع و خشونة السطح على الترتيب يحصل عليها بنسب لا تتعدى 10 %، 3 % و 5 %. إضافة إلى دراسة الظواهر الفيزيائية التي تحدث أثناء عملية القطع (التآكل، قوى القطع، خشونة السطح و وجود الطبقات البيضاء)، تم اقتراح نماذج رياضية عامة، تعكس تأثير كل من عناصر نظام القطع (V, f et d) و صلابة المكنة على العناصر التكنولوجية المدروسة. المتابعة الدقيقة لتآكل أقلام النتريد البلوري المكعب أثناء تشغيل الصلب العالي الصلادة أظهر بأن التآكل (KT) هو المسؤول عن انهيار الأقلام ، لهذا السبب تم اقتراح معيار جديد للتآكل الأقصى. النموذج الرقمي للقطع العمودي باستعمال الحاسب ABAQUS شكل الجزء الأخير لهذه الدراسة. أولا قمنا بدراسة قدرة هذه الطريقة على تمثيل عملية القطع العمودي. يليها تحليل الظواهر الحرارية أظهر أن هذه الأخيرة ليست لوحدها المسؤولة على ظواهر التجزئة الملاحظة تجريبيا أثناء تشغيل المواد الصلدة. استعمال معيار الكسر جونسون كوك (Johnson et Cook) أدى إلى التمثيل الرقمي للبرادة المجزئة.

الكلمات الفاتحة : مكنات صناعية، الصلابة، قوى القطع، وصل، احتكاك، النتريد البلوري المكعب، المواد ذات الصلادة العالية، الخشونة، الطبقات البيضاء، التمثيل الرقمي.

Sommaire

| | |
|--|-----------|
| Introduction | |
| Chapitre I : Etude et analyse bibliographique | 18 |
| I.1- Rigidité de la machine-outil | 19 |
| I.1.1 - Introduction | 19 |
| I.1.2 - Calcul de la rigidité et des refoulements des éléments de la machine-outil | 20 |
| I.2 - Tournage dur | 25 |
| I.2.1 – Introduction | 25 |
| I.2.2 - Intérêt de la technique | 26 |
| I.2.3 - Comparaison entre le tournage dur et la rectification | 26 |
| I.2.4 - Matériaux rencontrés en tournage dur | 28 |
| I.2.5 - Matériaux à outil pour l'usinage des matériaux durs | 30 |
| I.2.5.1- Introduction | 30 |
| I.2.5.2- Les carbures métalliques | 30 |
| I.2.5.3- Les céramiques | 34 |
| I.2.5.4- Les nitrures de bore cubique (CBN) | 36 |
| I.3 - Etude des paramètres technologiques | 39 |
| I.3.1 - Usure et tenue des outils de coupe | 40 |
| I.3.1.1- Différents modes d'usure | 41 |
| I.3.1.2- Principaux types d'usure des outils | 45 |
| I.3.1.3- Critères d'usure des outils de coupe | 46 |
| I.3.1.4- Critères de durées d'outils recommandés par les normes ISO | 48 |
| I.3.1.5- Relation usure-temps | 48 |
| I.3.1.6- Tenue des outils de coupe | 49 |
| I.3.1.7- Modèles de durée de vie et modèles d'usure | 49 |
| I.3.2 - Qualité de la surface usinée | 52 |
| I.3.2.1- Introduction | 52 |
| I.3.2.2- Définition et importance de la rugosité superficielle | 53 |
| I.3.2.3- Mécanisme de formation du profil micro géométrique | 54 |
| I.3.2.4- Critères de la rugosité superficielle | 54 |
| I.3.2.5- Détermination théorique de la hauteur d'aspérités | 56 |
| I.3.2.6- Influence du système "Pièce-Outil-Machine" sur la rugosité | 58 |

| | |
|--|------------|
| I.4 - Formation des couches blanches | 59 |
| I.4.1 - Introduction | 59 |
| I.4.2 - Origine des couches blanches | 59 |
| I.4.3 - Inconvénients et avantages | 60 |
| I.5- Simulation numérique du procédé d'usinage | 60 |
| I.5.1- Introduction | 60 |
| I.5.2- Principe de la coupe orthogonale | 62 |
| I.5.3- Simulation numérique de la coupe orthogonale | 63 |
| I.5.4- Etude des copeaux obtenus en usinage | 68 |
| I.6- Conclusion et position du problème | 74 |
| Chapitre II : Procédure expérimentale | 77 |
| II.1 - Introduction | 78 |
| II.2 - Présentation du matériel | 78 |
| II.2.1 - Machines-outils | 78 |
| II.2.2 - Matière à usiner | 80 |
| II.2.3 - Outils de coupe | 81 |
| II.2.4 - Instruments de contrôle et de mesure | 82 |
| II.2.4.1 - Microscopes pour la mesure de l'usure | 82 |
| II.2.4.2- Microscopes pour la mesure de l'usure en cratère et de la rugosité de la surface usinée | 84 |
| II.2.4.3 - Table d'acquisition des efforts de coupe | 86 |
| II.2.4.4 - Microscope à balayage électronique et d'analyse X | 89 |
| II.3 - Méthodologie de recherche | 89 |
| II.3.1 Méthode unifactorielle | 90 |
| II.3.2 Méthode multifactorielle | 90 |
| II.2.3 - Méthodologie d'essais | 98 |
| II.2.4 - Conditions du traitement thermique | 99 |
| Chapitre III : Résultats et discussions | 100 |
| III.1 - Introduction | 101 |
| III.2 - Réalisation des expériences pour la détermination de la rigidité des machines-outils | 102 |
| III.2.1- Etalonnage du dynamomètre | 102 |
| III.2.2- Détermination de la rigidité des machines-outils par la méthode statique | 102 |
| III.3 - Traitement et discussion des résultats de l'usinage de l'acier C22 | 103 |

| | |
|---|------------|
| III.3.1 - Traitement et discussion des résultats de l'usure | 104 |
| III.3.1.1 - Traitement des résultats de l'usure | 104 |
| III.3.1.2 - Discussion des résultats de l'usure | 110 |
| III.3.1.3 – Modèle proposé pour l'exploitation des résultats de l'usure sur les différentes machines-outils | 111 |
| III.3.2 - Traitement et discussion des résultats des efforts de coupe | 112 |
| III.3.2.1 - Traitement des résultats des efforts de coupe | 112 |
| III.3.2.2 - Discussion des résultats des efforts de coupe | 115 |
| III.3.2.3 – Modèle proposé pour l'exploitation des résultats des efforts de coupe sur les différentes machines-outils | 115 |
| III.3.3 - Traitement et discussion des résultats de la rugosité de la surface usinée | 116 |
| III.3.3.1 - Traitement des résultats de la rugosité de la surface usinée | 116 |
| III.3.3.2 - Discussion des résultats de la rugosité de la surface usinée | 119 |
| III.4 - Traitement et discussion des résultats de l'usinage de l'acier 42CrMo4 trempé | 121 |
| III.4.1- Evolution de l'usure | 121 |
| III.4.2 - Discussion des résultats de l'usure | 125 |
| III.4.2.1- durée de vie de l'outil de coupe | 126 |
| III.4.2.2- Mécanismes d'usure de l'outil de coupe | 130 |
| III.4.3 - Traitement et discussion des résultats des efforts de coupe | 135 |
| III.4.3.1 - Traitement des résultats des efforts de coupe | 135 |
| III.4.3.2 - Discussion des résultats des efforts de coupe | 137 |
| III.4.3 - Traitement et discussion des résultats de la rugosité de la surface usinée | 139 |
| III.4.3.1 - Traitement des résultats de la rugosité de la surface usinée | 139 |
| III.4.3.2 - Discussion des résultats de la rugosité de la surface usinée | 140 |
| III.4.4 - Influence de l'usure sur la rugosité de la surface usinée | 142 |
| III.4.4.1 - Discussion des résultats de l'évolution de la rugosité de la surface usinée en fonction de l'usure | 142 |
| III.4.4.2 - Modèles de la rugosité en fonction de l'usure | 144 |
| III. 5 - Discussion des résultats des observations des couches blanches | 148 |
| III. 6 - Discussion des résultats de la simulation numérique de la coupe orthogonale | 149 |
| III. 6-1- Modélisation adoptée | 149 |
| III. 6-2- Discussion des résultats de la simulation numérique | 153 |
| III. 6-2-a- Etapes de formation du copeau segmenté | 159 |

| | |
|---------------------------------------|------------|
| Conclusions et recommandations | 161 |
| Perspectives | 167 |
| Références bibliographiques | 168 |
| Annexe I | 178 |
| Annexe II | 180 |
| Annexe III | 186 |
| Annexe IV | 194 |

Liste des tableaux

Chapitre I

Tableau I.1 Propriétés des carbures utilisés pour la fabrication des outils de coupe [17].

Chapitre II

Tableau II.1 Caractéristiques des machines-outils utilisées.

Tableau II.2 Composition chimique de l'acier C₂₂.

Tableau II.3 Composition chimique de la nuance AISI 4140 (42 CrMo4).

Tableau II.4 Réalisation des essais d'après la méthode unifactorielle.

Tableau II.5 Réalisation des essais d'après la méthode multifactorielle.

Tableau II.6 Matrice de planification des expériences pour un plan 2³

Chapitre III

Tableau III.1 Valeurs de la rigidité des machines-outils utilisées.

Tableau III.2 Tenue (T) en fonction des éléments du régime de coupe pour les différentes machines-outils utilisées.

Tableau III.3 Modèles mathématiques de la tenue en fonction des éléments du régime de coupe pour les différentes machines-outils utilisées.

Tableau III.4 Modèles mathématiques de la tenue en fonction de la rigidité, pour chaque régime de coupe du plan des expériences.

Tableau III.5 Modèles mathématiques de l'effort de coupe en fonction des éléments du régime de coupe pour les différentes machines-outils utilisées.

Tableau III.6 Modèles mathématiques de l'effort de coupe en fonction de la rigidité, pour chaque régime de coupe du plan des expériences.

Tableau III.7 Modèles de la rugosité en fonction des éléments du régime de coupe pour les différentes machines-outils utilisées.

Tableau III.8 Durées de vie (T) de l'outil pour le critère d'usure [VB] = 0,3 mm et valeurs correspondantes de (KT) et (Ra) pour les différentes machines-outils utilisées.

Tableau III.9 Durées de vie (T) de l'outil pour deux critères d'usure [VB] et valeurs correspondantes de KT et Ra.

Tableau III.10 Modèles mathématiques déduits de la tenue de l'outil (T) pour deux critères d'usure [VB].

- Tableau III.11** Composition chimique du dépôt dans le centre du cratère au point A sur la figure III.26 (b) (tous les éléments du matériau de la pièce sont présents dans la composition).
- Tableau III.12** Modèles de la rugosité en fonction des éléments du régime de coupe pour les différentes machines-outils utilisées.
- Tableau III.13** Valeurs de la rugosité de la surface usinée R_a obtenue avec un outil non usé, sur les deux tours en fonctions des conditions de coupe.
- Tableau III.14** Modèles mathématiques déduits de la rugosité (R_a) avec un outil non usé ($VB \approx 0,05\text{mm}$) pour les deux tours utilisés.
- Tableau III.15** Modèles mathématiques déduits de la rugosité (R_a) en fonction de l'usure (VB) pour chaque condition de coupe du plan des expériences.
- Tableau III.16** Comparaison entre les valeurs expérimentales de la rugosité (R_a) et les valeurs obtenues avec le modèle proposé pour chaque condition de coupe et pour différentes valeurs de l'usure de l'outil (VB).
- Tableau III.17** Caractéristiques du matériau de la pièce et de l'Outil.
- Tableau III.18** Paramètres de la loi de Johnson et Cook de l'acier AISI4340 [120].
- Tableau III.19** Paramètres de la loi d'endommagement de Johnson et Cook de l'acier AISI4340 [120].

Liste des figures

Chapitre I

- Figure I.1 :** Schéma de calcul de la rigidité du système élastique « Machine-Pièce-Outil »
- Figure I.2 :** Composantes de l'effort de coupe.
- Figure I.3 :** Représentation simplifiées du cycle de production des bagues de roulement des roues dentées et des cames. Obtenues respectivement par la méthode courante (a) et avancée (b) [11].
- Figure I.4 :** Plaquette carbure revêtue, multicouches d'après [18].
- Figure I.5 :** Familles des céramiques de coupe (% à titre indicatif).
- Figure I.6 :** Formes de la liaison chimique du CBN [22].
- Figure I.7 :** Procédé d'obtention du CBN.
- Figure I.8 :** Etat de livraison des plaquettes c-BN [24].
- Figure I.9 :** Formes d'usure [26].
- Figure I.10 :** Emplacement des différents facteurs provoquant l'usure de l'outil.
- Figure I.11 :** Usure par abrasion (a) sur la face de coupe après usinage d'alliage de titane, (b) sur la face de dépouille après usinage de Duralcan.
- Figure I.12 :** Schématisation du phénomène de diffusion lors du passage du copeau à la surface de l'outil selon Naerheim et Trent (1977) : (a)- cas de l'outil carbure WC-Co, (b)- cas de l'outil carbure WC-(Ti,Ta,W) C-Co.
- Figure I.13 :** Image MEB d'une section d'un outil après 7 min d'usinage, $V_c = 60\text{ m/min}$, $\alpha = 15^\circ$, $f = 0,1\text{ mm/tr}$, $a_p = 4\text{ mm}$. (a)- Arête rapportée, (b)- Détail des aspérités [17].
- Figure I.14 :** Formes d'usure sur les outils de coupe.
- Figure I.15 :** Manifestation de l'usure des outils de coupe, (a) Micrographie SEM ($V_c = 300\text{ m/min}$, $f = 0,1\text{ mm/tr}$, $a_p = 1\text{ mm}$, temps de coupe = 6.26 min). (b) Usure en cratère. (c) Usure en dépouille.
- Figure I.16 :** Relation Usure-Temps.
- Figure I.17 :** Représentation graphique du modèle de Taylor.
- Figure I.18 :** Représentation graphique du modèle de Gilbert.

- Figure I.19 :** Représentation graphique du modèle de Kronenberg.
- Figure I.20 :** Représentation graphique du modèle de König – Dépiereux.
- Figure I.21 :** Principaux défauts de surface.
- Figure I.22 :** Hauteur des irrégularités sur dix points "Rz".
- Figure I.23 :** Écart moyen arithmétique du profil "Ra".
- Figure I.24 :** Longueur de base l et longueur d'évaluation.
- Figure I.25 :** Détermination schématique de la hauteur théorique des aspérités.
- Figure I.26 :** Exemple de simulation numérique de la coupe. (a) Copeau continu, (b) Copeau segmenté [96].
- Figure I.27 :** Exemples de coupe orthogonale. (a) Usinage d'un disque avec une avance radiale de l'outil. (b) Usinage d'un tube, l'avance de l'outil est axiale.
- Figure I. 28 :** Méthode de séparation Copeau / Pièce. (a) déboutonnage de nœuds, (b) élimination d'éléments.
- Figure I.29 :** Caractéristiques géométriques de l'outil.
- Figure I.30 :** Déformation des cristaux du métal dans la zone de coupe
- Figure I.31 :** Micrographie des zones de coupe et schéma des zones de grippement, glissement et cisaillement secondaire
- Figure I.32 :** Les différents types de copeau [8].
- Figure I.33 :** Morphologie des copeaux obtenus en usinage : (a) Continu, (b) Segmenté périodique, (c) Avec cisaillement adiabatique, (d) Discontinu.
- Figure I.34 :** Formation du copeau dentelé par cisaillement adiabatique [116].
- Figure I.35 :** Phases de formation du copeau par fissuration [23].

Chapitre II

- Figure II.1 :** Tours à commande numérique utilisés, (a) Ernault-Somoua HES400, (b) RAMO RTN30.
- Figure II.2 :** Photos des éprouvettes. (a) Essais d'usure, (b) Essais d'efforts de coupe et de la rugosité, (c) Paliers laissés pour la mesure de la rugosité.
- Figure II.3 :** Géométrie de la plaquette P25.

- Figure II.4 :** Géométrie de l'insert PCBN.
- Figure II.5 :** Microscope utilisé pour la mesure de l'usure en dépouille.
- Figure II.6 :** Microscope Interférométrique utilisé pour la mesure de l'usure en cratère et de la rugosité de la surface usinée.
- Figure II.7 :** Topographie de la surface en cratère, $V_c = 300$ m/min, $f = 0.1$ mm/tr, $a_p = 1$ mm, temps de coupe = 6.26 min. (a) par MEB, (b) un microscope à lumière blanche.
- Figure II.8 :** Topographies d'une surface usinée avec le tournage dur ($R_a = 0.21$ μ m) obtenue par le microscope interférométrique. ($V_c = 400$ m/min, $f = 0,05$ mm/tr, $a_p = 0,5$ mm, Temps = 30 sec).
- Figure II.9 :** Rugosimètre Pocket Surf III.
- Figure II.10 :** Table d'acquisition des efforts de coupe.
- Figure II.11 :** Dynamomètre à trois composantes, (a) Dynamomètre, (b) Capteur, (c) Disques Piézoélectriques.
- Figure II.12 :** Chaîne de mesure des efforts de coupe.
- Figure II.13 :** Microscope à balayage électronique et d'analyse X.

Chapitre III

- Figure III.1 :** Illustration du montage de mesure de la rigidité.
- Figure III.2 :** Usure en fonction du temps pour les différentes machines, (Régime 1 : $V = 100$ m/min, $f = 0,11$ mm/tr, $a_p = 1$ mm).
- Figure III.3 :** Usure en fonction du temps pour les différentes machines, (Régime 2 : $V = 200$ m/min, $f = 0,11$ mm/tr, $a_p = 1$ mm).
- Figure III.4 :** Usure en fonction du temps pour les différentes machines, (Régime 3 : $V = 100$ m/min, $f = 0,22$ mm/tr, $a_p = 1$ mm).
- Figure III.5 :** Usure en fonction du temps pour les différentes machines, (Régime 4 : $V = 200$ m/min, $f = 0,22$ mm/tr, $a_p = 1$ mm).
- Figure III.6 :** Usure en fonction du temps pour les différentes machines, (Régime 5 : $V = 100$ m/min, $f = 0,11$ mm/tr, $a_p = 2$ mm).
- Figure III.7 :** Usure en fonction du temps pour les différentes machines, (Régime 6 : $V = 200$ m/min, $f = 0,11$ mm/tr, $a_p = 2$ mm).

- Figure III.8 :** Usure en fonction du temps pour les différentes machines, (Régime 7 : $V = 100$ m/min, $f = 0,22$ mm/tr, $a_p = 2$ mm).
- Figure III.9 :** Usure en fonction du temps pour les différentes machines, (Régime 8 : $V = 200$ m/min, $f = 0,22$ mm/tr, $a_p = 2$ mm).
- Figure III.10 :** Efforts de coupe en fonction des éléments du régime de coupe pour les différentes machines-outils utilisées.
- Figure III.11 :** Rugosité de la surface usinée en fonction des éléments du régime de coupe pour les différentes machines-outils utilisées, (Régime 1 : $V = 100$ m/min, $f = 0,11$ mm/tr, $a_p = 1$ mm).
- Figure III.12 :** Rugosité de la surface usinée en fonction des éléments du régime de coupe pour les différentes machines-outils utilisées, (Régime 2 : $V = 200$ m/min, $f = 0,11$ mm/tr, $a_p = 1$ mm).
- Figure III.13 :** Rugosité de la surface usinée en fonction des éléments du régime de coupe pour les différentes machines-outils utilisées, (Régime 3 : $V = 100$ m/min, $f = 0,22$ mm/tr, $a_p = 1$ mm).
- Figure III.14 :** Rugosité de la surface usinée en fonction des éléments du régime de coupe pour les différentes machines-outils utilisées, (Régime 4 : $V = 200$ m/min, $f = 0,22$ mm/tr, $a_p = 1$ mm).
- Figure III.15 :** Rugosité de la surface usinée en fonction des éléments du régime de coupe pour les différentes machines-outils utilisées, (Régime 5 : $V = 100$ m/min, $f = 0,11$ mm/tr, $a_p = 2$ mm).
- Figure III.16 :** Rugosité de la surface usinée en fonction des éléments du régime de coupe pour les différentes machines-outils utilisées, (Régime 6 : $V = 200$ m/min, $f = 0,11$ mm/tr, $a_p = 2$ mm).
- Figure III.17 :** Rugosité de la surface usinée en fonction des éléments du régime de coupe pour les différentes machines-outils utilisées, (Régime 7 : $V = 100$ m/min, $f = 0,22$ mm/tr, $a_p = 2$ mm).
- Figure III.18 :** Rugosité de la surface usinée en fonction des éléments du régime de coupe pour les différentes machines-outils utilisées, (Régime 8 : $V = 200$ m/min, $f = 0,22$ mm/tr, $a_p = 2$ mm).
- Figure III.19 :** Photographie d'essais d'usure, (a) avec les conditions de coupe avec $V_c = 300$ m/min; (b) avec les conditions de coupe avec $V_c = 400$ m/min.
- Figure III.20 :** Evolution de l'usure en dépouille VB en fonction du temps d'usinage et des conditions de coupe ($V_c = 300$ m/min pour les deux machines utilisées).
- Figure III.21 :** Evolution de l'usure en dépouille VB en fonction du temps d'usinage et des conditions de coupe ($V_c = 400$ m/min pour les deux machines utilisées).

- Figure III.22 :** Evolution de l'usure en cratère KT en fonction du temps d'usinage et des conditions de coupe ($V_c = 300$ m/min pour les deux machines utilisées).
- Figure III.23 :** Evolution de l'usure en cratère KT en fonction du temps d'usinage et des conditions de coupe ($V_c = 400$ m/min pour les deux machines utilisées).
- Figure III.24 :** Evolution de l'usure en cratère obtenue avec un interféromètre à lumière blanche. $V_c = 400$ m/min; $f = 0.05$ mm/tr; $a_p = 0.5$ mm. pour différents temps de coupe. (a) Insert neuf; (b) 4.34 min; (c) 6.93 min; (d) 8.36 min.
- Figure III.25 :** Micrographie SEM de la rupture de l'outil (a) $V_c = 400$ m/min; $f=0.05$ mm/tr; $a_p = 0.5$ mm. Temps de coupe = 8.36 min. (b) $V_c = 400$ m/min; $f = 0.1$ mm/tr; $a_p = 1$ mm. Temps de coupe = 3.88 min.
- Figure III.26 :** Micrographie SEM du cratère. ($V_c = 300$ m/min, $f = 0.1$ mm/tr, $d = 1$ mm, temps de coupe = 6.26 min).
- Figure III.27 :** Photographie du copeau illustrant des micros soudures entre les fragments. ($V_c = 300$ m/min, $f = 0.1$ mm/tr, $a_p = 1$ mm, temps de coupe = 3.53 min).
- Figure III.28 :** Micrographie SEM du cratère illustrant clairement un micro copeau adhérent. ($V_c = 400$ m/min, $f = 0.1$ mm/tr, $a_p = 0.5$ mm, temps de coupe = 4.95 min).
- Figure III.29 :** Comparaison des résultats de l'effort de coupe (F_z) pour différentes combinaisons des éléments du régime de coupe.
- Figure III.30 :** Comparaison des résultats de l'effort axial (F_x) pour différentes combinaisons des éléments du régime de coupe.
- Figure III.31 :** Comparaison des résultats de l'effort radial (F_y) pour différentes combinaisons des éléments du régime de coupe.
- Figure III.32 :** Topographies des surfaces usinées pour la même valeur de la rugosité R_a obtenue (a) avec le tournage dur ($R_a = 0.21$ μ m). (b) avec le procédé de rectification ($R_a = 0.2$ μ m).
- Figure III.33 :** Evolution de la rugosité (R_a) de la surface usinée en fonction de l'usure de l'outil VB avec la vitesse de coupe $V_c = 300$ m/min.
- Figure III.34 :** Evolution de la rugosité (R_a) de la surface usinée en fonction de l'usure de l'outil VB avec la vitesse de coupe $V_c = 400$ m/min.
- Figure III.35 :** Résultats expérimentaux et résultats obtenus par le modèle de l'évolution de la rugosité (R_a) en fonction de l'usure de l'outil VB à $V_c = 300$ m/min.
- Figure III.36 :** Résultats expérimentaux et résultats obtenus par le modèle de l'évolution de la rugosité (R_a) en fonction de l'usure de l'outil VB à $V_c = 400$ m/min.

- Figure III.37 :** Copeau attaqué au Nital. (a) Présence de couche blanche sur le copeau, (b) présence de micro soudures entre les fragments de copeau ; (c) Micrographie SEM indiquant l'épaisseur de la couche blanche; ($V_c = 400$ m/min, $f = 0.1$ mm/tr, $a_p = 0.5$ mm, temps de coupe $t_m = 4.95$ min).
- Figure III.38 :** Modèle utilisé dans la simulation numérique de la coupe orthogonale.
- Figure III.39 :** Maillage utilisé pour toutes les simulations numériques de la coupe orthogonale.
- Figure III.40 :** Zones nécessitant la définition d'un critère de rupture.
- Figure III.41 :** Valeurs de température ($^{\circ}\text{C}$) pour les différentes vitesses de coupe. (Coefficient de frottement moyen $\mu = 0.2$, temps = $1.4 \cdot 10^{-3}$ s, $a_p = 0.2$ mm)
- Figure III.42 :** Isovaleurs de contrainte de Von Mises (MPa) pour les différentes vitesses de coupe. (Coefficient de frottement moyen $\mu = 0.2$, temps = $1.4 \cdot 10^{-3}$ s, $a_p = 0.2$ mm).
- Figure III.43 :** (a) Point chaud à l'interface outil-copeau, (b) Sources de températures, (c) Répartition des sources de chaleurs. (a) Coefficient de frottement moyen $\mu = 0.3$, temps = $0.4 \cdot 10^{-3}$ s, $V_c = 3$ m s^{-1} , $a_p = 0.2$ mm (b) et (c) Coefficient de frottement moyen $\mu = 0.2$, temps = $1.4 \cdot 10^{-3}$ s, $V_c = 3$ m s^{-1} , $a_p = 0.2$ mm.
- Figure III.44 :** Initiation de la fissure au niveau de la pointe de l'outil de coupe. ($V_c = 5$ m. s^{-1} , Coefficient de frottement moyen $\mu = 0.2$, temps = $0.8 \cdot 10^{-3}$ s, $a_p = 0.2$ mm)
- Figure III.45 :** Différentes étapes de formation d'un copeau segmenté. ($V_c = 5$ m. s^{-1} , Coefficient de frottement moyen $\mu = 0.2$, $a_p = 0.2$ mm).

NOMENCLATURE

| | |
|---------------------------------------|---|
| J | Rigidité [daN/mm] |
| J_m | Rigidité de la machine-outil [daN/mm] |
| J_{ch} | Rigidité du chariot [daN/mm] |
| J_p | Rigidité de la poupée fixe [daN/mm] |
| J_{cp} | Rigidité de la contre-poupée [daN/mm] |
| R_A et R_B | Réaction de la poupée fixe et de la contre-poupée [daN] |
| y | Refoulement des éléments du système, produit par la force F _y [mm] |
| y_m | Refoulement total des ensembles de la machine, quelle que soit la position de l'outil le long de l'axe de la pièce [mm] |
| x | Distance entre le bec de l'outil et la poupée fixe [mm] |
| l | Longueur de la pièce [mm] |
| F_z | Effort tangentiel où effort principal de coupe [daN] |
| F_x | Composante axiale de l'effort de coupe où effort d'avance [daN] |
| F_y | Composante normale de l'effort de coupe [daN] |
| V | Vitesse de coupe [m/min] |
| f | Avance [mm/tr] |
| d | Profondeur de passe [mm] |
| T | Durée de vie (Tenue) de l'outil [min] |
| τ | Temps d'usinage [min] |
| VB_{max} | Usure en dépouille maximale dans la zone B [mm] |
| [VB_{max}] | Usure en dépouille admissible [mm] |
| KT | Usure en cratère [mm] |
| [KT] | Usure en cratère admissible [mm] |
| R_a | Rugosité (Ecart moyen arithmétique) de la surface usinée [μm] |
| MODOP | Machine-Outil – Dispositif – Outil – Pièce |
| γ | Angle d'attaque [°] |
| λ | Angle d'obliquité de l'arête tranchante principale [°] |
| α | Angle de dépouille principale [°] |
| ℜ_r | Angle de direction principale [°] |

| | |
|--|---|
| \mathfrak{R}_{r1} | Angle de direction auxiliaire [°] |
| TD | Tournage dur |
| TTh | Traitements thermique |
| HRC | Dureté Rockwell |
| B | Facteur d'écrouissage de la loi de comportement de Johnson et Cook |
| C | Facteur de vitesse de déformation dans la loi de comportement de J&C |
| Cp | Chaleur spécifique équivalente |
| D | Variable d'endommagement |
| D1, ..., D5 | Paramètres de la loi d'endommagement de Johnson et Cook |
| E | Module de Young |
| m | Exposant d'adoucissement thermique dans la loi de comportement de J&C |
| n | Exposant d'écrouissage dans la loi de comportement de J&C |
| T | Température (°C) |
| T_{amb} | Température ambiante (°C) |
| T_{fus} | Température ambiante (°C) |
| $\Delta\varepsilon$ | Incrément de déformation plastique équivalente cumulée |
| $\bar{\sigma}$ | Tenseur des contraintes |
| σ_m / σ_{eq} | Taux de triaxialité |
| σ_{eq} | Contrainte équivalente de von Mises |
| σ_m | Contrainte moyenne |
| ε | Déformation plastique équivalente |
| $\dot{\varepsilon}_0$ | Vitesse de déformation de référence |
| μ | Coefficient de Poisson |
| ρ | Masse volumique |

Introduction

Les travaux d'usinage représentent dans la fabrication mécanique un volume de dépenses impressionnant, de telle sorte que les progrès, même de petite taille sur le procédés de travail ont des répercussions considérables en valeur absolue sur l'ensemble de la production. Dans ce sens, les exigences de l'industrie contemporaine et le développement fulgurant des sciences modernes imposent des restrictions sur la plupart des éléments de machines. Les contraintes financières résultantes peuvent être satisfaites par un meilleur rendement de l'outil de production; quant à celles concernant la conception, la résistance et le bon fonctionnement du produit, celles-ci nécessitent l'élaboration de pièces de plus en plus précises, donc l'utilisation d'outil de plus en plus performant. Cependant, l'une des difficultés rencontrées et qui limite la performance de l'outil en accélérant son usure, c'est bien la machine-outil. En effet, cette dernière de par ses aptitudes plus ou moins grandes à l'exécution d'une opération de coupe conditionne considérablement le rendement de l'outil.

Suite aux contraintes de fabrication notamment suite aux directives européennes en matière d'environnement, les entreprises qui génèrent les boues de rectification ont réfléchi sur la façon de fabriquer leurs pièces. Effectivement, il est préférable de produire des déchets recyclables tels que les copeaux plutôt que des boues de rectification chargés d'hydrocarbures. Au début des années 90 deux techniques ont émergé en matière d'usinage. L'usinage à grande vitesse et l'usinage de matériaux durs. Ces techniques allaient prendre énormément d'importance et il était nécessaire de mieux les connaître du point de vue scientifique pour mieux les utiliser du point de vue industriel. L'un des facteurs de réussite de ces procédés de fabrication c'est bien la machine-outil, à aucun moment la machine ne doit être considérée comme un accessoire de second ordre, mais comme un élément indispensable à la bonne exécution de ces opérations. Cela au même titre que l'outil de coupe, l'association de ces deux paramètres "outil et machine" devra en fait, être complétée par la notion d'usinabilité.

L'étude présentée ci-après a pour but d'une part, de définir l'influence de la machine-outil, caractérisée par sa rigidité statique sur les paramètres technologiques en particulier lors de l'usinage des matériaux durs et d'autre part d'apporter une contribution à la connaissance de phénomènes physiques mis en jeu lors de la coupe d'aciers traités dans le but d'apporter des réflexions et des développements nouveaux à cette technique.

Nous avons consacré le premier chapitre à l'étude et l'analyse bibliographique. Dans un premier temps, nous avons décrit d'une manière attrayante, la notion et les méthodes de calcul

de la rigidité qui représente le principal indice utilisé pour l'évaluation comparative des qualités des machines-outils. Dans un deuxième temps, les notions marquantes dans le domaine du tournage dur et les principaux mécanismes associés sont présentées. Dans le même chapitre nous avons présenté une étude relative aux paramètres technologiques choisis, et l'observation des couches blanches lors de l'usinage de l'acier de nuance AISI 4140 (42CrMo4) traité (50 HRC). Ensuite nous avons présenté les outils nécessaires à la simulation numérique par éléments finis de la coupe Orthogonale. Celles-ci donnent accès à des variables internes (champs de déformations, de contraintes, de températures...). Enfin nous avons analysé et positionné rigoureusement le problème.

Dans un second chapitre, nous avons présenté les équipements utilisés, la méthodologie de recherche adaptée pour notre étude, et les conditions de coupe et de traitement thermiques.

Le troisième chapitre est consacré à la réalisation, traitements et discussions des résultats. En effet, la première série a été consacrée à la détermination du critère caractérisant la machine-outil, qui est en l'occurrence la rigidité. Alors que la deuxième série d'expériences a été réalisée pour l'étude de l'influence de la machine outil sur les paramètres technologiques, et l'étude des phénomènes physiques mis en jeu lors de l'usinage de l'acier AISI 4140 traité à 50HRC. Les résultats expérimentaux obtenus ont été traités, analysés et interprétés physiquement. Pour une exploitation industrielle de ces résultats, des modèles mathématiques qui tiennent compte non seulement des éléments du régime de coupe mais aussi de la qualité de la machine-outil sont proposés. Ensuite nous avons discutés les résultats de l'observation des couches blanches. La modélisation numérique de la coupe orthogonale à travers la méthode de calcul ABAQUS-Explicit fait finalement l'objet de la dernière partie de ce chapitre. Elle nous sert essentiellement à déterminer le profil de la température à l'interface outil-copeau et à identifier la phénoménologie de la formation du copeau.

Enfin, quelques conclusions et recommandations ont été données pour servir de base à d'autres éventuelles études dans ce domaine, suivi par une liste des références bibliographiques et des annexes.

Chapitre I

Etude et Analyse bibliographique

I.1- Rigidité de la machine-outil

I.1.1- Introduction

Lors du façonnage des pièces mécaniques, la machine-outil, le montage d'usinage, la pièce elle-même, l'outil et le porte-outil (mandrins, pinces, barres d'alésage, etc.) forment un système élastique que nous désignerons sommairement par le terme de système élastique « Machine - Pièce - Outil ». Ce système est sollicité en usinage par l'effort de coupe qui produit des déformations élastiques, ainsi que par les déplacements des éléments du système résultant des jeux dans les articulations. La grandeur des déformations élastiques et des refoulements est définie, d'une part, par l'effort de coupe et, de l'autre, par la rigidité du système élastique, c'est-à-dire par son aptitude à résister à l'effort appliqué. La variabilité de l'effort de coupe produit des déformations et des refoulements irréguliers des éléments du système élastique; il en résulte des défauts de forme de la surface usinée et, donc, la dispersion des cotes à observer. Par conséquent la précision d'usinage est définie par la rigidité du système élastique « Machine – Pièce – Outil ».

En tournage dur des machines extrêmement rigides puissantes et précises sont recommandées car les outils utilisés pour ces opérations sont très dur, donc très fragiles et sujet à l'écaillage. Toute faiblesse dans le système machine-outil, telle qu'un manque de rigidité entraîne inévitablement une dégradation rapide de l'outil. Bien que ceci été constaté lorsqu'une opération de tournage dur n'est pas satisfaisante, on attribue la mauvaise performance à l'outil plutôt qu'au manque de rigidité de la machine. Binns [1] et gettelman [2], étaient parmi les premiers à reconnaître ce fait qu'and ils montrèrent que les apparentes limitations des inserts céramiques lors du tournage ébauche d'aciers durs étaient dues aux manque de rigidité des machines-outils plutôt qu'à l'outil coupant lui-même. Ils démontrèrent ceci au moment où les outils de coupe en céramique venaient d'apparaître sur le marché, et que la plupart des utilisateurs considéraient les outils céramique disponibles, inadéquats et peu fiables. En conséquence, ils construisirent des tours très rigides, précis et puissants pour le tournage des rouleaux de laminoir avec des taux d'enlèvement sans précédant. Utilisant cette machine leurs clients étaient capables d'éliminer la rectification des cylindres après le tournage ébauche. L'ébauche et la finition des cylindres de dureté 55 à 65 HRC étaient effectuées à présents sur une seule machine. Cette première expérience à montré comment la rigidité de la machine-outil pouvait être responsable du succès de l'opération. De nombreuses études ont été alors menées pour identifier l'influence de la machine-outil dans le phénomène

de coupe et ne saissent de conduire au développement de nouvelles machines plus rigides et plus performantes [3].

I.1.2 - Calcul de la rigidité et des refoulements des éléments de la machine-outil

Pendant le processus de coupe la pièce agit sur l'outil avec une certaine force "F" dont la décomposition peut servir de base à la définition des efforts de coupe (Figure I.2 (a)) [4]. La composante dans le sens de la vitesse de coupe, appelée effort tangentiel où effort principale de coupe "Fz", cette dernière est la plus grande en valeur absolue. La composante de répulsion F_R à son tour se décompose en :

- une composante dans le sens de l'avance appelée effort d'avance où effort axial en tournage "Fx" (Figure I.2 (b)), joue un rôle fondamental dans le processus de coupe.

$$F_x = F_R \sin \vartheta_r \quad (I.1)$$

La composante dans le sens perpendiculaire aux deux autres, appelée effort de refoulement où effort radial "Fy" (Figure I.2 (b)), disparaît dans le cas de la coupe orthogonale.

$$F_y = F_R \cos \vartheta_r \quad (I.2)$$

La section de copeau, en appelant "d" la profondeur de passe et "f" l'avance par tour, vaut : $S = f \cdot ap$ (I.3)

Si on appelle "K" la pression spécifique de coupe, "K_T" la pression spécifique tangentielle de coupe, "K_R" la pression spécifique de coupe de répulsion, "K_y" la pression spécifique radiale de coupe et "K_x" la pression axiale de coupe, on a pour expression les forces de coupe :

$$F = S \cdot K, \quad F_z = S \cdot K_T, \quad F_R = S \cdot K_R, \quad F_y = S \cdot K_y, \quad F_x = S \cdot K_x \quad (I.4)$$

Avec : $K_y = K_R \cos \vartheta_r$ et $K_x = K_R \sin \vartheta_r$

Les relations (I.1) à (I.4) sont valables dans toutes les conditions, cependant, les hypothèses choisies montrent qu'elles n'ont tout leur sens que pour $ap \gg r$. Autrement dit, l'essentiel de la coupe se fait par l'arête rectiligne de coupe, ce qui correspond à des conditions d'ébauche [5]. Pour des conditions de demi-finition, et de finition, on a généralement $ap < r$ et ϑ_r effectif ≈ 0 . C'est-à-dire que la résultante de coupe est pratiquement perpendiculaire à l'axe de la surface usinée. Les relations se simplifient est on a :

$$F_y = FR = S.KR = S.Ky, \quad F_x \approx 0, \quad F_z = S.KT \quad (\text{I.5})$$

Les variations de l'effort de coupe les plus importantes sont celles de sa composante normale à la surface usinée. Ainsi sous le terme de rigidité d'un système élastique, on comprend la relation entre cette composante de l'effort de coupe normale à la surface usinée et le refoulement des éléments du système, produit par cette force [4, 6]. Elle peut être calculée d'après la formule suivante :

$$J = \frac{F_y}{y}, \text{ daN/mm} \quad (\text{I.6})$$

La rigidité d'un tour, lors de l'usinage d'un arbre entre pointes, s'obtient sur la base des considérations suivantes :

L'action de la composante F_y de l'effort de coupe, appliqué à un point quelconque de la portée (Figure I.1), déplace la poupée de A en A' à la grandeur de refoulement Y_p , la contre-poupée, de B en B'' à la grandeur Y_{cp} , le chariot de C en C' à la grandeur Y_{ch} et l'axe de rotation de l'ébauche de AB en $A'B''$. Dans la section x , l'axe se déplace à la grandeur Y_x , alors :

$$Y_x = Y_p + K, \quad Y_p = \frac{R_A}{J_p}, \quad Y_{cp} = \frac{R_B}{J_{cp}}, \quad Y_{ch} = \frac{F_y}{J_{ch}}, \quad Y_m = Y_{ch} + Y_x.$$

$$R_A = F_y \cdot \frac{(l-x)}{l}, \quad R_B = F_y \cdot \frac{x}{l}.$$

Où R_A et R_B sont les réactions de la poupée et de la contre-poupée, suite à l'application de la composante F_y de l'effort de coupe.

La valeur de K est déterminée à partir du triangle $A'B'B''$ (Figure I.1) :

$$K = \left(Y_{cp} - Y_p \right) \frac{x}{l} \quad (\text{I.7})$$

Après des substitutions et des transformations correspondantes on obtient l'expression suivante de la rigidité de la machine J_m :

$$J_m = \frac{F_y}{Y_m} = \frac{1}{\frac{1}{J_{ch}} + \frac{1}{J_p} \left(\frac{l-x}{l} \right)^2 + \frac{1}{J_{cp}} \left(\frac{x}{l} \right)^2} \quad (\text{I.8})$$

Lorsque l'outil se trouve notamment au point $x = \frac{1}{2}L$, la formule (I.7) donne :

$$J_m = \frac{1}{\frac{1}{J_{ch}} + \frac{1}{4} \left(\frac{1}{J_p} + \frac{1}{J_{cp}} \right)} \quad (\text{I.9})$$

La valeur des déplacements élastiques du système "y_{sys}", est définie par les déplacements des organes de la machine, de l'outil, et de la pièce à usiner.

$$y_{\text{sys}} = y_m + y_{\text{out}} + y_p \quad (\text{I.10})$$

En passant des refoulements aux rigidités, on aura :

$$\frac{1}{J_{\text{syst}}} = \frac{1}{J_m} + \frac{1}{J_{\text{out}}} + \frac{1}{J_p} \quad (\text{I.11})$$

En tournage extérieur la flèche de l'outil provoque le déplacement du nez de l'outil dans le sens de la tangente à la surface usinée, son action sur l'erreur d'usinage est peu importante par rapport à celle due aux refoulements de la machine et à la flèche de l'ébauche. C'est pourquoi dans ces conditions, on peut négliger la déformation de l'outil et se borner à établir les paramètres correspondants du système machine-pièce.

$$\frac{1}{J_{\text{syst}}} = \frac{1}{J_m} + \frac{1}{J_p} \quad (\text{I.12})$$

Si on utilise une ébauche dont la rigidité sera considérablement supérieure par rapport la rigidité de la machine-outil, la déformation de l'ébauche peut être négligée aussi, et alors :

$$\frac{1}{J_{\text{syst}}} = \frac{1}{J_m} \quad (\text{I.13})$$

Les éléments de la machine ne font pas que se déformer, ils changent également leurs positions relatives suite à l'existence des jeux et l'élasticité des joints, ainsi la rigidité des ensembles ne sera pas calculée mais établie expérimentalement. Il existe quelques méthodes de détermination de la rigidité, parmi les quelles souvent utilisées sont :

- **Méthode statique** : Pour déterminer la rigidité d'un ensemble par la méthode statique, on lui applique des charges dont la valeur varie depuis Zéro jusqu'à une grandeur maximale fonction des dimensions de la machine, le refoulement est mesuré pour chaque charge dans le sens de la normale à la surface usinée. Ensuite, on procède de la même façon pendant le déchargement. Les opérations successives de charge et de décharge permettent de dresser le diagramme des relations $y = f(Fy)$ [4].

- **Méthode dynamique** : La méthode dynamique (excitation artificielles et les déformations dynamiques) donne de bons résultats mais demande les capteurs et les appareils d'enregistrement des vibrations des organes de la machine.

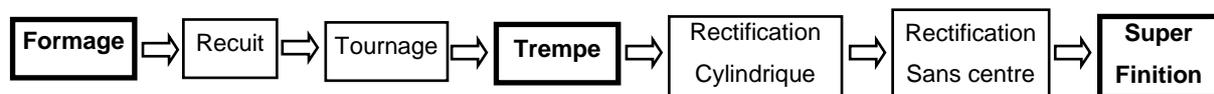
- **Méthode de fabrication** : Consiste à pratiquer l'usinage d'une pièce étagée avec différentes surépaisseur. Ensuite la détermination de la rigidité de la machine-outil se fait par la mesure des différences des diamètres des étages avant et après leur usinage.

Enfin, la rigidité est une caractéristique propre des systèmes, son augmentation détermine une plus grande opposition du système à un déplacement de ses éléments, l'analyse de celle-ci donne donc une vue synoptique de la qualité de la machine-outil utilisée.

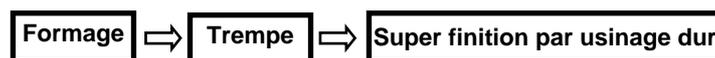
I.2- Tournage dur

I.2.1 Introduction

En production mécanique les procédés de fabrication par abrasion, tout particulièrement la rectification, sont coûteux. Quand la difficulté est essentiellement centrée sur la dureté du matériau usiné, l'opération de finition en tournage pour les aciers traités (d'une dureté supérieure à 45 HRC) se présente alors comme une alternative à la rectification conventionnelle voir même à la super finition. Le principal avantage démontré et / ou attendu du tournage dur réside dans le fait qu'il est possible de réaliser sur la même machine et donc avec une seule prise de pièce des usinages dont la qualité de l'état de surface sera comparable à celui obtenu par la rectification tout en améliorant la tolérance dimensionnelle et en éliminant les imprécisions engendrées par le montage et le démontage des pièces. Il est possible de réaliser des gains de productivité importants par rapport aux méthodes conventionnelles de production (figure I.3). D'autre part, du point de vue énergétique, le tournage dur présente un meilleur rendement puisqu'il engendre jusqu'à 5 fois moins d'énergie qu'en rectification [7, 8, 9, 10, 11].



(a) Méthode courante d'usinage



(b) Méthode avancée d'usinage.

Figure I.3 : Représentation simplifiée du cycle de production des bagues de roulement des roues dentées et des cames. Obtenues respectivement par la méthode courante (a) et avancée (b) [11].

De plus en tournage dur, la chaleur est évacuée par le copeau, l'outil et la pièce ne chauffent pratiquement pas. Le tournage des métaux durs est un procédé récent dans son utilisation et intéresse de nombreux industriels par les gains de productivité qu'il peut permettre de réaliser. La complexité des phénomènes tels que les mécanismes d'usure ou la formation de couche blanche, rendent très difficile la modélisation du tournage dur. Le choix

des matériaux d'outils et des conditions de coupe s'effectuent principalement grâce à l'expérimentation. Le but recherché est d'obtenir un bon compromis entre la qualité de l'état de surface usinée et la durée de vie des outils.

I.2.2 Intérêt de la technique

Le tournage dur peut soit remplacer ou être complémentaire à la rectification, soit venir s'ajouter en amont de celle-ci afin d'optimiser la productivité [3]. Les premières appréciations sur le tournage dur montrent que la rugosité peut descendre jusqu'à des Ra de 0.15 μm , approchant les valeurs obtenues en rectification (inférieur à 0.15 μm). Les tolérances dimensionnelles peuvent atteindre des qualités 6 avec des tolérances géométriques très précises. Des défauts de circularité inférieure à 1 μm peuvent être observés. Les facteurs principaux pour l'obtention de ces caractéristiques sont la machine et l'outil [12]. Le tournage dur permet aussi :

- L'augmentation des taux d'enlèvement de matière.
- L'augmentation de la complexité des pièces (peu d'éléments pour l'assemblage).
- La fabrication au plus près des formes et des côtes (moins d'opérations et moins d'enlèvement de matière).
- De placer en amont la phase de traitement thermique et ainsi d'éliminer tous les aléas liés aux traitements thermiques.

I.2.3 Comparaison entre le tournage dur et la rectification

Le tournage dur est un procédé concurrentiel de la rectification cylindrique. Pour choisir entre la rectification et le tournage dur, chaque application doit être considérée en tenant compte de différents facteurs dont voici les principaux [3].

a- Aspect productivité :

- Le tournage dur autorise des taux d'enlèvement de matière nettement supérieurs à ceux de la rectification. Par ailleurs les formes complexes sont réalisables par contournage; les réglages sont alors rapides.
- L'opération de polissage est facilitée sur une pièce tournée, et est ramenée à 25 % du temps nécessaire après rectification.
- La possibilité de tourner des pièces de très grandes dimensions.

- Le travail aux chocs est possible, en utilisant la nuance d'outil adaptée.
- Pour un volume de matière déterminé, le tournage dur consomme cinq fois moins d'énergie que la rectification.
- Les plaquettes CBN normalement usées peuvent être réaffûtées sur la face de coupe.

b- Aspect qualité :

➤ Le tournage dur permet de réaliser des opérations multiples sans reprise sur la machine, on obtient ainsi un gain de précision dimensionnelle et souvent un meilleur respect des concentricités. Le tournage dur permet d'obtenir des états de surfaces de valeur sensiblement voisins de ceux obtenus en rectification, la qualité 6 et 7 est envisageable.

Quelques inconvénients sont à noter :

- Les stries en hélice, caractéristiques de la topographie des surfaces tournées, ne sont pas toujours favorables dans le cas de pièces ayant une fonction d'étanchéité.
- Les efforts de coupe sont plus faibles qu'en rectification.
- Enfin l'état micro géométrique des surfaces obtenues en tournage dur est très différent de celui obtenu par rectification; il en résulte un choix à faire pour des pièces très techniques sachant que le tournage engendre des contraintes superficielles de compression alors que la rectification engendre le plus souvent de contraintes d'extension.

c- Aspect investissement :

Un tour ayant les spécifications "Tournage dur" coûte nettement moins cher qu'une rectifieuse conventionnelle. Par ailleurs la spécification du métier de rectifieur est plus exigeante que celle du métier tourneur. En fin il ne faut pas oublier un commentaire quant aux types de production. Dans le cas du travail unitaire, la flexibilité apportée par la technique du tournage dur permet un gain de temps immédiat par rapport à la rectification. Toute fois le parc machine est en plein développement. L'organisation des flux de production est susceptible de se développer aussi, la moyenne série et surtout la grande série sont les cas d'application typiques du tournage dur. Pour ne citer que deux exemples : L'industrie automobile applique le tournage dur pour les éléments de boîte de vitesse, les roulementiers l'appliquent lors de la fabrication des roulements. Les études permettant de comparer les techniques du tournage dur et de la lubrification sont rares. Du point de vue comparatif, pouvant être cités les travaux de Sophie Maire [13] qui effectue un bilan chiffré et très

détaillé de la fabrication de différents pièces en moyennes série par ces différents procédés dans le cadre de PME-PMI. Les résultats font apparaître que le retour sur investissement dans le cas du tournage dur c-BN se fait en moins de deux ans avec une taille de lot de 200 pièces. Le tournage dur à l'outil céramique affiche un retour sur investissement de l'ordre de trois ans. En conclusion l'auteur souligne fortement que la technique du tournage dur est un investissement très rentable pour une entreprise type PME-PMI.

d- Aspect environnement :

Actuellement les industriels qui produisent des boues de rectification ont compris que fabriquer écologique devenait une nécessité, voir une action civique vis-à-vis des générations futures. Cette volonté écologique est venue en Europe et principalement en Allemagne où la poussée écologique est puissante et bien représentée. Avec les nouvelles normes environnementales, les industries sont contraintes de traiter ou recycler leurs déchets, sous peine de fortes amendes [3]. Malgré les résultats encourageants concernant la traitement des déchets, d'autres pistes sont à envisager tels que l'utilisation des procédés ne générant pas de boues. Le tournage dur génère des copeaux facilement recyclables. L'usinage pouvant s'effectuer à sec peut ainsi contribuer à des économies de lubrifiant. Aujourd'hui l'utilisation des liquides d'arrosage et des huiles représente 16 % des coûts de fabrication tant en produits utilisés qu'en recyclage.

En conclusion, il faut plutôt voir ces deux procédés comme complémentaires. Aux expositions mondiales de la machine-outil, les constructeurs présentent des tours conçus sur la base de rectifieuses ou les outils de tournage et les meules de rectification cohabitent dans le même magasin à outil.

I.2.4 Matériaux rencontrés en tournage dur :

La répartition sommairement établie d'après Gorham Advanced Metal Institute (2002); fait apparaître trois classes de matériaux usinés [3] :

- Environ 66 % concernant les aciers traités, sachant que presque la moitié est consacrée à l'acier à roulement (100 Cr 6).
- 26 % concernant les fontes de dureté relevant du tournage dur.
- 08 % concernant les superalliages, en particulier les matériaux réfractaires.

Les matériaux les plus typés sont les suivants :

a- Les alliages ferreux : Les aciers d'outillage à froid (X200Cr12, X160CrMoV12, X100CrMoV5,...); leur dureté est comprise entre 48 et 60 HRC.

➤ Les aciers d'outillage à chaud (X40CrMoV5, 40NiCrMo16, X38CrMoV5, 35CrNiMo4,...); leur dureté est généralement plus faible que dans le cas précédent.

➤ Les aciers à moule (C48, 40CrMnMo8, 40NiCrMo16,...); leur dureté oscille autour de 50HRC.

➤ Les aciers à roulement (100Cr6 ou AISI52100); ce matériaux est usiné à des valeurs de dureté de 60 HRC est constitue un domaine où les outils Pc-BN sont employés avec succès [14].

➤ Les aciers rapides (Hs6-5-2, Hs6-5-2-5, Hs2-9-1-8); cette famille d'acier comprend en majorité; les matériaux utilisés pour la fabrication des lames de découpe et des poinçons. La représentation de cette catégorie de matériaux regroupe les aciers rapides, les aciers de travail à chaud et les aciers de travail à froid.

b- Les fontes :

➤ Les fontes grises, d'usage très courant. Les fontes grises ont une plage de dureté typiquement comprise entre 180 et 320 HB. Dans ce cas, les Pc-BN autorisent des vitesses de coupe relevant de l'UGV.

➤ Les fontes blanches, ou trempées sont beaucoup plus dures, plus fragiles et plus résistants à l'usure que les fontes grises à cause de la présence de carbure de fer (cémentite) ou lieu de graphite. Leur dureté s'étale de 45 à 65 HRC et sont largement utilisées pour la fabrication des cylindres de laminoir.

c- Les alliages réfractaires :

Les alliages réfractaires à base nickel (Inconel 718) ou Cobalt (Stellite), sont utilisés dans l'industrie aéronautique et sont plus difficiles à usiner que la plupart des aciers parce qu'ils sont réfractaires. Ils maintiennent donc une grande partie de leur résistance pendant l'usinage mais s'écrouissent également. Les alliages à base nickel et cobalt sont

habituellement usinés avec des outils en carbure avec des vitesses de coupe inférieures à 30 m/min. Des études sur le Pc-BN lors de l'usinage de l'inconel 718 à des vitesses de coupe de 60 à 180 m/min, ont montré que l'usure minimale se trouvait à 90 m/min. Ils ont montré également que l'utilisation de lubrifiant étant sans effet sur l'usure [15].

1.2.5 Matériaux à outil pour l'usinage des matériaux durs

1.2.5.1 Introduction

En tournage dur, les hautes caractéristiques mécaniques du matériau travaillé (dureté > 45 HRC) imposent d'énormes contraintes à l'outil. La coupe du matériau provoque de grandes déformations plastiques du matériau situé devant la face de coupe et des conditions sévères de frottement aux interfaces entre l'outil et le copeau. La majeure partie de l'énergie de déformation et de friction est convertie en chaleur. Si, du fait de cette production de chaleur, un matériau de coupe perd sa principale propriété qui est sa dureté, l'usinage devient impossible. La dureté à chaud d'un matériau de coupe détermine la vitesse maximale à laquelle il peut être utilisé. La friction entre la face de coupe et le copeau provoque l'usure de l'outil. L'accroissement de l'usure provoque des températures plus élevées et des efforts de coupe plus importants. Les réactions chimiques sur la face de contact sont des phénomènes d'usure qui se produisent aux hautes températures. Une bonne résistance à l'oxydation vis-à-vis de l'oxygène et une faible réaction aux matériaux de compositions différentes sont d'autres conditions indispensables. Ce qui signifie que le matériau usinant doit avoir une très grande résistance à l'usure, une excellente stabilité chimique et également une stabilité aux chocs thermiques. C'est l'avènement des outils comme les carbures micro-grains revêtus, les céramiques, le CBN qui a rendu possible l'exploitation industrielle de cette technologie.

1.2.5.2 Les carbures métalliques

Les outils carbures à base de carbure de tungstène WC sont aujourd'hui les plus utilisés pour la fabrication des outils. On trouve deux catégories de carbure :

➤ Les carbures simples composés de carbure de tungstène WC et de liant cobalt "Co" dont la proportion varie de 2 à 15 %.

➤ Les carbures mixtes qui possèdent en plus du WC, du carbure de titane (Tic), de tantale (Tac), de vanadium (Vc) ou de niobium (Nbc). La symbolisation des carbures a fait l'objet de la recommandation NF E66-304 (ISO513) [16].

Les nuances de carbure sont divisées en trois grandes catégories :

- **P** : Pour les matières à copeaux longs (aciers).
- **M** : Pour les matières difficiles (aciers inoxydables, réfractaires, fontes alliées).
- **K** : pour les matières à copeaux courts (fontes, laiton, aluminium, bois, plastiques).

La composition chimique du carbure et la taille des grains font varier de manière importante les propriétés mécaniques et physiques des outils carbure.

Tableau I.1 : Propriétés des carbures utilisés pour la fabrication des outils de coupe [17].

| Désignation Et/ ou Comp. chimique | Taille des grains (μm) | Module de Young (GPa) | Coef. de Poisson | Dureté | Masse Vol. (Kg.m^{-3}) | Conduct. Thermique ($\text{W.m}^{-1}\text{.}^{\circ}\text{K}^{-1}$) | Chaleur spécific ($\text{J.kg}^{-1}\text{.}^{\circ}\text{K}^{-1}$) | Dilatation thermique ($10^{-6}\text{.}^{\circ}\text{K}^{-1}$) | Ref |
|---|--|--------------------------------|------------------------|-------------------------------|---|---|--|---|----------|
| K10 | - | 515 | - | 89 HRA | 11800 | 79,5 | 398 | 5,5 | Kita_97 |
| K10 98% WC, 2% Co | 0.5-1 | 630 | - | 92HRA | - | 79 | - | 4,6 | Tons_98 |
| K10 94% WC, 6% Co | 1-2 | 630 | - | 1700HV- 20°C | 14800 | 100 | - | 5-6 | Chou_98 |
| GD10, Durit 94% WC, 6% Co | 2 | - | - | - | 15000 | 105,6 | 220 | - | Mira_02 |
| 94% Wc, 6% Co | - | 620 | 0,22 | 13 GPa (Knoop hardness) | 14700 | 100 | - | 5 | Clark_01 |
| H13A, Sandvik 94% WC, 6% Co | - | 640 | 0,26 | - | 6 | - | - | 5,4 | MacG_01 |
| H13A 92% WC, 8% Co | - | 620 | - | - | 14700 | 100 | - | - | Wang_00 |
| 85% WC, 15% Co | - | 530 | 0,23 | - | 14000 | 100 | 220 | 5,8 | Bruc_99 |
| 90.1% WC, 9.5% Co, 0.4% VC | 0,8 | - | - | 1550 HV (25°C) | - | 85 | - | 5,5 | Jawa_01 |
| 86% WC, 11.5% Co, 2.5% Ta(Nb)C | 1-6 | - | - | 1460 HV (25°C) | 14200 | 67,4 | - | - | Jawa_00 |
| 84% WC, 9% Co, 5% TiC, 2% TaC | - | 530 | 0,24 | 1370 - 1470 HV | 13300 | 110 | 39,8 J /mol K | - | Liu_01 |
| P10 55,5% WC, 9,5% Co, 19,7% TiC | 2-3 | 560-600 | 0,22 | 1500- 1900 HV | 12000 - 15000 | 50 | - | 5,7 | Cast_99 |
| P10 | - | - | - | - | - | 35 | 265 | - | Grze_99 |
| P20 | - | 529 | - | - | 12700 | 33,5 | 234 | 6 | Lin_97 |

❖ Les carbures revêtus

Afin d'améliorer la performance des outils, l'emploi de revêtements est devenu très fréquent. Les matériaux déposés en revêtement sont très nombreux. Les plus courants sont : Le titane (Ti), le Nitrure de titane (TiN) et l'Oxyde d'Aluminium (Al_2O_3) que l'on retrouve en monocouches ou combinés (Ti / TiN, TiC, Al_2O_3 / TiN). Les revêtements sont constitués soit d'une couche unique soit d'une super position de plusieurs couches n'excède généralement pas 5 μm (Figure I.4).

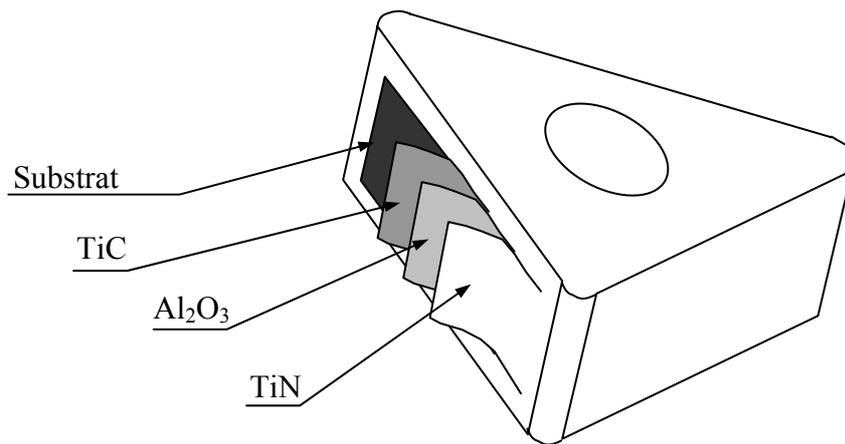


Figure I.4 : Plaquette carbure revêtue, multicouche d'après [18].

Le revêtement étant la partie de l'outil réellement en contact avec la matière usinée, il sera donc conçu de manière à lui donner des propriétés bien spécifiques destinées à réaliser certaines performances. Il réduit la friction au contact outil-copeau, ce qui diminue les efforts de coupe. Il autorise des vitesses de coupe élevées avec des sections de copeau importantes, permettant un gain de production de l'ordre de 20 à 30 %. La durée de vie est de 2 à 5 fois supérieure à celle d'un carbure non revêtu. L'usinage est possible jusqu'à 1300°C [19]. Les principaux procédés de revêtement utilisés sont soit de type CVD (dépôt chimique en phase vapeur) ou de type PVD (dépôt physique en phase vapeur), le procédé de déposition consiste à créer un lieu étroit entre le substrat et le revêtement. Ceux-ci seront également sélectionnés pour leurs propriétés à haute température (dureté, ténacité, conductivité thermique). Par exemple l'emploi de l'Alumine Al_2O_3 dans les revêtements multicouche aura une fonction d'isolant thermique afin de conserver les propriétés mécaniques du substrat.

1.2.5.3 Les céramiques

Le terme céramique est très ambigu, il couvre aussi bien des produits d'usage, par exemple la brique, que des produits de haute technologie, en l'occurrence les matériaux de coupe. Le premier brevet et publication sur les matériaux de coupe céramiques à base d'oxyde d'aluminium (Al_2O_3) datent en Allemagne du début du siècle précédent. Mais ce n'est qu'après la seconde guerre mondiale que furent intensifiés la recherche et le développement. Des résultats permettant l'exploitation de céramique ont été mis au point en particulier au USA, en EX URSS et en Allemagne. L'application pratique de la céramique de coupe fût présentée pour la première fois lors des expositions de la machine outil de Chicago, en 1956 et Hanovre en 1957 [20]. Les avantages des céramiques sont leur faible masse volumique et leur température d'utilisation nettement plus élevée que celle des alliages courants. Cependant; leur ténacité, c'est-à-dire leur aptitude à résister aux microfissures, et d'environ dix fois plus faible que celle de la fonte. La ténacité de l'alumine est voisine de 3,5 unités, ce qui signifie qu'une charge à la rupture de 350 MPa est associée à une microfissure de 100 μm , alors que pour la même charge, elle serait de 10 mm pour la fonte.

Plusieurs céramiques ont été développées et ne cessent encore de s'améliorer pour concurrencer les outils c-BN sur certaines applications, en raison de leur prix (figure I.5). Et, de concurrencer également les carbures de tungstène en raison de leurs moins bonnes qualités et performances (Vitesse de coupe). On peut classer les céramiques en deux grandes familles :

- Les céramiques à base d'Alumine (Al_2O_3).
- les céramiques à base de nitrure de silicium (Si_3N_4).

Les céramiques à base d'alumine se divisent en trois groupes :

- ❖ Les céramiques dites pures de couleur blanche composées d'oxyde d'Aluminium et d'autres oxydes métalliques.
- ❖ Les céramiques mixtes (Al_2O_3 et TiC) de couleur gris noir, composées d'Oxyde d'aluminium et de carbures métalliques.
- ❖ Les céramiques renforcées; composées d'Oxyde d'aluminium et renforcées de fibres d'un diamètre de 1 micron et d'une largeur d'environ de 20 microns (Whishers).

Les céramiques à base de nitrure de silicium sont des matériaux totalement différents. Les plus connus sont les Sialons (Si_3N_4) de couleur noire composées de nitrure de silicium et d'oxydes métalliques. Sa conductivité thermique (20-25 W/mK) lui confère une bonne

résistance aux chocs et sa dureté à chaud (~ 900 HV à 1000°C) est supérieure aux carbures et autres céramiques à base d'oxyde. Sa résistance à l'usure et sa stabilité chimique sont légèrement moindre que celles à base d'oxyde. Elles sont utilisées pour l'usinage des super alliages à base nickel et des fontes malléables. L'inconvénient majeur des outils nitrure de silicium, est leur faible résistance à l'usure lors du travail des aciers à dureté modérée [3].

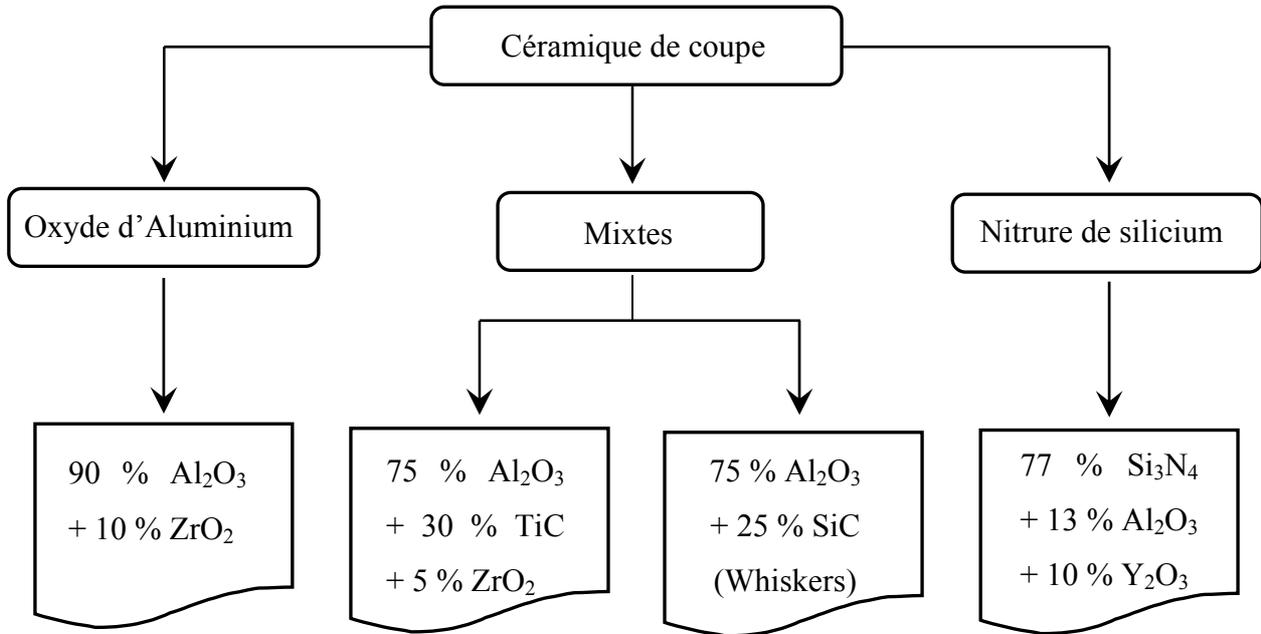


Figure I.5 : Familles des céramiques de coupe (% à titre indicatif).

❖ Propriétés des céramiques de coupe :

D'une façon générale :

- Ils présentent une grande dureté, d'où un très bon comportement en frottement et une grande résistance à l'usure.
- Ils conservent leur dureté à chaud dans des températures très élevées, il n'y a pas de soudure entre les copeaux et la face de coupe.
- Ils ont une très bonne stabilité chimique.
- Ils présentent une fragilité relative ne les prédisposant pas à être exposés aux chocs dans des conditions d'utilisation sévères.

D'autre par :

- La résistance aux chocs et la ténacité des céramiques à base de nitrure de silicium et supérieure aux céramiques à base d'oxyde d'aluminium et aux carbures.
- Comparativement à la céramique pure, la céramique mixte a une moins bonne résistance à haute température parce qu'ils contiennent des carbures de titane qui peuvent s'oxyder dans des températures au-delà de 800 °C.
- La structure plus fine des céramiques mixte offre une meilleure résistance aux chocs mécaniques et thermiques.

Les plaquettes en céramique sont principalement destinées à l'usinage de la fonte grise, des alliages réfractaires, de l'acier trempé. De la fonte nodulaire et de l'acier. Elles ne conviennent ni à l'usinage des alliages légers, ni à l'usinage des alliages de titane pour des raisons d'affinité chimique. D'autres matériaux comme le magnésium ne peuvent être usinés pour des raisons d'inflammabilité aux températures d'utilisation des céramiques.

Il faut admettre que les performances des outils en céramique sont dues aussi au développement de certaines caractéristiques des machines-outils comme la vitesse de coupe élevée, la rigidité, la puissance et la stabilité vibratoire.

1.2.5.4 Les nitrures de bore cubique (CBN)

Après le diamant, le CBN est le matériau le plus dur connu de l'homme. Il a été synthétisé pour la première fois en 1957 a la Général Electric compagny aux Etats Unis [21]. Toute fois, le diamant offre l'inconvénient de s'oxyder sous les températures élevées habituellement générées lors de l'usinage des matériaux ferreux, voisines de 700°C pour les aciers durs. C'est pourquoi son emploi est limité à l'usinage des matériaux non ferreux. Par contre, la coupe des aciers traités s'avère possible avec le CBN car il présente des caractéristiques intéressantes (une bonne dureté élevée, une bonne ténacité) [22]. Suivant les conditions, le nitrure de bore cubique se présente sous deux formes structurales : hexagonale et cubique. Sous forme hexagonale, ses propriétés sont proches de celle du graphite, alors que sous forme cubique, il devient un des matériaux synthétiques les plus durs (juste après le diamant). Le nitrure de bore cubique est une liaison chimique de bore (B) avec de l'azote (N), d'une structure spécifique. Le CBN n'existe pas dans la nature est doit être fabriqué à partir du nitrure hexagonal.

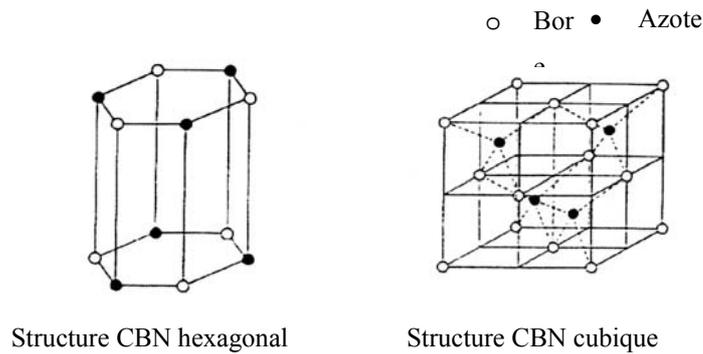


Figure I.6 : Formes de la liaison chimique du CBN [22].

Le passage de la structure hexagonale à la structure cubique se fait à des températures supérieures à 1500°C et des pressions comprises entre 50 et 100 Kbar permettant d'obtenir des liaisons solides entre les cristaux de bore cubiques et le liant céramique ou métallique. Ces cristaux disposés de manière cubique peuvent être modifiés en changeant les dimensions des cristaux ainsi que le type et la qualité de liant. On peut donc obtenir des différentes nuances appropriées pour différentes opérations d'usinage [23].

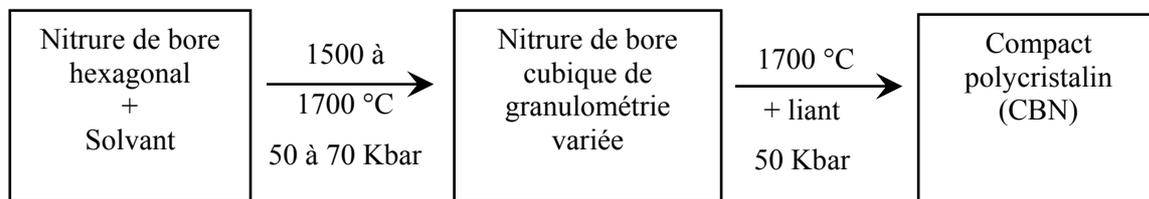


Figure I.7 : Procédé d'obtention du CBN.

Les propriétés de nitrure de bore cubique sont très intéressantes. Il est 50 fois plus résistant à l'abrasion que le carbure de tungstène, et 5 fois plus que l'oxyde d'alumine et le nitrure de silicium. Il conserve sa résistance et n'a pas tendance à réagir avec le fer ou l'air aux hautes températures de coupe qui sont caractéristiques de l'usinage des aciers durs. C'est un matériau réfractaire remarquable. Il est d'ailleurs utilisé en électronique comme puits de chaleur pour évacuer l'énergie thermique dégagée par effet joule dans les composants électroniques. Sa °C température d'utilisation en atmosphère oxydante atteint 1400°C. en

atmosphère inerte ou réductrice, il résiste à des températures de 2000, et dans l'hydrogène sec, il peut supporter près de 3000°C.

Pour couvrir tous les cas d'usinage, il existe plusieurs nuances de c-BN, chacune ayant son application spécifique. Les performances dépendent de la teneur en c-BN, de la grosseur des grains, du type de liant utilisé et de la microstructure. Ils sont classés généralement en deux groupes selon leur microstructure :

- Les outils Pc-BN dits « purs », dont la teneur en nitrure de bore cubique dépasse 90 % : ils sont caractérisés par une deuxième phase liante de nature métallique (2 % AlB_2/AlN). Cette nuance possède une grande résistance mécanique et aux chocs. Elle est recommandée pour l'usinage des alliages de rechargement, des fontes perlitiques, des superalliages et des pièces en métaux frittés. Du fait de sa grande résistance, on utilise cette nuance pour les travaux d'ébauche et de coupe interrompue d'alliages durs.

- Les outils Pc-BN dits « mixtes » métal/céramique : la teneur en nitrure de bore cubique reste inférieure à 70 %, et la seconde phase est complexe pour associer les propriétés de composés métalliques et celles de composés céramiques ; cette seconde phase peut comprendre des composés à base d'aluminium (nitrure AlN , borure AlB_2), de titane (nitrure TiN , carbure TiC , carbonitrure Ti(CN)) et éventuellement d'autres éléments composés. Une nuance à liant céramique possède une plus grande résistance à l'usure thermo-chimique, ce qui est préférable pour les coupes continues et à vitesses élevées des aciers traités [24].

Le nitrure de bore cubique peut être employé soit comme une plaquette massive soit comme un revêtement partiel sur une face de la plaquette en carbure de tungstène. Il est aussi utilisé en forme de petites arêtes de coupe brasées sur un coin de la plaquette (figure I.8).



(a) insert unique brasé



(b) insert full face



(c) insert économique fritté

Figure I.8: Etat de livraison des plaquettes c-BN [24].**❖ Domaines d'emploi du Nitrure de bore cubique**

Le nitrure de bore cubique est un matériau coûteux et son emploi est souvent limité aux opérations impliquant des matériaux pratiquement inusinables par d'autres matériaux de coupe. Il est utilisé comme matériau à outil depuis les années 70, surtout pour le tournage des matériaux très durs (dureté supérieure à 45 HRC) tels que l'acier trempé, l'acier forgé, la fonte, ou les alliages réfractaires [3, 25].

L'aptitude du CBN à usiner les aciers traités et la qualité des surfaces obtenues permettent d'envisager dans certains cas le remplacement de la technique d'usinage par rectification, par celle du tournage dur (disque de freins, pignons de boîte de vitesses, etc.). La finition de ces outils (finition d'arête) a une influence notable sur la tenue en service. L'assise de l'outil doit être excellente, la machine très rigide, et l'arête de coupe doit être chargée progressivement. L'usinage au CBN permet de travailler sans liquide de coupe, la chaleur engendrée à l'interface pièce outil passant dans le copeau.

I.3 Etude des paramètres technologiques :

La recherche d'une productivité toujours meilleure de la coupe des métaux est donc une préoccupation majeure. Cette amélioration permanente repose plus ou moins directement sur l'étude approfondie des mécanismes physiques et des lois régissant ce procédé. Celle-ci reste donc un objectif essentiel, son intérêt ne peut être éclipsé par le développement de nouveaux moyens d'usinage ou de nouvelles techniques de commande et de programmation, même si ces derniers points participent aussi au développement de la fabrication à grande vitesse. La mise en œuvre rationnelle de ces techniques passe en effet par une connaissance approfondie du processus de coupe et une maîtrise des paramètres technologiques qui le contrôlent.

I.3.1 Usure des outils de coupe :

L'usure des outils est un processus de destruction des couches superficielles, qui conduit à la modification progressive de la forme et de l'état des surfaces d'un outil. Cette modification provoque des changements de propriétés de l'outil ce qui diminue sa capacité d'usinage. L'usure peut avoir des origines mécaniques (abrasion, attrition) ou bien peut être chimiquement activée (usure par diffusion) et chaque mécanisme d'endommagement agit sur l'outil à des niveaux différents selon les conditions spécifiques de l'usinage. La prédominance d'un des mécanismes où l'effet combiné de plusieurs d'entre eux dépend à la fois du type d'opération d'usinage, des conditions de coupe et des propriétés physico-chimiques des matériaux mis en jeu. Les phénomènes tribologiques aux interfaces contrôlent alors la nature et la sévérité des usures. Par exemple quand la température à l'interface outil-copeau atteint des valeurs suffisamment élevées, l'adhésion et l'abrasion font généralement place aux phénomènes de diffusion (figure I.9).

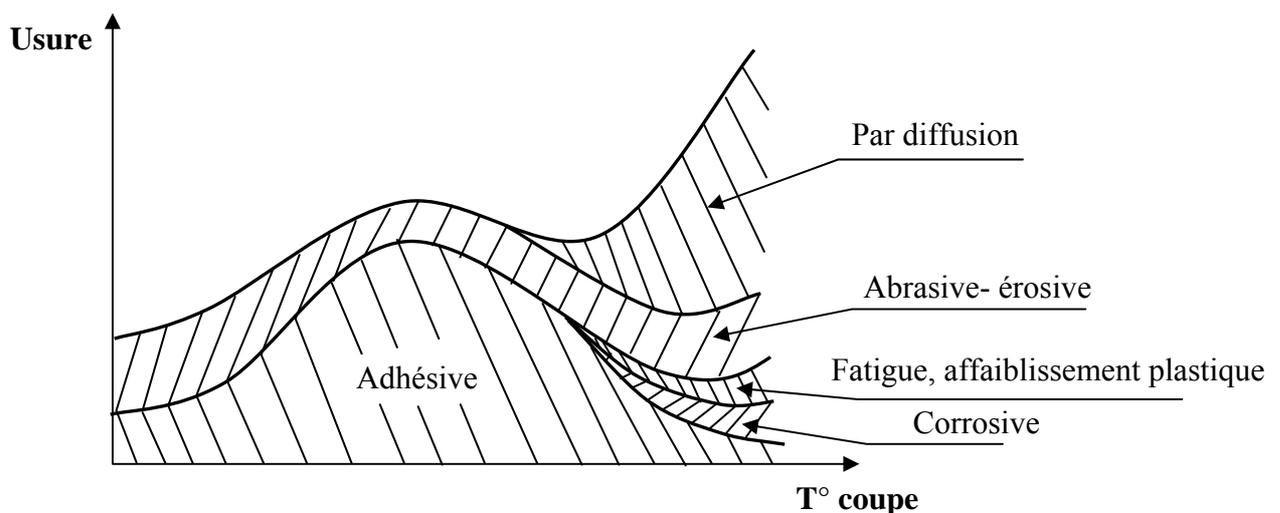


Figure I.9 : Formes d'usure [26].

L'usure des outils de coupe influe d'une manière plus a moins directe sur de nombreux aspects du processus d'usinage tels que :

- ❖ La rugosité des surfaces obtenues.
- ❖ Précision dimensionnelle des pièces usinées.
- ❖ L'augmentation de la température dans la zone de coupe.
- ❖ Les efforts de nécessaire à la coupe.
- ❖ Durée de vie de l'outil.

- ❖ Prix de revient de produit.
- ❖ Productivité du travail.

I.3.1.1- Différents modes d'usure :

L'usure des outils de coupe est un processus très complexe, durant lequel sur les surfaces de contact de la partie active de l'outil avec le copeau et la pièce à usiner apparaissent des phénomènes physico-chimiques très variés. Si l'on compare le mécanisme d'usure de l'outil et le mécanisme d'usure des éléments des machines (pièces mécaniques) en service, on remarque une très grande différence. Les conditions régnant dans l'interface outil-copeau et celles régnant entre deux surfaces de pièces en service sont complètement différentes. Par rapport à la surface de la pièce en service, la face de coupe de l'outil non seulement subit l'influence d'une température et d'une pression beaucoup plus élevées, mais aussi le contact se produit en quasi-absence de graissage. De plus, la surface des copeaux dans l'interface outil-copeau est en constant renouvellement, c'est-à-dire que la surface du copeau est beaucoup plus active chimiquement et mécaniquement (les sommets de rugosité sont d'habitude beaucoup plus vifs). Tous ces facteurs font que les conditions de frottements dans ces deux cas sont quasiment incomparables. Les facteurs provoquant l'usure de l'outil peuvent être de nature : mécanique, thermique, chimique ou abrasive (figure I.10).

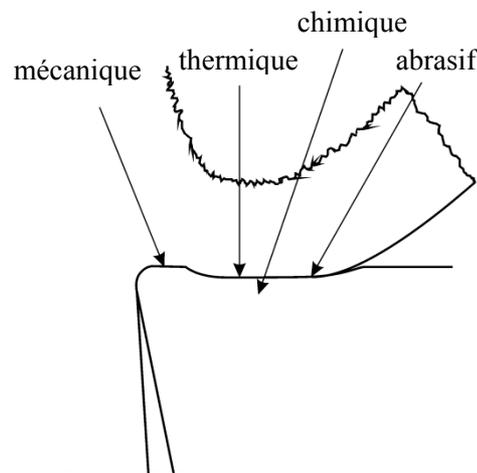


Figure I.10 : Emplacement des différents facteurs provoquant l'usure de l'outil.

Les facteurs cités avant impliquent plusieurs mécanismes d'usure dans l'interface outil-copeau : par abrasion, diffusion, adhésion et par déformation plastique [27, 28, 29, 30, 31].

1- Usure par abrasion :

Elle est essentiellement due aux frottements outil-pièce et copeau-outil. Elle résulte du striage, c'est-à-dire du cisaillement de volumes microscopiques du métal de l'outil par des composantes structurales dures. La capacité de l'outil à résister à l'usure par abrasion est liée dans une large mesure à sa dureté. Pendant le processus d'usure par abrasion, les particules du liant (cobalt) sont évacuées en premier lieu, ce qui laisse les particules dures du matériau à l'outil à découvert et facilite, à leur tour, leur évacuation, sans toutefois les user ni les détruire. Le détachement d'une particule facilite le détachement des particules voisines et ainsi de suite. Un matériau de coupe contenant une forte quantité de particules très dures résiste parfaitement à ces types d'usure à condition qu'elles soient fines et réparties d'une façon très serrée. L'usure par abrasion se caractérise par la formation de bande striée dans la direction de contact avec la surface usinée de la pièce ou dans la direction du copeau qui glisse le long de la face de coupe. L'usure apparaît donc à la fois sur la face de coupe (figure I.11,(a)) et sur la face de dépouille des outils (figure I.11, (b)) [8].

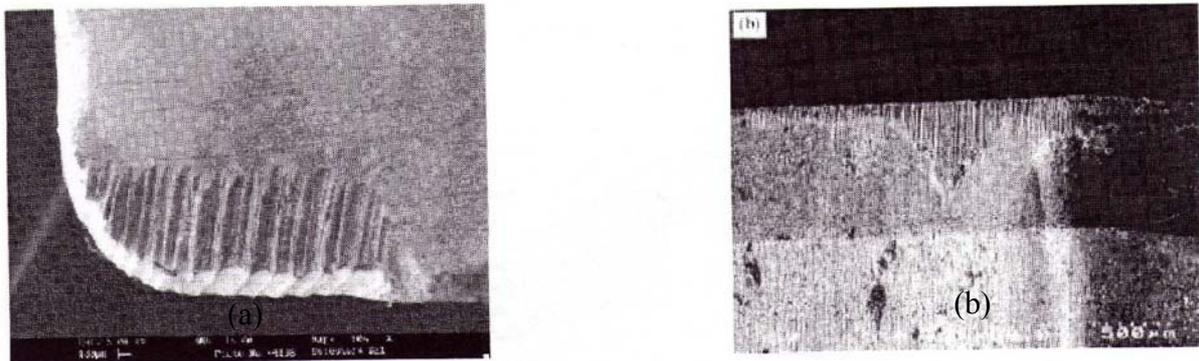
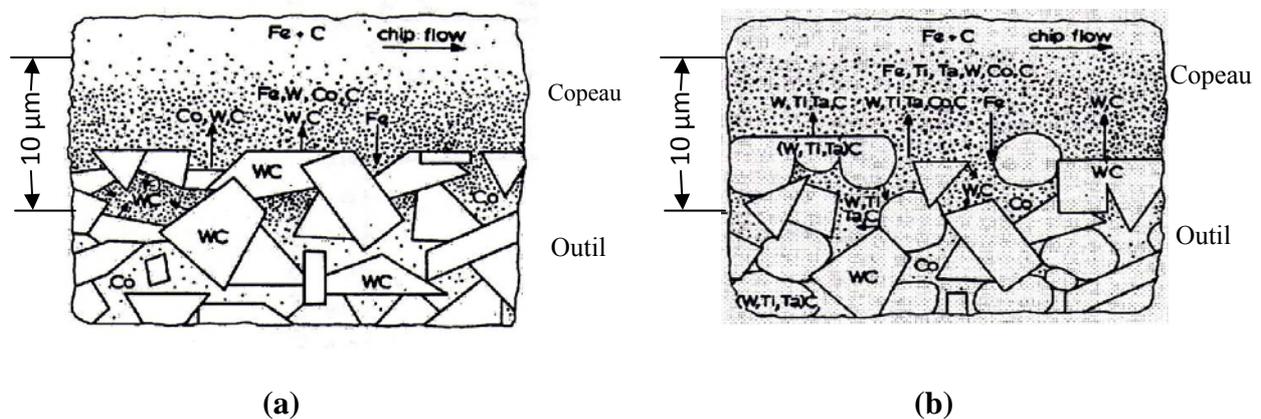


Figure I.11: Usure par abrasion (a) sur la face de coupe après usinage d'alliage de titane, (b) sur la face de dépouille après usinage de Duralcan.

2- Usure par diffusion :

D'une manière générale, la diffusion signifie la migration des atomes, des ions ou des molécules dans un milieu solide, liquide ou gazeux [32]. L'existence d'un gradient de concentration de ces milieux donne naissance à un flux de matière. Ainsi, le mouvement des particules se fait des régions les plus concentrées vers les régions les moins concentrées. La diffusion contrôle beaucoup de phénomènes tels que la solidification, la transformation de phase, la précipitation, la recristallisation, la déformation plastique, l'oxydation des métaux, ... etc. En usinage, le processus de diffusion est très actif proximité de la zone de contact outil-

copeau. Ceci est dû aux gradients de températures et aux gradients de concentrations particulièrement importants au niveau de cette zone. Les températures sont élevées à cause des frottements intenses à l'interface, et le gradient de concentration est dû à la quasi absence des éléments de l'outil dans le copeau, et vice-versa. Dans le cas des aciers, l'usure par diffusion a été expérimentalement mise en évidence par l'existence de gradients de concentration des éléments de l'outil dans le copeau et par l'observation de la formation rapide d'un cratère sur la face de coupe de l'outil [17]. A la suite d'une étude sur l'usure des outils carbures, Naerheim et Trent [33] expliquent que la formation du cratère à l'interface est le résultat d'une diffusion atomique au niveau de la face de coupe lors de l'usinage des aciers à grandes vitesses. Ainsi il a été montré que la situation à l'interface outil-copeau pendant l'usinage est complètement différente de celle d'un couple outil-pièce maintenu collé sous pression et sous haute température. Dans ce dernier cas on parle de "diffusion statique". La diffusion en usinage est considérablement accélérée par rapport à la diffusion statique ; selon Weill (1966) [34], elle est 1000 fois plus rapide à cause du renouvellement continu de la matière à la surface de l'outil à chaque passage du copeau. Les figures I.12 (a) et (b) illustrent schématiquement d'après Naerheim et Trent (1977) [33] la diffusion des principaux éléments de l'outil et du copeau dans le cas de deux outils carbures : un carbure simple WC-Co et un carbure mixte WC (Ti, Ta, W)-Co.



Figures I.12 : Schématisation du phénomène de diffusion lors du passage du copeau à la surface de l'outil selon Naerheim et Trent (1977) :

(a)- cas de l'outil carbure WC-Co, (b)- cas de l'outil carbure WC-(Ti, Ta, W) C-Co.

Il existe une relation directe entre la forme du cratère et la distribution de la température à l'interface outil-copeau. L'observation d'un cratère formé par diffusion montre

que celui-ci n'apparaît qu'à une certaine distance de la pointe de l'outil, là où la température atteint ses plus hautes valeurs. Selon Molinari et Nouari [32], la profondeur maximale du cratère est localisée là où le maximum de la température est atteint. Il arrive qu'une couche adhésive se forme sur la face de coupe, le copeau et l'outil ne sont alors plus directement en contact. Dans ce cas, les mécanismes de diffusion passent d'un processus dynamique à un processus statique. C'est le cas par exemple des aciers inoxydables traités au calcium usiné à l'aide d'outil WC-Co-TiC. La présence d'inclusions conduit à la formation d'une couche stable d'une épaisseur variant de 2 à 40 μm de couleur dorée essentiellement composée de $\text{CaO-Al}_2\text{O}_3\text{-SiO}_2$ et de quelques éléments de l'outil provenant du mécanisme de diffusion quasi-statique [35]. La formation de couche de transfert peut être recherchée dans certains cas puisqu'elle peut constituer une barrière de diffusion et ainsi limiter la formation du cratère [17].

3- Usure par déformation plastique :

L'usure par déformation plastique est due à l'affaissement de l'arête de coupe sous l'effet combiné des grandes pressions et des grandes températures générées pendant l'usinage. Les conditions d'usinage sévères (grandes vitesses de coupe et grandes avances), ainsi que la dureté élevée de certains pièces sont donc favorables à l'apparition de tels phénomènes. Les dimensions et la géométrie des outils (acuité de l'arête) sont les principaux paramètres pour prévenir l'usure par déformation plastique [17].

4- Usure par adhésion :

L'usure par adhérence se manifeste surtout aux faibles vitesses de coupe sur la face de coupe de l'outil. Elle peut intervenir aussi bien avec des matériaux à copeau long ou court : acier, aluminium et fonte. Les surfaces de l'outil et du copeau ont une microgéométrie qui comporte des aspérités. À cause des efforts de coupe imposés, il se forme des jonctions métalliques (microsoudures). Lorsque les jonctions formées se rompent, les fragments de matière provenant du copeau restent accrochés sur la face de coupe de l'outil. Dans certaines conditions notamment à faible vitesse de coupe ; les éléments du copeau qui ont tendance à coller s'accumulent de manière importante pour former un dépôt microscopique que l'on appelle arête rapportée (figure I.13). L'usure par adhésion dépend de la pression appliquée au contact copeau-outil et par conséquent, des caractéristiques de dureté et d'écrouissabilité du matériau usiné, de l'épaisseur du copeau de l'avance f , de la rigidité de la liaison outil-pièce

et, enfin, de la vitesse de coupe. L'utilisation de vitesses de coupe suffisamment élevées permet souvent de limiter l'apparition de l'arête rapportée [8, 17].

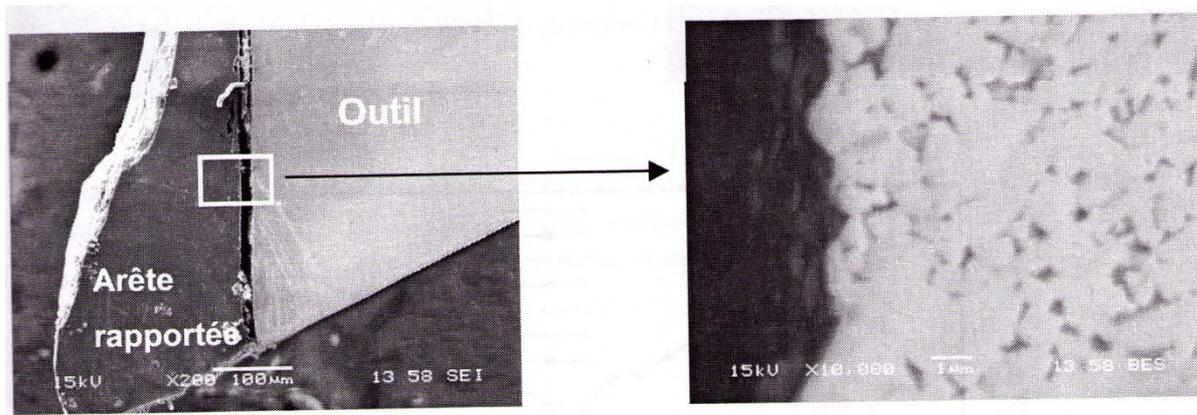


Figure I.13 : Image MEB d'une section d'un outil après 7 min d'usinage, $V_c = 60\text{ m/min}$, $\alpha = 15^\circ$, $f = 0,1\text{ mm/tr}$, $w = 4\text{ mm}$. (a)- Arête rapportée, (b)- Détail des aspérités [17].

I.3.1.2- Principaux types d'usure des outils :

En fonction des conditions d'usinage (la nature de l'outil, du matériau usiné, du type d'usinage et des conditions de coupe) nous pouvons avoir les types d'usures suivantes [3, 22] :

- **Usure en dépouille :** Ou usure frontale due aux frottements de la surface de coupe de la pièce sur la surface en dépouille de l'outil. Elle se manifeste par l'apparition d'une bande striée et brillante parallèle à l'arête tranchante de l'outil (figure I.14 (a)).
- **Usure suivant la surface d'attaque :** elle se caractérise par une cuvette dite "cratère " formée sur la surface d'attaque de l'outil suite au frottement du copeau sur celle-ci (figure I.14 (b)). Cette forme d'usure est due à l'existence des températures élevées au contact du copeau et de l'outil provoquant une diffusion importante. Cette usure peut jouer un rôle important quand à l'enroulement et la fragmentation du copeau [34].
- **Fissuration de l'arête :** On observe l'apparition de fissures sur l'arête coupante dans le cas des usinages avec des chocs mécaniques ou thermiques, ou avec des vibrations périodiques des efforts provoqués par une coupe discontinue. Elle est propre aux outils en carbure métalliques (figure I.14 (c)).
- **Rupture (cassure) de la pointe :** c'est la destruction totale du bec de l'outil (Observée dans le cas des outils en acier rapide), (figure I.14 (d)).

- **Déformation plastique** : la pointe de l'outil peut subir une déformation permanente sous l'effet des températures élevées et des hautes pressions dans la zone de coupe. Cette déformation de la pointe de l'outil influe sur sa géométrie et par conséquent sur la précision et l'état de surface usinée, (figure I.14 (e)).

- **Entaille** : Dans certaines conditions de coupe, il se produit des arrachements, l'arête tranchante à la hauteur du diamètre périphérique s'use et il y a un effondrement à cet endroit. L'entaille est due à des passages successifs de l'outil sur une couche écrouie par le passage précédent, donc plus dure, (figure I.14 (f)).

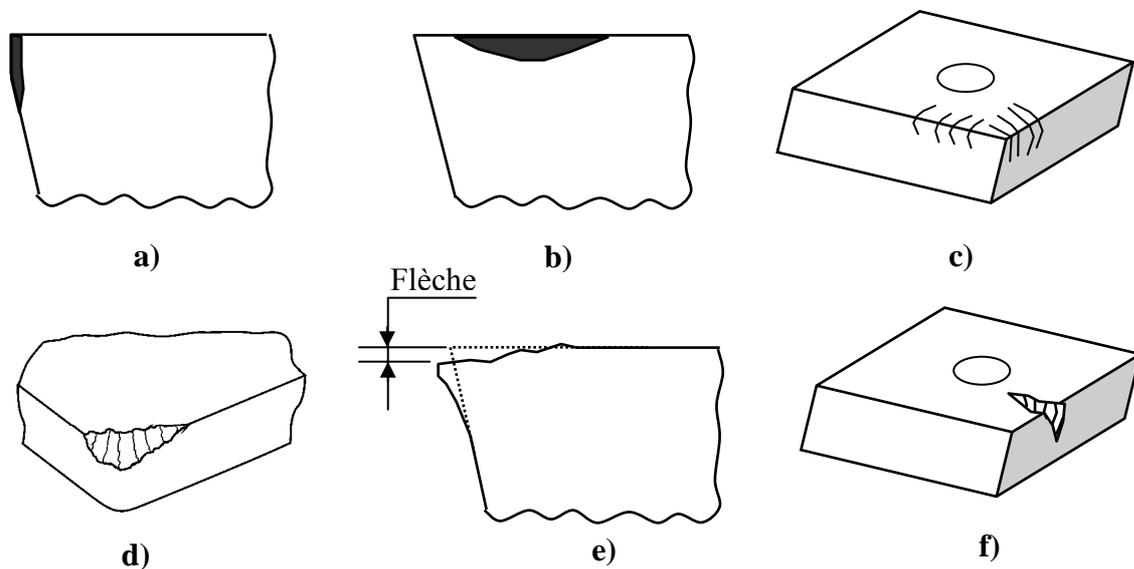


Figure I.14 : Formes d'usure sur les outils de coupe.

I.3.1.3- Critères d'usure des outils de coupe :

L'usure est souvent définie comme la quantité de matière perdue par l'outil. Les différents critères actuellement utilisés sont rangés en deux catégories, NFE 66 505 [36].

a- Les critères directs : ces critères sont basés sur l'évolution de l'usure tels que :

- **Critère d'usure sur la face de dépouille (VB)**; (figure I.15(a)); caractérise par une largeur moyenne de l'usure en dépouille VB. C'est le critère le plus important et le plus fréquemment utilisé quand l'usure sur la face de dépouille est homogène. Sa mesure s'effectue en zone B sur le plan d'arête de l'outil, à partir de l'arête initiale et perpendiculairement à l'arête principale. Pour les outils en acier rapide, en carbures et en

céramique la limite indicative de VB est égale à 0.3 mm. Du point de vue pratique, l'usure frontale est la plus importante à considérer puisqu'elle détermine l'état de surface de la pièce et la précision dimensionnelle [36].

- **Critère d'usure sur la face de coupe;** défini par une valeur limite de la profondeur du cratère KT sur la face d'attaque de l'outil, ou par une valeur limite du rapport KT/KM (figure I.15 (b)). La mesure du point le plus profond d'un cratère s'effectue à l'aide comparateur muni d'un palpeur conique fin ou par relevé profilométrique de type « état de surface ».

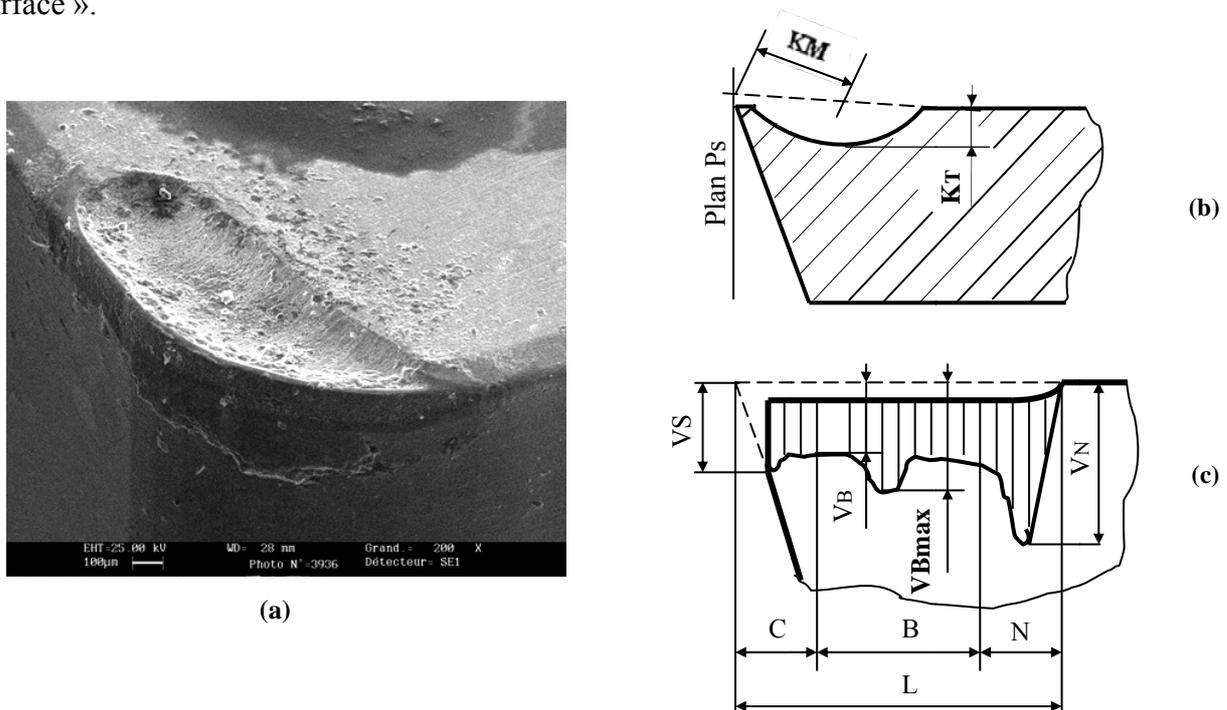


Figure I.15 : Manifestation de l'usure des outils de coupe, (a) Micrographie SEM ($V_c = 300$ m/min, $f = 0,1$ mm/tr, $w = 1$ mm, temps de coupe = 6.26 min). (b) Usure en cratère. (c) Usure en dépouille.

- **Critère de mort d'outil;** utilisé principalement pour les outils en acier rapide quand la limite de résistance de l'outil étant dépassée, l'effondrement total de l'arête de coupe se produit.

- **Critère d'usure volumétrique ou massique;** les travaux de recherche sur ce sujet ont montré que l'intensité de l'usure exprimée en mm^3 ou en milligrammes de la masse enlevée de l'outil par mètre de la course de coupe ou par centimètre carré de la surface usinée donne une caractéristique plus objective de l'allure quantitative de l'usure que de la dimension linéaire VB [34].

- **Critère basé sur la variation des côtes des surfaces usinées**, actuellement utilisé pour la détermination de l'usinabilité des aciers.

b Les critères indirects : ces critères sont basés sur la variation de certaines grandeurs physiques de la coupe en fonction de l'usure de l'outil, ce sont par exemple :

- **Critère d'effort;** l'outil est considéré comme émoussé lorsqu'on enregistre le début de l'augmentation des efforts de coupe (essentiellement des efforts d'avancement et de pénétration).

- **Critère de l'aptitude à la coupe;** ce critère est appliqué pour les outils prévus pour la finition. L'outil est considéré comme usé lorsque la surface cesse de satisfaire aux prescriptions imposées. Ce critère rend le réaffûtage impératif alors que l'usure est encore inférieure à celle définie par tous les autres critères.

En plus de ces critères, on peut trouver d'autres [34], tel que :

- ❖ **Critère du liséré brillant;** suivant ce critère, l'outil est considéré comme émoussé lorsque l'usinage de l'acier donne lieu à la formation d'un liséré brillant à la surface de cisaillement, celui de la fonte à la formation des tâches sombres.

- ❖ **Critère de l'usure optimale;** une usure optimale est celle qui assure une durée totale maximale de l'outil. La durée totale $\sum T$ est déterminée par le produit du nombre de réaffûtage admis pour l'outil. Ce critère est surtout appliqué dans le cas où l'outil est utilisé en opération d'ébauche ou de demi-finition.

1.3.1.4- Critères de durées d'outils recommandés par les normes ISO :

Les critères de durée de vie recommandés par les normes I.S.O pour les outils en carbure métallique et céramiques, sont basés sur l'évolution de l'usure frontale ou de la cratérisation :

- La destruction de l'arête pour les outils en acier rapide,
- Une largeur moyenne de la bande d'usure $VB = 0,3$ mm si elle est uniforme, sinon la largeur maximale de cette bande $VB_{max} = 0,5$ mm.
- Une profondeur KT du cratère égale à : $KT = 0,1 + 0,3 f$ (mm) où f est l'avance en mm/tr.

1.3.1.5- Relation usure-temps :

La relation entre la valeur de l'usure et le temps est représentée par la courbe illustrée sur la figure I.16 [37]; que l'on peut scinder en trois parties A, B et C.

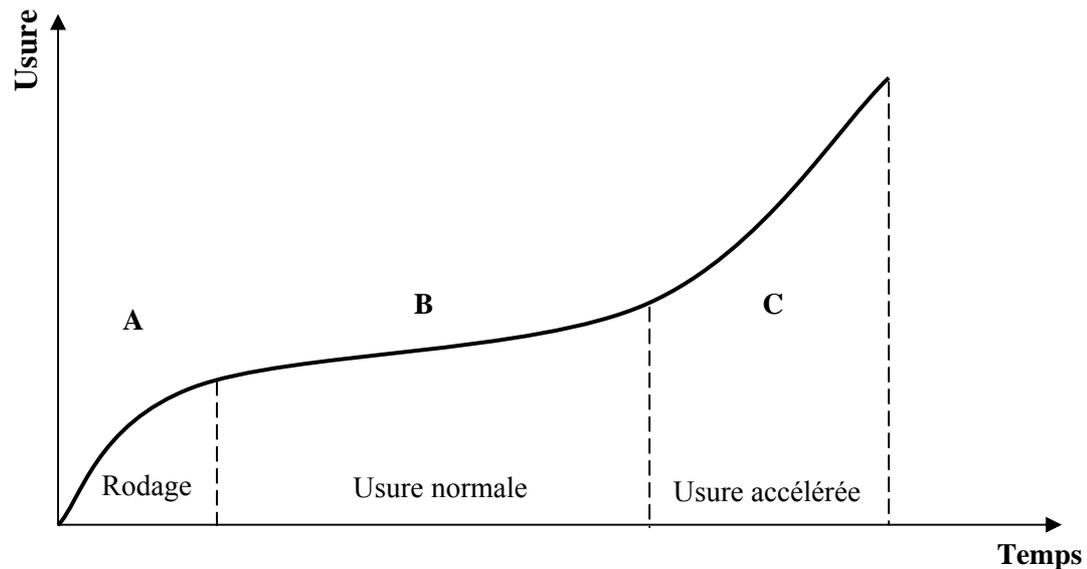


Figure I.16: Relation Usure-Temps.

❖ **La partie A :** représente la période d'usure initiale, on la désigne aussi; par la période de rodage. Cette usure est provoquée par l'élimination des aspérités laissées après le réaffûtage de l'outil.

❖ **La partie B :** représente la période d'usure normale. Durant cette période l'usure évolue lentement est influencée par les conditions de coupe. C'est la période principale qui caractérise la vie d'un outil.

❖ **La partie C :** on assiste à l'usure catastrophique de l'outil. L'union de l'usure sur la face en dépouille et celle sur la face d'attaque provoque l'émoussage de l'arête tranchante, et par conséquent l'outil perd ces capacités de coupe.

I.3.1.6- Tenue des outils de coupe :

La tenue d'un outil ou sa durée de vie correspond à la valeur du temps de coupe effectif en partant d'un outil neuf jusqu'à ce qu'il atteigne la valeur fixée du critère de l'usure. Cette durée est limitée et impose un arrêt régulier pour le changement de l'outil [22].

I.3.1.7- Modèles de durée de vie et modèles d'usure :

La durée de vie d'un outil est le temps de coupe nécessaire pour attendre un critère de durée de vie spécifique. Pour évaluer la durée de vie, on se réfère à une valeur limite d'un critère direct (VB, KT, ...). A partir des critères d'usure, on établit des modèles de durée de vie. De nombreux modèles mathématiques ont été proposés pour représenter la loi d'usure des outils de coupe, [22, 36, 38], parmi lesquels on donne :

1- Le modèle de Taylor généralisé :

Taylor en 1907 a essayé de résoudre de façon rationnelle les problèmes qui se posent aux ateliers de fabrication mécanique. Il a dénombré plusieurs facteurs pouvant agir sur la coupe des métaux et a étudié systématiquement leur influence sur la tenue des outils. Il a considéré notamment les rôles de la vitesse de coupe, la pénétration, l'avance et la durée de coupe. Parmi les résultats de ses travaux, le modèle mathématique qui relie la durée effective de coupe T d'une arête à la vitesse de coupe :

$$T = C_v \cdot V^n \quad (\text{I.14})$$

V : Vitesse de coupe

T : Durée de Vie

n : Exposant de TAYLOR

C_v : Constante dépendant des conditions de coupe.

Ce modèle est représenté par une droite dans un graphe à coordonnées logarithmiques

$$\log T = n \cdot \log V + \log C_v \quad (\text{I.15})$$

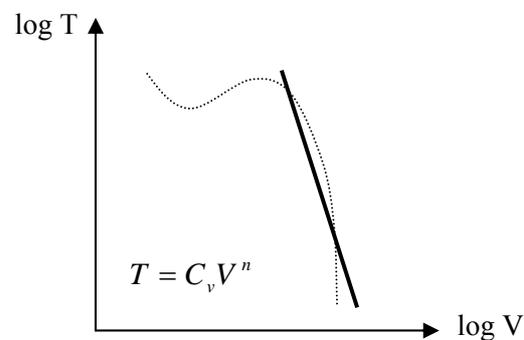


Figure I.17 : Représentation graphique du modèle de Taylor.

En introduisant l'influence de l'avance et de la pénétration sur l'usure, Gilbert a proposé en 1950 un modèle généralisant celui de Taylor, qui exprime la durée de vie d'une arête par la relation :

$$T = C a_p^x f^y V^n \quad (\text{I.16})$$

C : dépend de la nuance de l'outil et du matériau usiné.

a_p : Profondeur de passe.

f : Avance

x, y : Exposants dépendant de la nuance de l'outil.

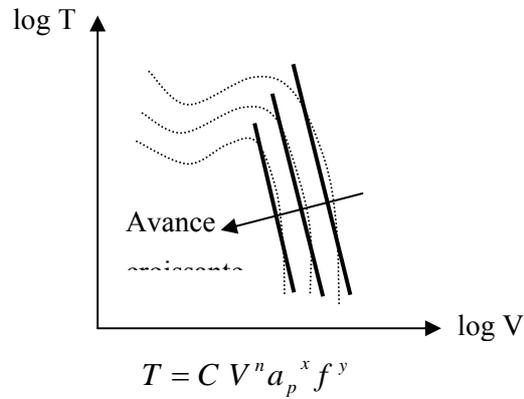


Figure I.18: Représentation graphique du modèle de Gilbert.

2- Le modèle de Kronenberg :

En 1968 a proposé un modèle dérivé de celui de Taylor qui s'écrit sous la forme [26] :

$$T = C (V+K)^n \tag{I.17}$$

Ou encore :

$$T + K = CV^n \tag{I.18}$$

En prenant le logarithme des deux parties de la relation (I.18), on aura :

$$\text{Log} (T+K) = n \text{log} (V) + \text{log} (C).$$

Posant : $x = \text{log} (V)$; $y = \text{log} (T+K)$, on obtient :

$$Y = nx + \text{log} (C) \tag{I.19}$$

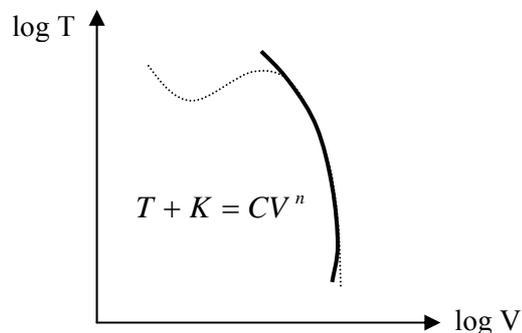


Figure I.19: Représentation graphique du modèle de Kronenberg.

3- Le modèle de König – Dépiereux :

Ont tenu compte des phénomènes physico-chimiques à l'interface et le mécanisme de diffusion de la matière qui en résulte. Ils ont proposé un modèle de type exponentiel qui est en accord avec les lois expérimentales qui déterminent l'usure des outils (figure I.20). Ce modèle est de la forme [39]:

$$T = \exp(-\alpha_0 V^V - \gamma f^\mu - \delta a^\lambda) \quad (\text{I.20})$$

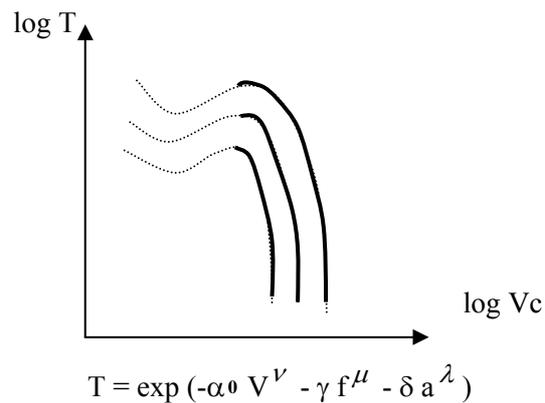


Figure I.20: Représentation graphique du modèle de König – Dépiereux.

Compte tenu des dispersions liées aux essais d'usure, le modèle simple de Taylor est suffisamment représentatif [22], il est couramment utilisé aujourd'hui pour tous les matériaux d'outils.

I.3.2 Qualité de la surface usinée :

I.3.2.1- Introduction :

La coupe ou usinage par enlèvement de copeaux ne permet pas d'obtenir des surfaces idéalement précises et lisses, si bien que d'ordinaire, on enlève des écarts plus ou moins grands par rapport à la géométrie théorique.

La notion de qualité des surfaces usinées comprend deux aspects fondamentaux :

- ❖ L'aspect physique ; suivant lequel la qualité de la couche de métal superficielle sera rapportée à celle du métal de base en définissant les écarts constatés sur leurs propriétés physico-mécaniques. Se seront essentiellement des propriétés caractéristiques de résistance superficielle, telles que la résistance à l'usure, à la corrosion, à l'érosion, ... etc.

❖ L'aspect géométrique, qui consiste à relever les écarts dimensionnels entre la surface réelle, et celle idéale définie par le dessin. Selon leurs dimensions, les écarts géométriques pourront être réparties en trois classes :

- Défauts macro géométriques (défauts de forme).
- Ondulation.
- Défauts micro géométriques (rugosité).

Dans notre étude, on se limitera aux facteurs géométriques de l'état de surface bien que l'étude des propriétés structurales superficielles des pièces usinées soit d'une importance capitale. Néanmoins, on se contentera ici d'étudier la rugosité superficielle, qui est la grandeur la mieux connue, mais sans oublier qu'elle n'est pas toujours suffisante pour expliquer le comportement des pièces en services.

I.3.2.2- Définition et importance de la rugosité superficielle :

La rugosité d'une surface usinée est représentée par l'ensemble des défauts microscopiques (aspérités) dont le pas de distribution est relativement petit (figure I.21). Ces irrégularités peuvent être relevées comme écart de profil effectif par rapport à la ligne de référence définie dans le domaine de prospection [40]. L'importance de la rugosité superficielle vient de ce qu'elle est en relation avec de nombreuses propriétés d'usage des pièces mécaniques, entre autres, la résistance à l'usure, la capacité d'ajustement, la durée de rodage des pièces mécaniques, ...etc [34].

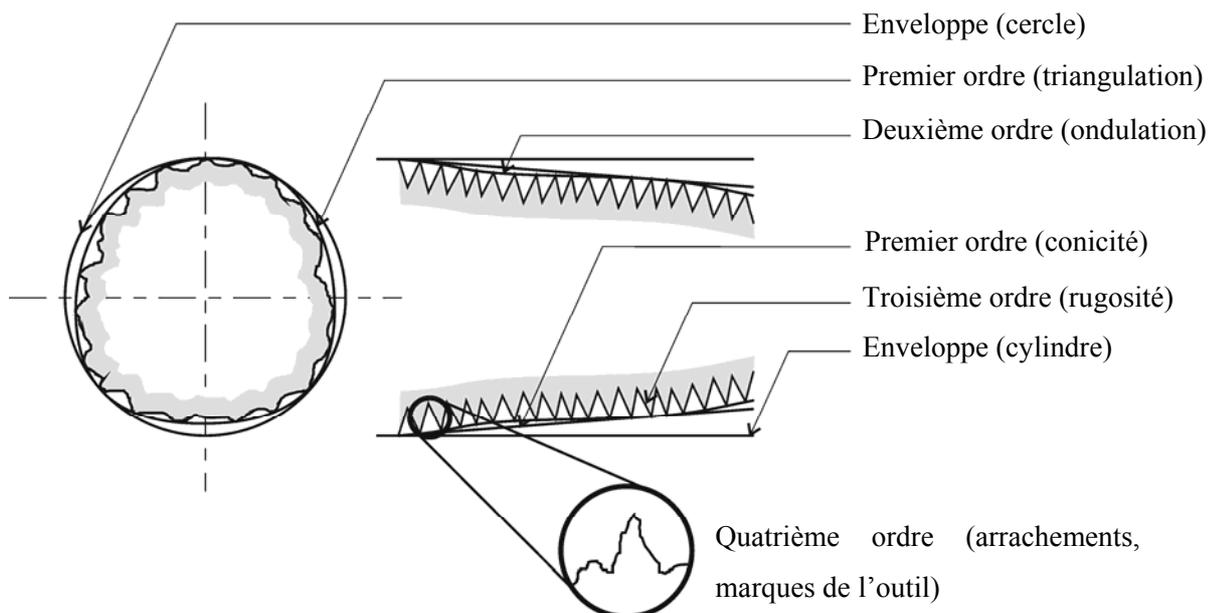


Figure I.21 : Principaux défauts de surface.

I.3.2.3- Mécanisme de formation du profil micro géométrique :

Lors de la coupe des métaux, l'outil laisse à la surface usinée des traces sous forme de sillons orientés non seulement dans le sens de la coupe, mais également dans celui de l'avance [4]. La coupe donne lieu à un bon nombre de phénomènes, tels que :

- a-** Déformations élastiques et plastiques du matériau travaillé.
- b-** Apparition dans certaines conditions, d'une arête rapportée.
- c-** Effets dynamiques qui se manifestent par des vibrations du système mécanique, machine-outil, outil, pièce.
- d-** Frottement entre le copeau et la face de dégagement, ainsi qu'au contact entre facette d'usure sur plan en dépouille et pièce usinées.

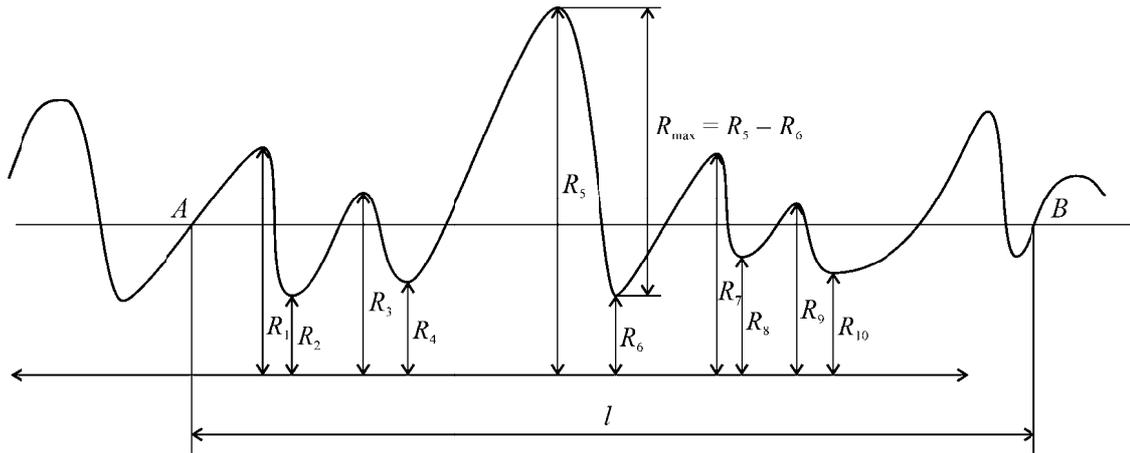
L'existence de ces phénomènes justifie l'affirmation que les traces laissées par l'outil coupant lors de son passage sur la surface qu'il engendre différeront du tout au tout de celles que l'on aurait pu attendre en limitant l'analyse à la seule action des parties tranchantes de l'outil [40]. En conclusion, le mécanisme de formation du profil micro géométrique met en jeu l'action concomitante de tous les facteurs évoqués précédemment.

I.3.2.4- Critères de la rugosité superficielle :

Quantitativement l'appréciation d'une rugosité relève des critères chiffrés tels que [38, 40] :

❖ **La grandeur "R_{max}"** (Figure I.22); désigne la rugosité en hauteur totale. Elle est définie comme la distance entre les deux droites parallèles à la ligne moyenne et délimitant le profil pour la longueur de référence établie.

❖ **Hauteur des irrégularités "R_z"** ; Moyenne des valeurs absolues des hauteurs, des cinq saillies du profil les plus hautes et des profondeurs des cinq creux du profil les plus bas, à l'intérieur de la longueur de base (figure I.22).



$$R_z = \frac{1}{5} [(R_1 + R_3 + R_5 + R_7 + R_9) - (R_2 + R_4 + R_6 + R_8 + R_{10})]$$

Figure I.22 : Hauteur des irrégularités sur dix points "Rz".

❖ **Ecart moyen arithmétique "Ra"** (figure I.23); représente la valeur moyenne des distances des points successifs du profil à la ligne moyenne définie pour la longueur de référence. L'écart moyen arithmétique fait intervenir la somme des écarts successifs sans tenir compte de leurs signes algébriques, ce qui traduit la relation suivante :

$$Ra = \frac{1}{L} \int_0^L |Y| \cdot dL \tag{I.21}$$

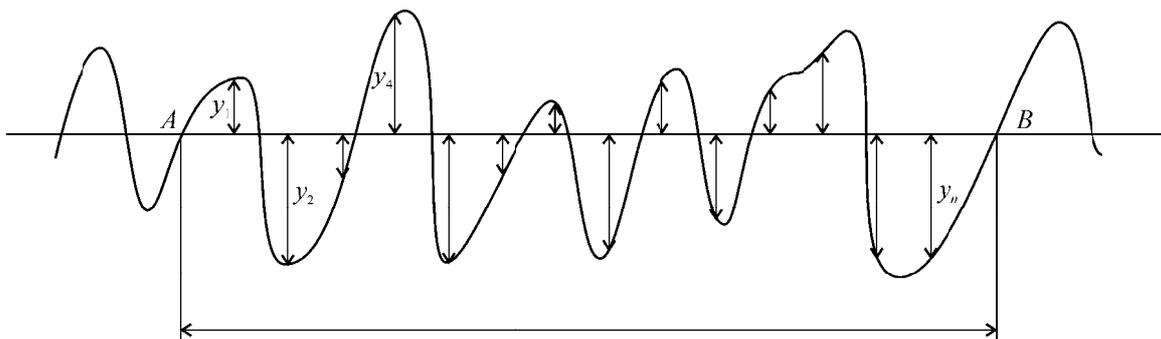


Figure I.23 : Écart moyen arithmétique du profil "Ra".

❖ **La moyenne "Rp"**; c'est la hauteur maximale de saillie de rugosité. Rp est la distance entre la ligne des saillies et la ligne moyenne pour une longueur (L), elle est définie comme suit :

$$R_p = \frac{1}{L} \int_0^L |Z| \cdot dL \quad (\text{I.22})$$

❖ **La moyenne quadratique "R.M.S"**; très voisine de "Ra" en valeur numérique et de moins en moins utilisée.

$$R.M.S = \sqrt{\frac{1}{L} \int_0^L Y^2 \cdot dL} \quad (\text{I.23})$$

Les différents critères précédemment définis, ont chacun leur domaine d'intérêt, cependant le plus précis reste l'écart moyen arithmétique "Ra", ce qui le fait préférer pour les travaux scientifiques de laboratoire ou pour les opérations de grande précision [40].

Un paramètre dont il faut bien se garder de nier l'importance bien que son rôle n'apparaisse pas directement dans l'évaluation de la rugosité, est la longueur de base "L" (figure I.24). On ne perdra pas de vue que toute augmentation de la longueur de base fait croître la valeur des critères de la rugosité pour une surface donnée, ce que l'on explique par l'intervention indésirable des autres familles de défauts. Pour être représentatives, les valeurs de critères de la rugosité seront déterminées suivant un domaine de longueur d'évaluation égale à plusieurs fois la longueur de base, elle-même à prendre suivant les cas entre "0.8" et "25" mm [40].

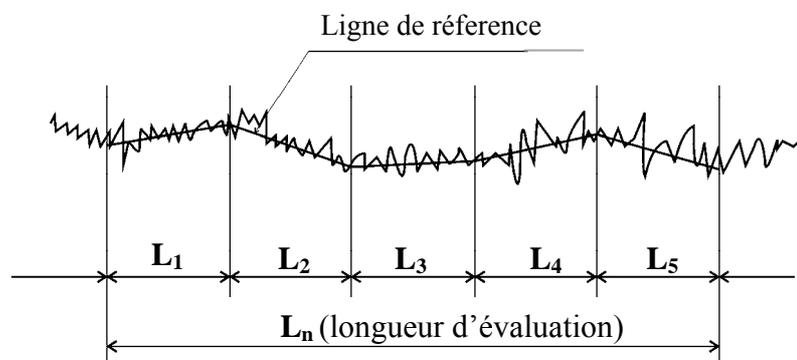


Figure I.24 : Longueur de base l et longueur d'évaluation.

I.3.2.5- Détermination théorique de la hauteur d'aspérités :

L'opération de tournage génère une topographie de surface hélicoïdale, dont on extrait un profil par palpé via un rugosimètre. Il est possible de modéliser ce profil réel par un profil théorique. La connaissance de l'avance "f" ainsi que la géométrie de l'outil permet de calculer la profondeur maximale des sillons marqués sur la surface usinée (figure I.25) :

a- Avec un outil de rayon de pointe " $r \neq 0$ " (figure I.25 (a)) ; l'outil produit sur la pièce usinée une succession d'arc de cercles ayant pour rayon le rayon de bec de l'outil et dont le pas correspond à l'avance par tour de l'outil. La hauteur théorique de la rugosité est déterminée d'après la formule approchée :

$$R_{t(\text{Théorique})} \approx \frac{f^2}{8r} \quad (\text{I.24})$$

b- Avec un outil sans rayon pratiqué à l'extrémité du bec " $r = 0$ " (figure I.25 (b)), la hauteur théorique d'aspérités peut être déterminée par l'approximation suivante [41, 42] :

$$R_{t(\text{Théorique})} = \frac{f}{\cotg\varphi + \cotg\varphi_1} \quad (\text{I.25})$$

L'absence de rayon de raccordement sur le bec est intéressant pour l'étude expérimentale et la pratique industrielle car l'angle de dépouille et l'angle d'attaque conservent respectivement une valeur constante en tout point de l'arête de coupe, ce qui facilite la déformation de la matière et contribue à une usure uniforme sur toute la partie active du tranchant. La relation (I.25) permet de remarquer qu'en réduisant l'un des deux angles φ ou φ_1 , R_t diminue. Ce type d'outil serait donc très avantageux avec une machine-outil rigide.

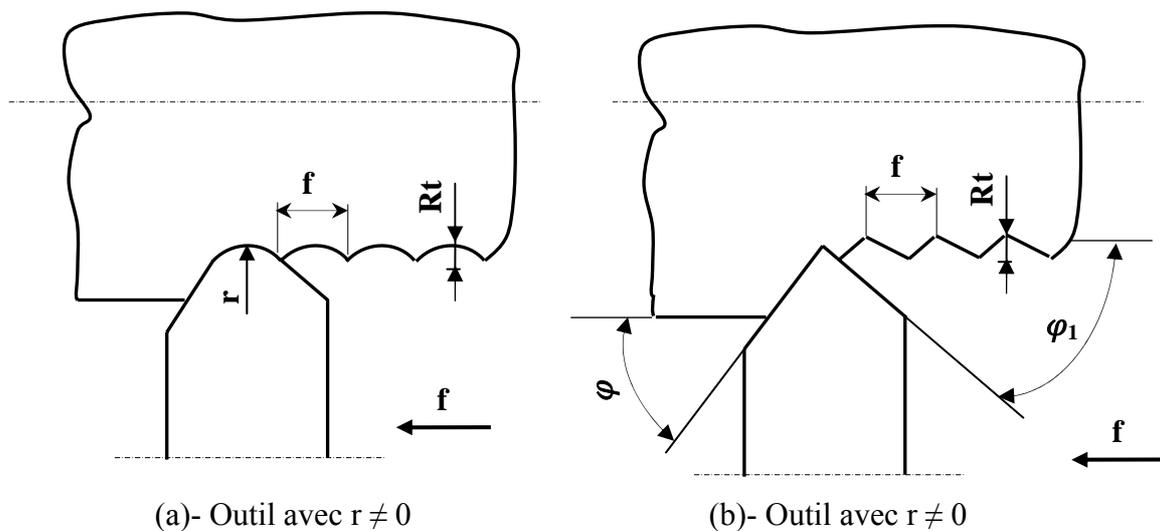


Figure I.25 : Détermination schématique de la hauteur théorique des aspérités

Pour les faibles avances, le phénomène de copeau minimum prend place et il se traduit par un refus de coupe de l'outil ce qui donne lieu à un copeau de faible épaisseur. Dans ce cas, la rugosité totale réelle R_t est bien supérieure à $R_{t(\text{Théorique})}$ [43]. Par contre, pour les avances élevées, les irrégularités découlant de la coupe deviennent faibles par rapport au sillon théorique ce qui donne une rugosité totale réelle R_t qui se rapproche de $R_{t(\text{Théorique})}$.

Ces modèles géométriques négligent tous les problèmes liés à l'arrachement, à l'usure au niveau du bec de l'outil, ainsi que les problèmes de l'arête secondaire. Ces hypothèses sur la forme théorique font que l'emploi du modèle conduit à une erreur non négligeable à la vue de l'imprécision liée à ces hypothèses. En utilisant un certain nombre d'expériences, il est possible de mettre au point expérimentalement des relations mathématiques entre la rugosité obtenue par usinage et les paramètres usuels de coupe. Ces relations sont généralement de la forme [43] :

$$R_a = K_1 r^{K_2} HB^{K_3} a_p^{K_4} f^{K_5} V_c^{K_6} \quad (\text{I.26})$$

avec les K_i des coefficients déterminés pour les conditions expérimentales choisies.

L'importance de la rugosité superficielle vient de ce qu'elle est en relation avec de nombreuses propriétés d'usage des pièces mécaniques, entre autre la résistance à l'usure, la capacité d'ajustement, la durée de rodage des pièces mécaniques, ... etc.

I.3.2.6- Influence du système "Pièce-Outil-Machine" sur la rugosité :

Une bonne rigidité de la machine-outil est évidemment une condition indispensable pour l'obtention d'une qualité de surface des pièces satisfaisantes. Les vibrations éventuelles et le broutage vont se traduire essentiellement par des défauts du second ordre (ondulation). Dans les opérations de tournage dur, avec lesquels on obtient des finitions de surface proches de ceux de la rectification, la rigidité du système outil/machine conduit à des variations de plus de 50 % des paramètres de rugosité obtenus en passant d'une machine très rigide à une machine plus souple [44].

I.4 - Formation des couches blanches

I.4.1 – Introduction :

Certaines opérations d'usinage génèrent des altérations microstructurales indésirables dans la couche superficielle des pièces usinées. Ces modifications sont généralement appelés « couches blanches » (white layers), du fait qu'elles apparaissent sans caractéristiques particulières quand elles sont observées dans un microscope électronique à balayage et en raison de leur aspect blanc quand elles sont observées en microscopie optique [45, 46, 47, 48]. Des procédés tels que la rectification, le tournage, le fraisage, le perçage, l'alésage, l'usinage par électroérosion peuvent produire des couches blanches sur les surfaces obtenues. Ces couches sont généralement considérées comme néfastes pour la tenue en fatigue des surfaces, du fait de leur dureté importante et de leur fragilité, ainsi que leur association à des états de contraintes résiduelles en traction [49].

I.4.2 – Origine des couches blanches :

Dans le cas spécifique de l'usinage, il a été déterminé que l'apparition des couches blanches et leur épaisseur, peuvent varier de quelques microns à quelques dizaines de microns, en fonction des conditions de coupe utilisées [46, 50]. La plupart de la littérature concernant les couches blanches dans le domaine de l'usinage traite le cas des aciers, principalement pour des opérations de tournage et de rectification. Elle suggère que les couches blanches sont formées par une transformation de phase martensitique (γ - α) thermiquement induite [46, 49, 50, 51, 52]. Cependant, les couches blanches ont été également observées dans des cas où les augmentations de température ne sont pas suffisantes pour produire une reausténitisation [53, 45] ou même dans des matériaux très mous comme le laiton [54]. Cela suggère que les couches blanches puissent être formées par des phénomènes différents de la transformation de phase martensitique activée thermiquement. Des couches blanches ont été également signalées lors d'opérations de tournage à des vitesses de coupe et de profondeurs de passe relativement faibles, où les températures atteintes ne semblent pas très élevées [48]. Ces couches ont été observées lors de l'usinage avec des outils dégradés et à des vitesses de coupe très importantes, où les températures atteintes devraient être suffisantes pour une transformation du type (α - γ) [46, 49, 50].

Ces observations montrent alors que des couches blanches peuvent être formées dans des conditions de coupe très diverses, où le niveau de déformation et le chargement thermique

sont très différents. Toutes ces observations suggèrent, finalement, l'existence de divers mécanismes de formation des couches blanches principalement liés aux paramètres de coupe.

I.4.4 - Inconvénients et avantages :

La présence des couches blanches est généralement considérée comme néfaste pour la tenue en fatigue des surfaces, du fait de leur dureté importante et de leur fragilité, ainsi que leur association à des états de contraintes résiduelles en traction [49]. La présence des couches blanches peuvent entraîner, en cours de service des risques d'écaillage de la surface de la pièce. Actuellement la présence de ces couches présente un frein au développement du tournage dur [3]. Cependant les structures de telles couches peuvent montrer des avantages particuliers comparées à celles obtenues par durcissement conventionnel en raison de leur fine taille de grain et de leur grande dureté. Les structures martensitiques à grains très fins, présentent des valeurs de dureté de 50 à 100 unités Vickers supérieures à un durcissement normal, ce qui est probablement dû à l'absence des effets de revenu. Ceci est également la raison pour laquelle une structure martensitique obtenu par durcissement rapide est plus difficile à décaper que la martensite normale. La présence des couches blanches montrent aussi leurs grandes résistances à la corrosion.

I.5- Simulation numérique du procédé d'usinage :

I.5.1- Introduction :

Devant la complexité des phénomènes engendrés lors de la coupe des métaux, des approches différentes de modélisation ont vu le jour. Les premiers travaux relatifs à la coupe ont débuté il y a plus d'une centaine d'années. L'objectif commun à l'ensemble de ces études est la compréhension de la phénoménologie de formation du copeau. Les approches expérimentales sont les premières à avoir permis d'identifier les phénomènes fondamentaux mis en jeu au cours de ce processus. Ce n'est qu'en 1945 que sont apparus les premiers modèles analytiques de coupe orthogonale. Ensuite, ces modèles ont évolué avec une approche thermomécanique des phénomènes. L'apparition de moyens informatiques performants a permis, depuis, l'émergence de la simulation numérique par éléments finis de la coupe des métaux. Celles-ci donnent accès à des variables internes (champs de déformations, de contraintes, de températures...). L'utilisation de logiciels généralistes est possible pour la modélisation thermomécanique de la coupe. On peut citer par exemple le logiciel

ABAQUS/Explicit avec lequel est classiquement menée la simulation bidimensionnelle de la coupe orthogonale (figure I.26) [96].

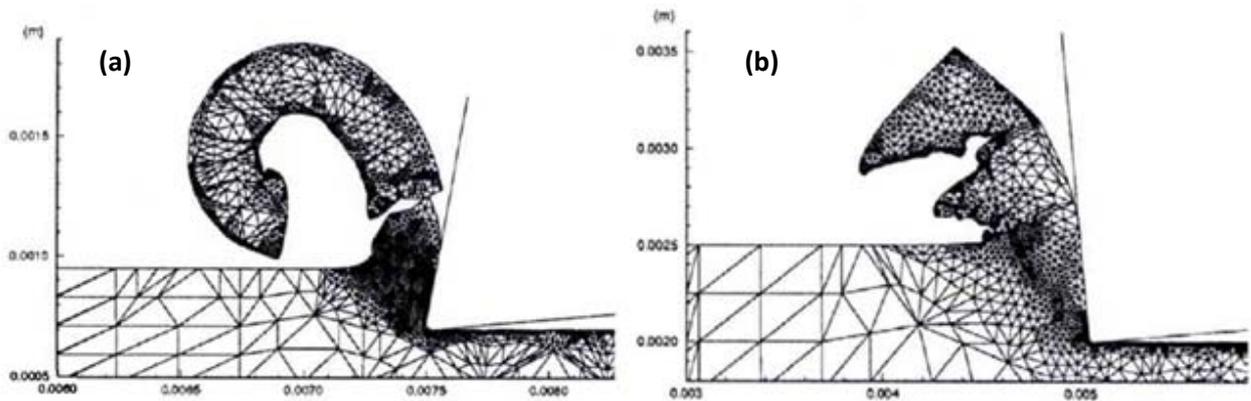


Figure I.26 : Exemple de simulation numérique de la coupe.

(a) Copeau continu, (b) Copeau segmenté [96].

Actuellement, les contributions réelles de ces Simulations restent centrées sur :

- L'étude des bandes de cisaillement et de la segmentation des copeaux en coupe orthogonale [96, 97].
- La détection des zones de cisaillement et d'échauffement, par exemple pour des outils à arête arrondie ou chanfreinée [98, 99].
- L'étude des phénomènes thermomécaniques à l'interface outil/copeau pour des outils revêtus par exemple [100, 101].
- L'analyse des contraintes résiduelles sur la surface usinée [102, 103].

Il est important de noter que, dans le cadre général de l'usinage, les procédés sont tridimensionnels. Par ailleurs, une limitation inhérente aux approches éléments finis vient de la nécessité d'un remaillage régulier du domaine de la pièce. La matière subit d'importantes déformations dans le cas de la coupe. Ces déformations imposent au maillage des distorsions inacceptables. Si actuellement des procédures des remaillages pour les modèles bidimensionnels sont opérationnelles, le remaillage en 3D reste encore aujourd'hui un problème ouvert. Cet état de fait limite considérablement les possibilités des simulations éléments finis en 3D [104]. Nous allons nous limiter dans cette étude à la modélisation

numérique de la coupe orthogonale à travers le code de calcul ABAQUS. Elle nous sert essentiellement à déterminer le profil de la température à l'interface outil-copeau et à identifier la phénoménologie de la formation du copeau.

I.5.2- Principe de la coupe orthogonale

La coupe orthogonale est la configuration la plus simple pour usiner une pièce. Cette configuration est rarement employée à l'heure actuelle dans le monde industriel. La situation de coupe orthogonale se rencontre lorsque l'arête de coupe soit perpendiculaire aux vitesses de coupe (V_c) et d'avance de l'outil (f). Dans la pratique, deux procédés classiques permettent d'obtenir ces conditions : le tournage de tube en bout et l'usinage de palier (figure I.27). Des différences sont toutefois observées par rapport à la théorie de la coupe orthogonale. Pour l'usinage de palier, par exemple, l'avance de l'outil engendre une variation de la vitesse de coupe au cours du processus due à la réduction progressive du diamètre. Concernant l'usinage de tube en bout, la vitesse de coupe n'est pas homogène puisque le rayon varie dans l'épaisseur. Néanmoins, pour de grands rayons, lorsque l'épaisseur de copeau (e) reste faible par rapport à sa largeur (w), le procédé peut se ramener à un problème plan, défini par les vitesses de coupe (V_c) et d'avance (f). Cette particularité a permis l'émergence de nombreuses études malgré le faible nombre d'applications industrielles [107].

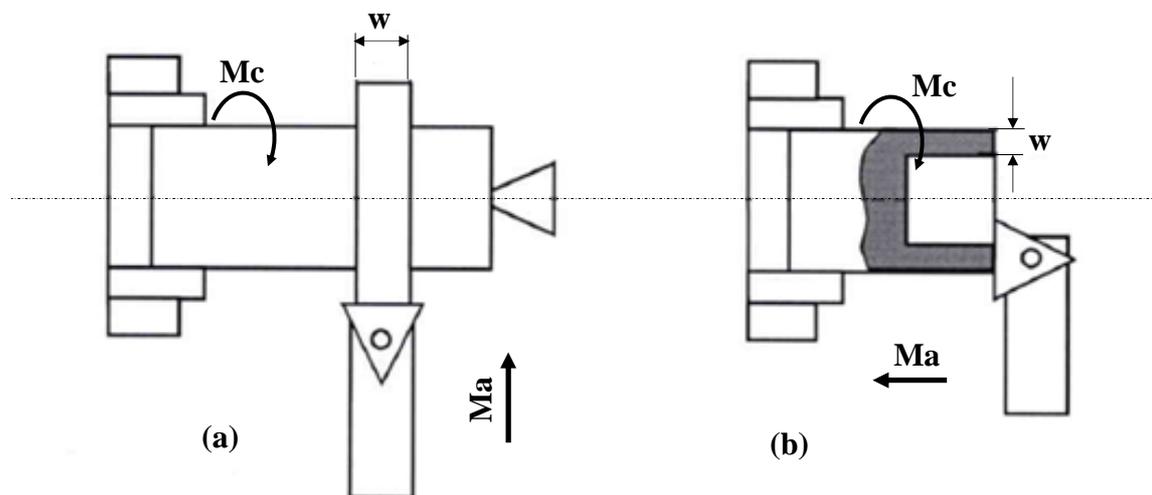


Figure I.27 : Exemples de coupe orthogonale. (a) Usinage d'un disque avec une avance radiale de l'outil. (b) Usinage d'un tube, l'avance de l'outil est axiale.

I.5.3- Simulation numérique de la coupe orthogonale

La modélisation de la coupe orthogonale par la méthode des éléments finis présente un certain nombre de particularités [105] :

❖ Déformations planes :

Le processus de coupe orthogonale est généralement reconnu comme étant un procédé pouvant se ramener à un processus bidimensionnel en déformations planes. Les conditions permettant de respecter cette hypothèse sont de considérer une épaisseur de copeau (e) faible au regard de sa largeur (w) [106, 104].

❖ Description du mouvement :

Du point de vue de la formulation numérique, il y a deux approches majeures : l'approche eulérienne et l'approche lagrangienne. Dans la représentation lagrangienne, la matière est liée au maillage, les éléments subissent alors de sévères distorsions qui affectent la solution numérique. En outre, il est nécessaire d'introduire un critère de séparation pour enlever le copeau de la pièce. La séparation peut être obtenue de deux façons (figure I.28) : par déboutonnage de nœuds ou par élimination d'éléments. Dans la représentation eulérienne, on focalise l'attention sur une région fixée de l'espace au travers de laquelle s'écoule la matière. Dans cette approche le maillage et les éléments sont fixes ce qui évite les problèmes de distorsion des maillages. Cependant, avec cette approche, il est nécessaire de connaître à l'avance les conditions aux limites et la géométrie du copeau [107].

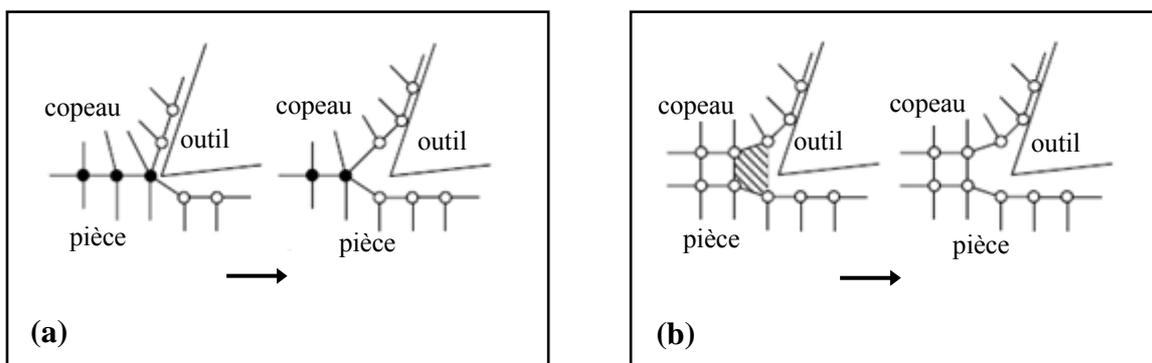


Figure I. 28 : Méthode de séparation Copeau / Pièce. (a) déboutonnage de nœuds, (b) élimination d'éléments.

❖ **Modélisation de la pièce :**

La connaissance de la loi de comportement du matériau est un élément clé qu'il est obligatoire de définir précisément si l'on désire optimiser les performances d'une structure réalisée par un matériau donné. En général, le choix d'une loi de comportement doit s'appuyer sur trois grands points :

- La loi doit être adaptée aux mécanismes physiques impliqués dans la déformation.
- Elle ne doit faire intervenir que des paramètres mesurables expérimentalement, et qui ont une interprétation physique.
- Dans La perspective de l'utilisation de codes de calcul, il faut que la loi choisie soit adaptée aux moyens informatiques.

L'élasticité est à l'origine des contraintes résiduelles obtenues après usinage. La plasticité est le facteur primordial dans la formation du copeau. La viscosité est indispensable à l'étude de l'influence de la vitesse de coupe. Enfin, la thermique joue un rôle essentiel dans les variations des caractéristiques mécaniques de la pièce usinée. La prise en compte du comportement thermo-élasto-visco-plastique s'impose donc comme le plus représentatif [104]. Il existe dans la littérature une grande variété de lois de comportement permettant de tenir compte de ces effets. La loi de Johnson et Cook [108] a été choisie, dans cette étude, pour représenter le comportement du matériau. Ce modèle connaît un grand succès pour sa simplicité et aussi pour la disponibilité des paramètres pour plusieurs métaux. La contrainte d'écoulement du matériau est donnée par la relation suivante :

$$\sigma_{eq} = (A + B\varepsilon^n) \left(1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right) \left(1 - \left(\frac{T - T_{amb}}{T_{fus} - T_{amb}} \right)^m \right) \quad (\text{I.27})$$

Où ε est la déformation plastique équivalente, $\dot{\varepsilon}_0$ est la vitesse de déformation de référence, le terme $\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}$ est le taux de déformation plastique adimensionné (avec en général $\dot{\varepsilon}_0 = 1 \text{ s}^{-1}$) et T , T_{amb} et T_{fus} sont respectivement la température courante, la température initiale ou de référence et la température de fusion du matériau.

Le premier terme de l'expression $(A + B\varepsilon^n)$ représente la fonction d'écrouissage, pour $\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} = 1$ et $\frac{T - T_{amb}}{T_{fus} - T_{amb}} = 0$; dans ce cas, A désigne la limite d'élasticité du matériau,

B et n étant les paramètres d'écrouissage. Le deuxième terme $\left(1 + C \ln\left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right)\right)$ décrit l'effet de la vitesse de déformation, C étant le paramètre de sensibilité à cette vitesse. Enfin, le troisième terme $\left(1 - \left(\frac{T - T_{amb}}{T_{fus} - T_{amb}}\right)^m\right)$ représente l'effet de la température (ou adoucissement thermique) ; le coefficient m détermine la sensibilité de la contrainte à l'élévation de la température.

La détermination des constantes (A, B, n, C, m) de la loi (équation I.27) requiert un certain nombre d'expérimentations [108]. Les trois premiers paramètres (A, B, n) sont déterminés par des essais mécaniques en quasi-statiques. Les constantes définissant la dépendance à la vitesse de déformation (C) et à la température (m) sont plus difficiles à évaluer pour les niveaux de sollicitations auxquels la pièce est soumise en usinage. Les essais aux barres de Hopkinson sont largement utilisés pour caractériser l'influence de ces paramètres.

L'approche phénoménologique adoptée pour l'élaboration de ce modèle conduit à la prise en compte de façon découplée des effets de la vitesse de déformation, de la température et de l'écrouissage sur la contrainte d'écoulement. Les auteurs n'émettent aucune hypothèse sur les mécanismes de déformation mis en jeu. Cependant, seuls les mécanismes thermiquement activés sont retranscrits dans le cadre de cette loi, les mécanismes athermiques n'étant pas considérés. Dans ce cas, l'application du modèle reste limitée aux vitesses de déformations inférieures à $\sim 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ (suivant les matériaux) [109].

Finalement, le principal intérêt de cette loi se trouve dans sa simplicité de formulation, et donc dans sa facilité d'adaptation à la plupart des codes de calculs.

❖ Modélisation de l'outil :

L'outil de coupe est l'élément qui enlève la matière. Il existe une très grande variété d'outils de coupe avec différents types de géométries, de matériaux et de revêtements. Dans ces travaux, une configuration d'outil simple sera adoptée (figure I.29). La partie active est simple, sans brise copeau sur la face de coupe et sans préparation d'arête particulière. Dans ces travaux, la modélisation de l'outil est simplifiée en le considérant comme infiniment

rigide. Cette hypothèse se justifie par la nature des matériaux en regard, et en particulier par leur dureté élevée. Pour le problème de la gestion des transferts de chaleur entre le copeau et l'outil, des solutions sont proposées afin de conserver la rigidité de l'outil tout en lui affectant des propriétés thermiques permettant des échanges et une diffusion de chaleur dans celui-ci. La prise en compte de ce facteur joue un rôle prépondérant dans le cas où l'outil est au centre de l'étude, puisque l'effet de la température est prédominant dans les études de durée de vie d'outil.

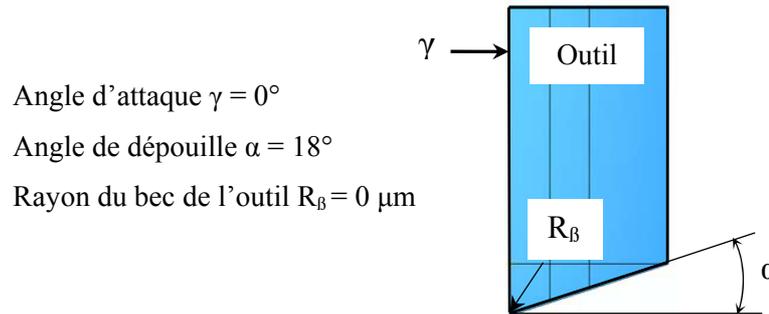


Figure I.29 : Caractéristiques géométriques de l'outil.

❖ Critère de rupture :

La simulation numérique du processus de formation du copeau nécessite l'utilisation d'un critère physique de séparation entre le copeau et la pièce. De plus, la formation d'un copeau segmenté implique l'initiation et la propagation d'une fissure. Il est couramment admis que les aciers peuvent se rompre de deux façons :

- La rupture fragile ; est la conséquence d'une rupture de liaisons interatomiques sans déformation plastique appréciable. Pour les métaux, il est couramment reconnu que le mécanisme dominant est un clivage suivant les joints de grains.
- La rupture ductile ; est la conséquence de la présence de micro-fissures et de micro-cavités dans le matériau. Sous l'effet de contraintes de traction une rupture de la matrice métallique autour d'inclusions apparaît. Ceci caractérise la phase d'amorçage de l'endommagement (ou nucléation de cavités). Il s'ensuit alors, une phase de développement caractérisée par la croissance des cavités. Le stade final de l'endommagement est la rupture, c'est à dire l'existence d'une fissure macroscopique due à la coalescence des cavités.

Dans cette étude la loi d'endommagement de Johnson et Cook (1985) [110] est utilisée comme critère de rupture ductile. Le processus de croissance de microcavités n'est pas simulé explicitement. La rupture est obtenue par élimination d'éléments, qui est supposée s'initier quand le paramètre d'endommagement "D" est égal à "1" représentant la phase de coalescence des cavités. "D" est défini par :

$$D = \sum \frac{\Delta \varepsilon^p}{\varepsilon_f} \quad (\text{I.28})$$

Où $\Delta \varepsilon^p$ est l'incrément de la déformation plastique et ε_f est la déformation à la rupture définie par :

$$\varepsilon_f = \left[d_1 + d_2 \exp \left(d_3 \frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}} \right) \right] \left[1 + d_4 \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}^p}{\dot{\varepsilon}_0^p} \right) \right] \left[1 + d_5 \left(\frac{T - T_0}{T_m - T_0} \right) \right] \quad (\text{I.29})$$

Où d_1 représente un seuil de déformation plastique équivalente à partir duquel apparaît la nucléation des cavités. $\left(\frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}} \right)$ représente le taux de triaxialité, c'est le rapport de la pression moyenne ($\sigma_m = \frac{1}{3} \text{trace } \bar{\sigma}$) et de la contrainte équivalente de Von Mises (σ_{eq}). Le deuxième terme $d_2 \exp \left(d_3 \frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}} \right)$ représente la croissance des cavités. Les autres termes de l'expression permettent de prendre en compte l'influence de la vitesse de déformation plastique et de la température sur l'évolution de l'endommagement. La vitesse de déformation $\left(\frac{\dot{\varepsilon}^p}{\dot{\varepsilon}_0^p} \right)$ et la température $\left(\frac{T - T_0}{T_m - T_0} \right)$ sont identiques à celles définies dans la loi de comportement (I.27). Les constantes du matériau (d_1, d_2, d_3, d_4, d_5) de la loi d'endommagement de Johnson et Cook sont identifiables à partir de tests expérimentaux et numériques [110]. Le découplage des influences du taux de triaxialité, de la vitesse de déformation et de la température permet d'identifier chacune des constantes séparément par des tests spécifiques

❖ Calcul de la température :

La température dans chaque élément du maillage est calculée à partir de l'équation de la conservation de l'énergie pour un échauffement adiabatique :

$$\Delta T = \frac{\beta}{\rho c_v} \int_0^\varepsilon \sigma d\varepsilon \quad (\text{I.30})$$

Où ρ et C_v sont respectivement la masse volumique et la chaleur spécifique équivalente du matériau. ΔT représente la variation temporelle de la température dans l'élément de volume considéré. " β " est le coefficient de Taylor-Quinney qui définit la fraction du travail plastique convertie en chaleur. Pour les matériaux métalliques cette énergie est celle des champs de microcontraintes résiduelles accompagnant l'augmentation de la densité des dislocations [111]. Dans notre simulation " β " est constant.

I.5.4. Étude des copeaux obtenus en usinage

❖ Intérêt de l'étude des copeaux obtenus en usinage

La formation du copeau en usinage est un phénomène micro-géométrique influant sur plusieurs grandeurs macro-géométriques liées à la qualité de la pièce obtenue [112]. Sa maîtrise contribue à :

- Fiabiliser le processus d'usinage.
- Garantir la qualité géométrique des surfaces usinées, (l'état de surface, la précision dimensionnelle, etc.).
- Assurer la productivité.
- Renforcer la sécurité des opérateurs et de la cellule d'usinage.

D'abondantes recherches réalisées sur l'usinage des métaux se sont concentrées sur les mécanismes qui mènent à la formation des copeaux continus. Ces copeaux permettent de faire de nombreuses simplifications en raison de sa géométrie relativement simple et par les conditions d'obtention relativement stables. Toutefois, un copeau continu est fortement indésirable en usinage [113], [114]. Par exemple, en tournage ce type de copeau peut perturber le procédé en s'enroulant autour de la pièce usinée. Il peut ainsi endommager la surface usinée, l'outil de coupe, la machine ou même blesser l'utilisateur. L'enroulement du copeau peut même obliger à arrêter la machine afin de procéder à son enlèvement manuel, ce qui évidemment réduit la productivité du procédé. L'obtention d'un copeau segmenté, facilement cassant, peut être considérée comme une condition idéale pour un procédé d'usinage automatisé. L'usinage dans ces conditions peut entraîner une diminution de l'intervention humaine, ainsi qu'une réduction des efforts de coupe [32] et une meilleure

gestion des copeaux, ce qui conduit à une augmentation du rendement du procédé et à une réduction des coûts de production.

❖ Formation du copeau

On appelle la zone de coupe l'endroit où la surépaisseur d'usinage se transforme en copeau. Dans cette zone, l'état des contraintes et des déformations du matériau usiné est très complexe et il dépend des conditions de coupe. Le métal est comprimé lorsqu'il s'approche de la zone de cisaillement de l'outil et devient plastique après avoir dépassé la limite d'élasticité.

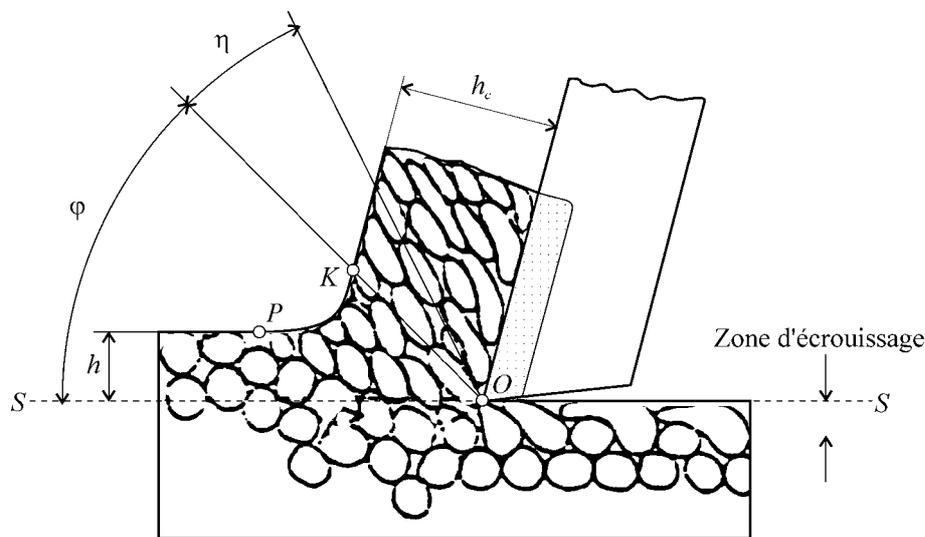


Figure I.30 : Déformation des cristaux du métal dans la zone de coupe

Dans la zone de coupe, le copeau s'écoule partiellement le long de la face coupante et partiellement vers le haut jusqu'à ce qu'il se forme un plan de cisaillement. L'interaction entre le copeau et la face de coupe est très complexe. En proximité de l'arête de coupe, les forces normales importantes, une haute température et la pureté presque idéale de la surface vierge du copeau provoquent une adhésion importante et le grippement du copeau (zone B-C sur la figure I.31). En s'éloignant de l'arête, les forces normales diminuent rapidement et le grippement change progressivement en glissement (zone C-D sur la figure I.31). Comme la jonction entre le copeau et la surface de l'outil dans la zone d'adhésion (grippement) est très forte, plus forte même que le matériau usiné, le copeau en déplacement cause un cisaillement appelé secondaire. Dans la zone de cisaillement secondaire les déformations sont beaucoup plus importantes que dans la zone de cisaillement, causant la disparition même des cristaux,

qui dans la zone de cisaillement n'étaient que déformés. Dans la zone de cisaillement secondaire, le matériau se comporte comme un fluide de grande viscosité, plutôt qu'un solide. Pour cette raison, cette zone, dont l'épaisseur est de 20 à 50 μm , est aussi appelée zone d'écoulement. La vitesse de déplacement du matériau le long de la face de coupe part de zéro et augmente progressivement jusqu'à la vitesse propre du copeau [35, 73].

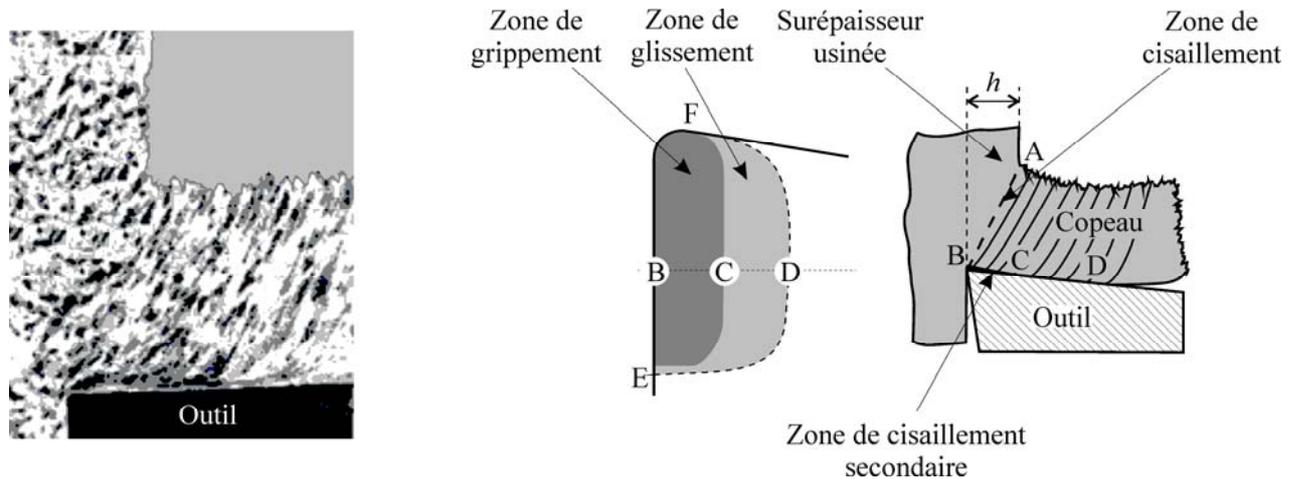


Figure I.31 : Micrographie des zones de coupe et schéma des zones de grippement, glissement et cisaillement secondaire

❖ Types du copeau

Les opérations de coupe des métaux, notamment dans le cas de la coupe orthogonale produisent trois types fondamentaux de copeaux (figure I.32) :

- Copeau continu;
- Copeau continu avec arête rapportée;
- Copeau discontinu;

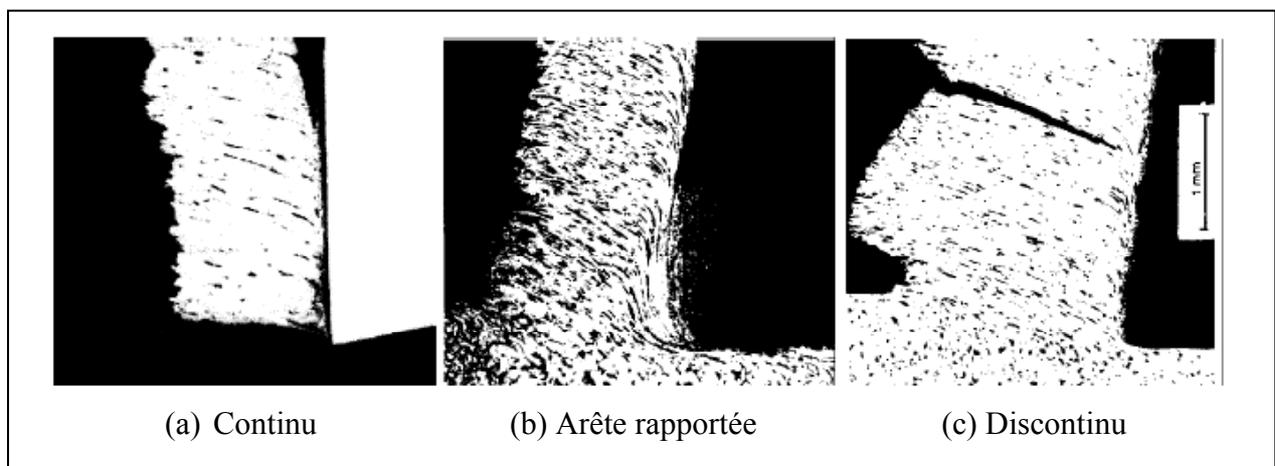


Figure I.32 : Les différents types de copeau [8].

Le copeau continu (figure I.32 (a)), est caractérisé par un processus de déformation plastique dans la zone de cisaillement primaire. La contrainte de cisaillement n'atteignant pas la limite à rupture du métal, le copeau s'écoule de manière continue. C'est la configuration qui, de par sa simplicité, a été la plus modélisée dans la littérature.

Le copeau à arête rapportée (figure I.32 (b)), sous certaines conditions, un frottement important entre l'outil et le copeau peut amener des portions de copeau à adhérer à l'outil. Il se forme, dans l'espace compris entre la pièce, l'outil et le copeau, un amas constitué par une certaine quantité de particules de métal qui adhèrent, plus ou moins fortement, à l'outil. La tendance à la formation d'arête rapportée lors de l'usinage diminue avec l'augmentation de la vitesse de coupe.

Le copeau discontinu (figure I.32 (c)), est caractérisé par sa rupture périodique et par l'apparition de segments. La contrainte de cisaillement atteint, dans la zone de cisaillement primaire, la limite à rupture du matériau et une fissure se propage de la surface de la pièce vers la pointe de l'outil. Ce type de copeau peut être obtenu avec des conditions de coupe et des matériaux différents. Komanduri propose un classement des copeaux discontinus, illustré par la figure I.33 [115] :

- **Copeau segmenté périodique** : c'est un copeau qui présente une variation périodique mais asymétrique de l'épaisseur. Il ne se présente que pour des intervalles de vitesses particuliers qui dépendent du matériau à usiner et du dispositif expérimental.
- **Copeau avec cisaillement localisé (ou dentelé)** : ce type de copeau est dû principalement à une instabilité de la déformation plastique localisée dans la zone de cisaillement primaire.
- **Copeau fragmenté** : il est similaire au copeau segmenté périodique mais avec une séparation complète des segments. C'est le résultat de la rupture périodique du copeau dans la zone de cisaillement primaire. Ce type de copeau se présente principalement dans l'usinage de matériaux fragiles.

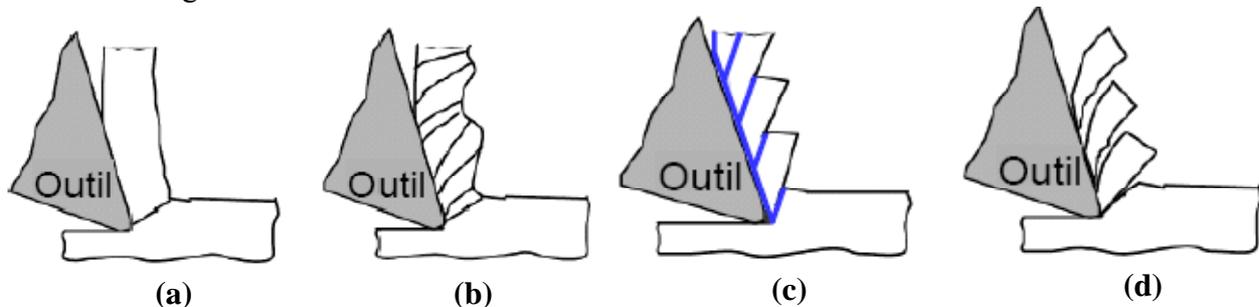


Figure I.33 : Morphologie des copeaux obtenus en usinage : (a) Continu, (b) Segmenté périodique, (c) Avec cisaillement adiabatique, (d) Discontinu.

❖ **Théories sur la formation du copeau en usinage à grande vitesse de coupe**

L'augmentation de la vitesse de coupe entraîne des modifications dans le comportement du matériau. Les grandes vitesses de déformation et les hautes températures dans la zone de cisaillement primaire conduisent à une localisation de la déformation dans des bandes de cisaillement, se traduisant par une géométrie de copeau très particulière de type dentelé. Il devient alors possible de parler d'usinage à grande vitesse lorsqu'on obtient des copeaux dentelés, et cela pour un matériau, des conditions de coupe et un dispositif expérimental donnés. Historiquement deux théories concernant les mécanismes de formation des copeaux dentelés en usinage à grande vitesse ont été largement discutées. Ces théories sont le cisaillement catastrophique et la formation périodique de fissures dans la zone de cisaillement primaire.

a- Le cisaillement adiabatique catastrophique

Il est admis que lors de l'usinage, l'essentiel de la déformation se concentre dans la zone de cisaillement primaire, ce qui produit un important écrouissage local de la matière. En même temps, la plupart de l'énergie de déformation plastique mise en œuvre lors de la coupe se transforme en énergie thermique, ce qui conduit à une augmentation de la température du matériau dans cette zone. Du fait de la vitesse de déformation importante, une faible proportion de la chaleur générée dans cette zone est évacuée par les différents éléments intervenant dans la coupe (l'outil, le copeau et la pièce). De ce fait les propriétés mécaniques du matériau sont modifiées et la résistance mécanique diminue. Ce phénomène est appelé adoucissement thermique.

Le cisaillement catastrophique se présente quand le taux d'adoucissement thermique dépasse le taux d'écrouissage dans la zone de cisaillement primaire. Cela entraîne une localisation de la déformation dans des zones très étroites, qui se retrouvent dans le copeau sous la forme de bandes de cisaillement [32]. Le terme « cisaillement adiabatique » est utilisé dans la littérature pour désigner ce phénomène, du fait des très forts gradients de température ayant lieu dans la zone de cisaillement primaire pendant des intervalles de temps très courts, raison pour laquelle il y a peu de transfert thermique.

Barry et Byrne [116] étudient la formation du copeau sur des aciers traités thermiquement avec des duretés entre 45 et 60 HRC. Les auteurs soutiennent que l'instabilité principale dans la zone primaire durant la formation du copeau dentelé correspond à du cisaillement adiabatique, qui commence à la pointe de l'outil et se propage vers la surface

libre du copeau (figure I.34). Pour le mécanisme de formation de la région supérieure du copeau (voisin à la surface libre) deux possibilités sont observées. Dans le cas des conditions sévères de coupe (dureté élevée et grande vitesse), le mécanisme est celui de la fracture ductile. Pour des conditions moins sévères, la formation de cette région se produit par déformation plastique élevée.

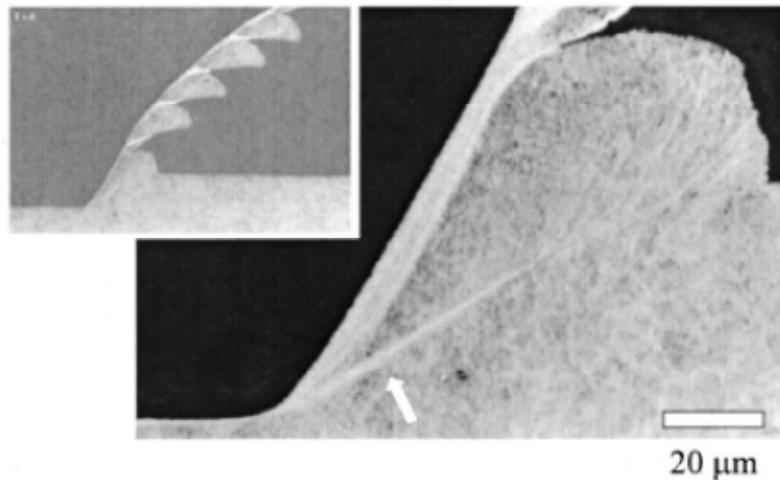


Figure I.34 : Formation du copeau dentelé par cisaillement adiabatique [116].

b- Théorie de la formation périodique de fissures

Si la plupart des auteurs soutiennent la théorie du cisaillement catastrophique [116], d'autres théories tentent d'expliquer différemment la formation des copeaux dentelés. Shaw et Vyas [117] soutiennent que la formation du copeau dentelé est due à une fissure qui se forme d'abord à l'extérieur du copeau et se propage ensuite vers la pointe de l'outil. D'autre part, Poulachon et Moisan [23] estiment qu'il y a une transition entre le cisaillement et la fissuration. La formation des fissures est conditionnée par la vitesse de coupe et la dureté du matériau. La figure I.35 présente un schéma du mécanisme de formation du copeau dentelé d'après l'hypothèse de fissuration. Une fois la contrainte critique de cisaillement atteinte, la fissure se forme et se propage vers l'outil à travers le volume AA'BB', qui n'a pratiquement subi aucune déformation. Ensuite, ce volume est éjecté et la distance AA' diminue à mesure que l'outil avance. Lorsque cette distance est pratiquement fermée, de grandes déformations plastiques et vitesses d'éjection ont lieu, tandis que la température augmente. Finalement, le champ de contrainte de compression qui avait chuté redevient maximal, engendrant une nouvelle fissure.

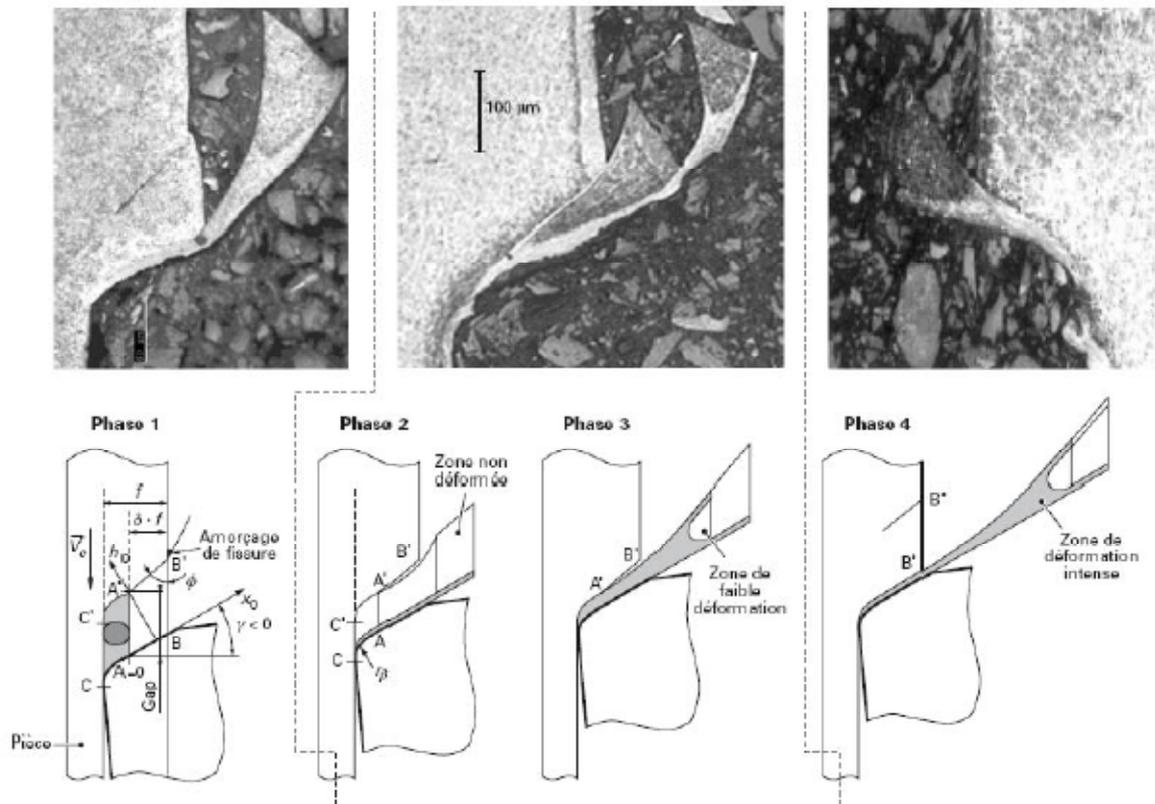


Figure I.35 : Phases de formation du copeau par fissuration [23].

I.6 - Conclusion et position du problème :

L'analyse bibliographique (chapitre I), montre que la coupe des métaux est un processus complexe qui fait intervenir de nombreux paramètres. Nous avons résumé dans ce chapitre les différents phénomènes régissant ce processus et les paramètres qui le contrôlent. Nous avons présenté aussi le tournage dur technique récente d'usinage. Malgré ces avantages n'a débouché que récemment dans les ateliers de l'industrie automobile. Les grandes entreprises ayant compris les gains financiers qu'elles pouvaient en tirer, sont nombreuses. Les pièces usinées sont des baladeurs, des couronnes, des manchons d'accouplement, des flasques d'entraînement, des pignons, des arbres, des cages de roulement. La recherche d'une productivité toujours meilleure est donc une préoccupation majeure. Cette amélioration permanente repose plus ou moins directement sur l'étude approfondie des mécanismes physiques et des lois régissant ce procédé et une maîtrise des paramètres qui le contrôlent. Celle-ci reste donc un objectif essentiel. Parmi le grand nombre des ces paramètres qui influent sur le processus de coupe, tels que la précision d'usinage, la qualité de la surface

usinée, la puissance de coupe, le coût de fabrication et la productivité de travail, on peut citer la machine-outil. En effet pendant la réalisation des essais dans ce domaine, on considère généralement que la machine-outil est un facteur invariable, ou qui a, relativement une influence négligeable. Alors qu'en réalité le parc machines-outils existant se distingue par une grande diversité. Autrement dit les machines-outils se différencient les unes des autres par leurs caractéristiques techniques, tels que la rigidité, la précision, la cinématique, le degré d'automatisation ...etc.

En se basant sur ce bref constat, on se pose souvent la question sur la reproductibilité et l'éventail de validité des résultats expérimentaux obtenus dans les laboratoires de recherche. C'est d'ailleurs la raison pour laquelle nous avons mené cette étude afin de trouver une réponse à cette question.

En se référant à l'importance économique et scientifique que révèle la question de l'influence de la machine-outil sur les paramètres technologiques et pour répondre à la question posée ci-dessus, on s'est fixé l'objectif d'apporter notre contribution d'une part, à définir l'influence de la machine-outil, caractérisée par sa rigidité statique sur les paramètres technologiques en particulier lors de l'usinage des matériaux durs et d'autre part d'apporter une contribution à la connaissance de phénomènes physiques mis en jeu lors de la coupe d'aciers traités dans le but d'apporter des réflexions et des développements nouveaux à cette technique. Ceci nous a conduit à faire appel aux méthodes numériques, et notamment la méthode des éléments finis, qui permet d'avoir accès à des variables internes (champs de déplacements, de contraintes, de températures ...) difficilement analysables à l'aide des méthodes expérimentales traditionnelles. Il est important de noter que, dans le cadre général de l'usinage, les procédés sont tridimensionnels. Par ailleurs, une limitation inhérente aux approches éléments finis vient de la nécessité d'un remaillage régulier du domaine de la pièce. Si actuellement des procédures des remaillages pour les modèles bidimensionnels sont opérationnelles, le remaillage en 3D reste encore aujourd'hui un problème ouvert. Cet état de fait limite considérablement les possibilités des simulations éléments finis en 3D [104]. Nous allons nous limiter dans cette étude à la modélisation numérique de la coupe orthogonale à travers la méthode de calcul ABAQUS-Explicit. Elle nous sert essentiellement à déterminer le profil de la température à l'interface outil-copeau et à identifier la phénoménologie de la formation du copeau lors de l'usinage des matériaux durs.

D'après l'étude bibliographique, il ressort que pour la détermination de la relation fonctionnelle qualitative et quantitative entre les paramètres technologiques étudiés et les facteurs variables, on est amené à utiliser l'une des deux méthodes suivantes :

- Les méthodes de longue durée (Classiques).
- les méthodes de courte durée (accélérées).

D'après [55, 56] et autres, les essais de longue durée réalisés dans les conditions proches de celles utilisées dans l'industrie bien qu'ils nécessitent beaucoup de matière et de temps donnent des résultats moins dispersés, au contraire les essais accélérés, peuvent être réalisés avec un minimum de matière en des temps très courts, alors que les résultats sont de faibles précisions comparativement à ceux de longue durée. Dans ces dernières années, les méthodes classiques, ont été remplacées par celles statistiques, qui sont basées sur le principe de planification des expériences [57]. Ceci est nécessaire non seulement pour augmenter l'efficacité de l'étude, mais aussi pour donner satisfaction au caractère complexe et aléatoire du processus de coupe [58].

Chapitre II

Procédure expérimentale

II.1 - Introduction :

Dans ce chapitre, nous présentons l'ensemble des outils mis en œuvre pour la réalisation des expériences afin de déterminer l'influence de la rigidité de la machine-outil sur les paramètres technologiques. Cela va consister en une présentation du matériel qui sert au suivi de l'évolution de l'usure, des efforts de coupe générés, de la rugosité des surfaces obtenue lors de l'usinage et l'observation microscopique de la couche blanche. Nous présentons également la démarche utilisée pour la planification et les conditions de réalisation des expériences. Les essais nécessaires à notre étude ont été effectués au Laboratoire de Mécanique des Matériaux et Maintenance Industrielle (LR3MI), département de Génie Mécanique, Université de Annaba et au Laboratoire de Physique et Mécanique des Matériaux (LPMM), Université Paul Verlaine, METZ, France.

II.2 - Présentation du matériel :

Pour la réalisation des expériences; il est nécessaire de préparer les équipements et les moyens suivants :

II.2.1 - Machines-outils :

❖ L'usinage des aciers C22 et AISI 4140 (42CrMo4) durci a été réalisé respectivement sur les tours parallèles à charioter et à fileter 1,2 et 3 et à commande numérique 4 et 5 (Tableau II.1) :

Tableau II.1 : Caractéristiques des machines-outils utilisées :

| Machine Outil (Tour) | Modèle machine | Puissance Moteur (kW) | Distance entre-pointe (mm) | Poids (daN) | Année de fabrication |
|-------------------------------------|---------------------------|----------------------------------|---------------------------------------|------------------------|---------------------------------|
| N°1 | 1A616 | 4,4 | 700 | --- | 1972 |
| N°2 | SN40C | 6,6 | 1500 | 1720 | 1986 |
| N°3 | SN40C | 6,6 | 1000 | 1620 | 1986 |
| N°4 | RAMO RTN30 | 33 kW | 700 | 4800 | 1998 |
| N°5 | Ernault-Somoua HES400 | 15 kW | 1000 | 5000 | --- |

❖ En tournage dur, des machines extrêmement rigides, puissantes et précises sont recommandées. Les outils utilisés (CBN7020) sont également très durs. Toute faiblesse dans le système machine-outil entraîne forcément une dégradation rapide de l'outil et de l'état de surface. De manière générale, un tour adapté à l'usinage des matériaux durs doit présenter un certain nombre de caractéristiques :

- Faibles vibrations en usinage, donc une bonne rigidité et un bon amortissement en particulier pour le bâti,
- Précision et fiabilité des déplacements du chariot,
- Des jeux de broches et d'éléments mobiles aussi faibles que possible.

❖ Les tours à commande numérique qui ont servi pour effectuer les essais en tournage dur sont représentés sur la figure II.1.



(a)



(b)

Figure II.1 : Tours à commande numérique utilisés, (a) Ernault-Somoua HES400, (b) RAMO RTN30.

Ces machines d'essai (les tours parallèles et à commande numérique), ont été soumises également aux différents contrôles de précision géométrique dans les deux plans (horizontal et vertical). A titre indicatif on peut citer le parallélisme entre l'axe du tour et le déplacement longitudinal du traînard, le parallélisme entre la direction de déplacement de la contre poupée et celle du traînard, ainsi que le battement axial et radial de la broche. Les résultats de contrôle ont montré qu'ils sont conformes aux normes de précision des tours.

II.2.2 - Matière à usiner :

Les essais d'usinage ont été réalisés à sec sur deux nuances d'acier :

❖ Des rondins en acier C22, d'un diamètre de 70 mm de dureté 80 HB. Pour s'assurer de la rigidité du système, la longueur des éprouvettes a été choisie égale à 450 mm, découpés à partir des barres laminées de 6 m de longueur. L'analyse X de l'acier étudié a donné la composition chimique suivante (Tableau II.2).

Tableau II.2 : Composition chimique de l'acier C22.

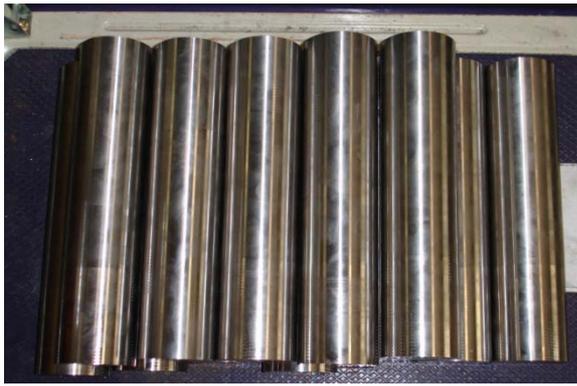
| C | Cr | S | Mn | Al | Si | V | P | Cu | Mo | Sn | Ni | Ti | Nb |
|------|-------|-------|-----|-------|------|-------|-------|------|-------|------|-------|-------|--------|
| 0.16 | 0.108 | 0.032 | 0.7 | 0.058 | 0.27 | 0.016 | 0.015 | 0.29 | 0.027 | 0.01 | 0.105 | 0.003 | traces |

❖ Des éprouvettes cylindriques en acier traité (50 HRC) de nuance AISI 4140 (42 CrMo4). Le diamètre initial des pièces est de 80 mm. La longueur des éprouvettes est de 300 mm, découpés à partir des barres laminées de 6 m de longueur. La composition chimique de l'acier est donnée dans le tableau II.3.

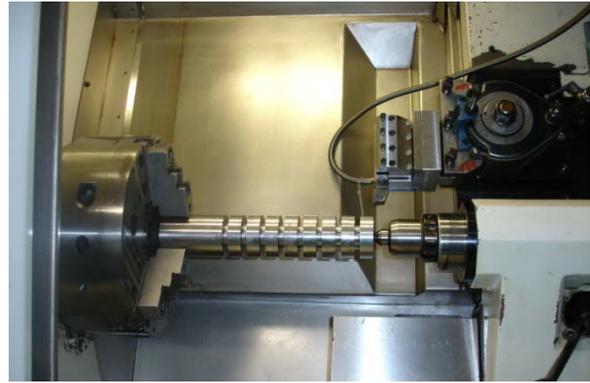
Tableau II.3 : Composition chimique de la nuance AISI 4140 (42 CrMo4).

| C | Cr | S | Mn | Al | Si | As | P | Cu | Mo | Ca | Ni | N | Fe |
|------|------|---|------|------|------|------|------|----|------|------|----|---|-----|
| 0.42 | 1.11 | - | 0.13 | 0.71 | 0.64 | 0.26 | 0.25 | - | 0.95 | 0.02 | - | - | Bal |

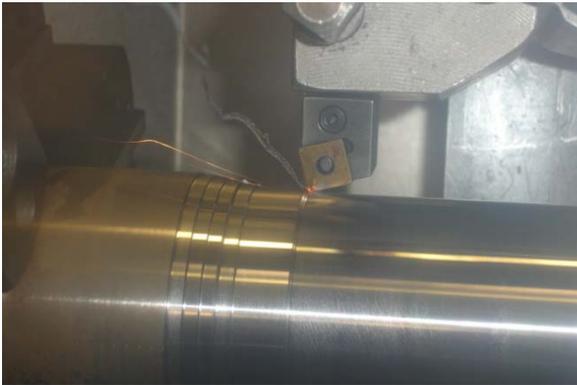
➤ Pour les essais des efforts de coupe et de la rugosité de la surface usinée, les éprouvettes ont été préparées en paliers, soit (08) huit paliers sur chaque éprouvette correspondant au nombre de régimes du plan des expériences planifiées. Pour le suivi de l'évolution de la rugosité de la surface usinée en fonction de l'usure des outils de coupe, des paliers ont été laissés en fin de chaque passe (figure II.2.(c)).



(a)



(b)



(c)

Figure II.2: Photos des éprouvettes. (a) Essais d'usure, (b) Essais d'efforts de coupe et de la rugosité, (c) Paliers laissés pour la mesure de la rugosité.

II.2.3 - Outils de coupe :

a- L'usinage de l'acier C22 a été effectué avec des plaquettes (SNMN1204MO réversibles) en carbure métallique « nuance P25 », ayant des arêtes tranchantes rompues par des dégagements étagés au niveau du sommet (figure II.3). Le porte-plaquette est du type CSBNR322512, ayant les paramètres géométriques: $R_r = 75^\circ$, $R_{r1} = 0^\circ$ (sur une longueur de 1,4mm), $\gamma = -6^\circ$, $\alpha = 6^\circ$, $\lambda = -6^\circ$. Le montage de la pièce est mixte (Mandrin - Contre pointe) et le porte à faux de l'outil est de 25 mm.

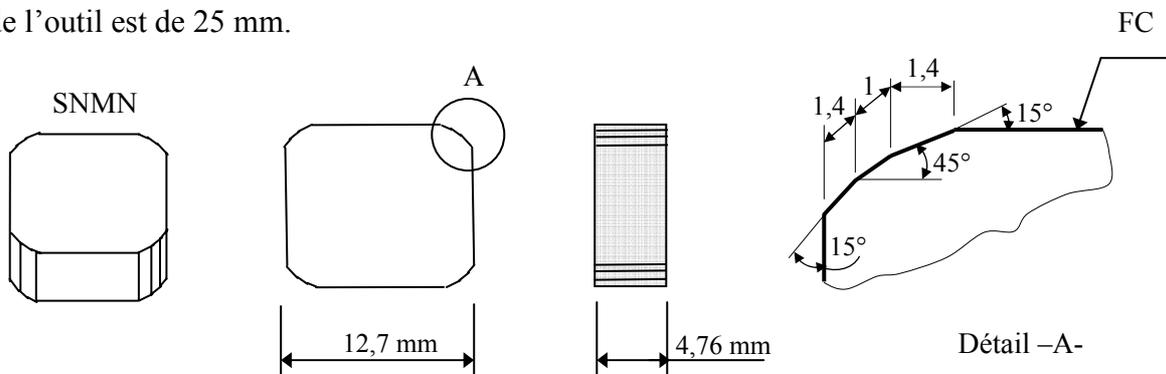


Figure II.3: Géométrie de la plaquette P25.

b- Pour le tournage dur, la plaquette de coupe utilisée est de nuance CBN 7020 (figure II.4), amovible de forme carrée indiquant 20° de chanfrein sur 0,1 mm de largeur, un rayon de raccordement ρ d'environ 0,03mm, et elle est composée essentiellement de 57 % CBN et 35 % TiCN. Sa désignation est SNGA 120408 S01020 CB7020. La plaquette a également un revêtement PVD TiN de $2\ \mu\text{m}$ d'épaisseur pour faciliter la détection de l'usure. Le porte plaquette est du type CSBNR 2525M12, ayant les paramètres géométriques de la partie active matérialisée par : $\chi_r = 75^\circ$; $\alpha = 6^\circ$; $\gamma = -6^\circ$; $\lambda = -6^\circ$.

S : Carré

N : Angle de dépouille = 0°

G : Tolérance

A : Insert au coin

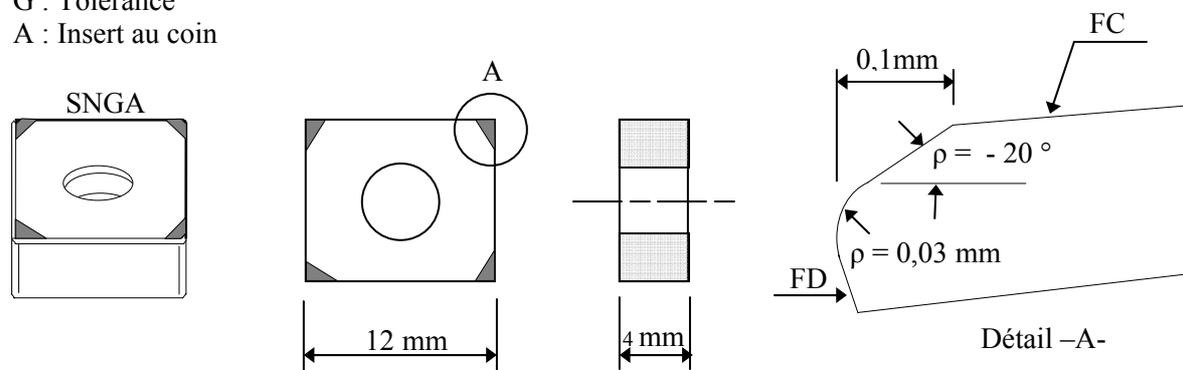
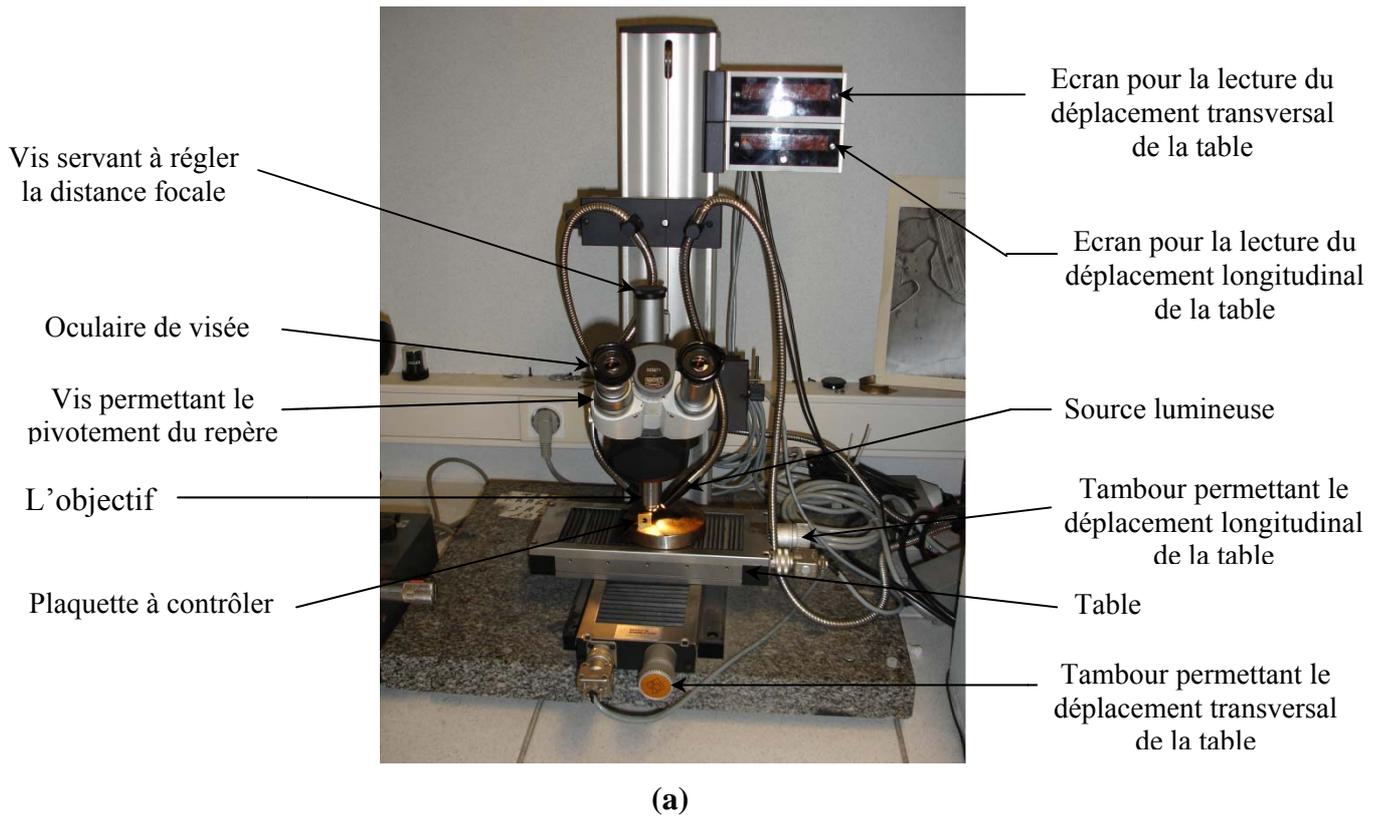


Figure II.4: Géométrie de l'insert PCBN.

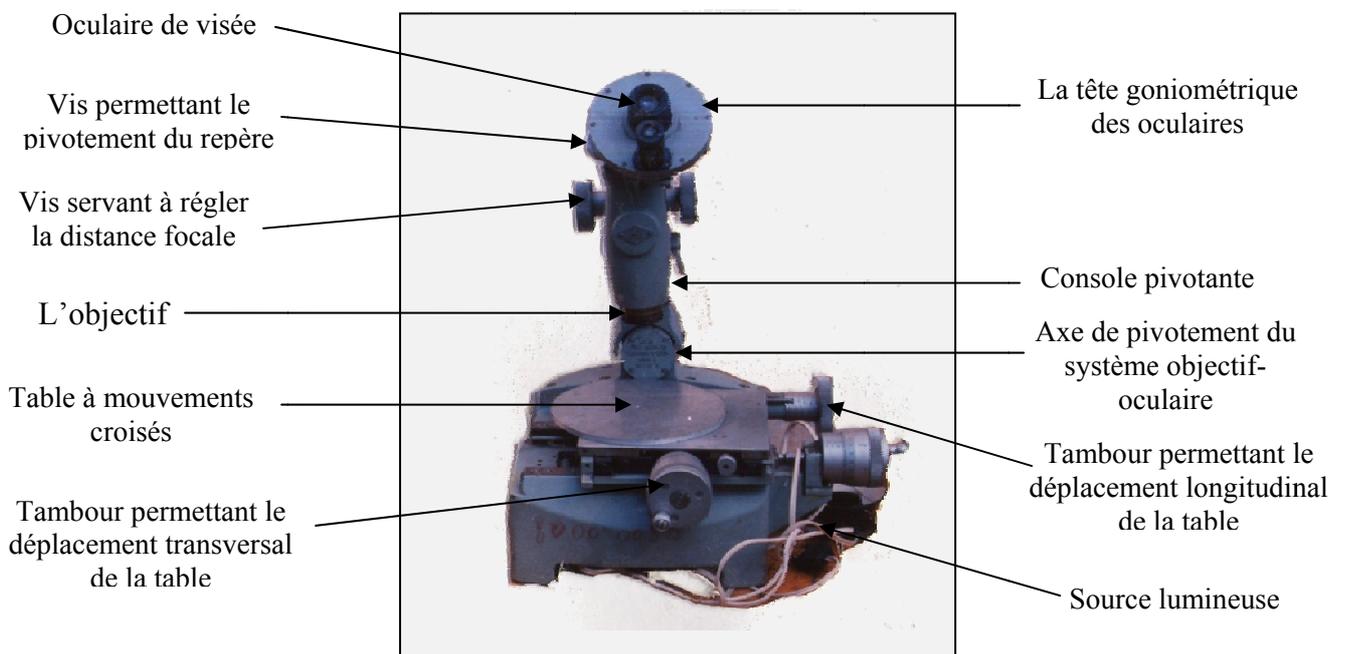
II.2.4 - Instruments de contrôle et de mesure :

II.2.4.1- Microscopes pour la mesure de l'usure :

Le contrôle de l'usure suivant la surface de dépouille a été réalisé sur deux microscopes optiques. Sur un microscope optique NACHET 333271 (figure II.5 (a)) lors de l'usinage de l'acier 42CrMo4 / AISI 4140 de 50 HRC, ayant une précision de 0,001mm. Et sur un microscope optique d'atelier lors de l'usinage de l'acier C22 (figure II.5 (a)) ayant une précision de 0,005mm.



(a)



(b)

Figure II.5 : Microscopes utilisés pour la mesure de l'usure en dépouille.

(a) Lors de l'usinage de l'acier 42CrMo4 / AISI 4140 de 50 HRC.

(b) Lors de l'usinage de l'acier C22.

II.2.4.2- Microscopes pour la mesure de l'usure en cratère et de la rugosité de la surface usinée : L'endommagement sur la face de coupe qui présente la forme d'un cratère sera caractérisé par la profondeur maximale K_T . Dans le but de localiser de manière très précise K_T , une topographie de la face de coupe a été effectuée pour chaque outil par méthode interférométrique via un microscope à lumière blanche WYKO 1000. Alors que pour la mesure des différents critères de rugosité de la surface usinée, nous avons utilisé en plus du microscope Interférométrique un rugosimètre Pocket Surf III :

❖ **Un Microscope Interférométrique 1000** (figure II.6) : Equipé d'une interface informatique qui permet de diriger l'acquisition à partir d'un ordinateur. Le logiciel employé est Vision 32 qui permet l'acquisition et le traitement du signal de l'usure en cratère et de l'état de surface (figure II.7 et II.8). On peut ainsi déterminer plusieurs critères de rugosité et la profondeur du cratère. Les éléments constituant le microscope sont comme suit :

1- Vis de réglage grossier ; 2- Ouverture pour le changement de la focale ; 3- Vis micrométrique de réglage fin ; 4- Objectif ; 5- Potentiomètre pour le réglage de l'éclairage de l'échantillon ; 6- Tirette de réglage VSI / PSI ; 7- Ecran de contrôle ; 8- PC pour le traitement des données ; 9- Vis de réglage de planéité du plateau de mesure.

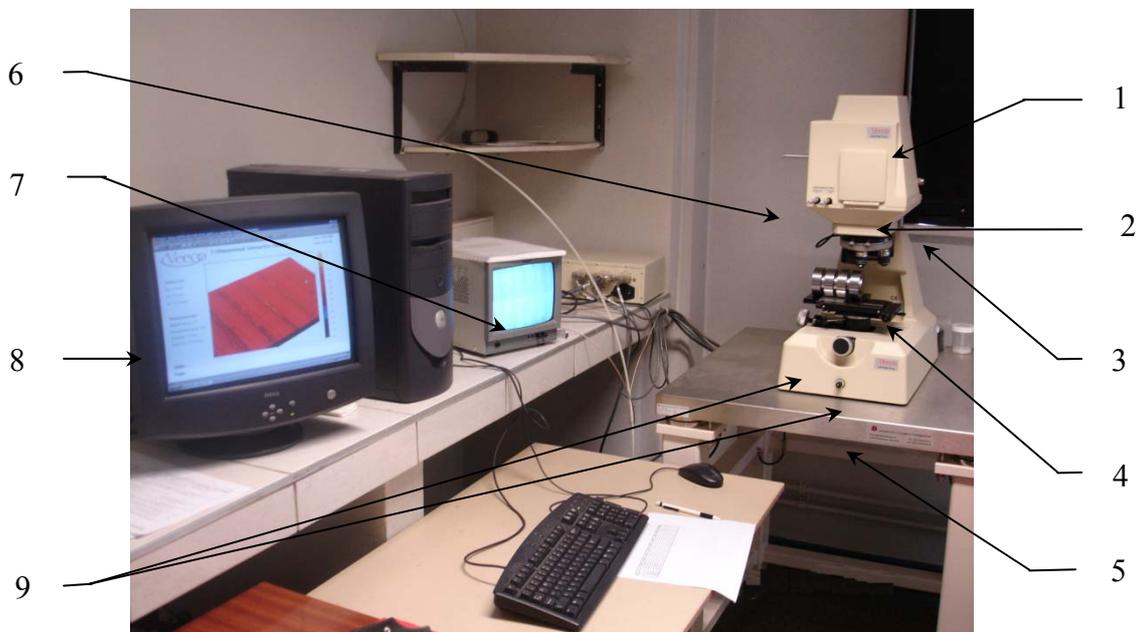


Figure II.6 : Microscope Interférométrique utilisé pour la mesure de l'usure en cratère et de la rugosité de la surface usinée.

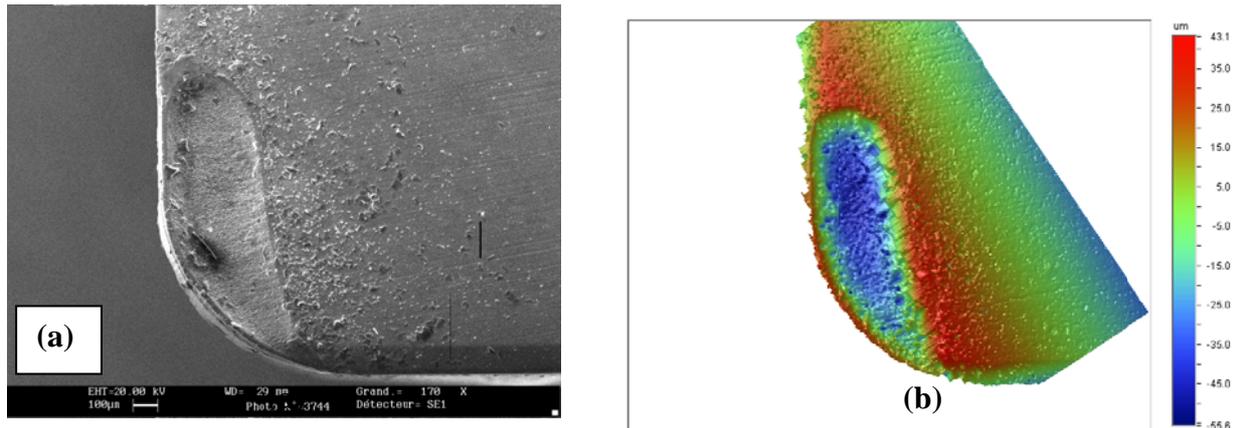


Figure II.7 : Topographie de la surface en cratère, $V_c = 300$ m/min, $f = 0.1$ mm/tr, $a_p = 1$ mm, temps de coupe = 6.26 min. (a) par MEB, (b) un microscope à lumière blanche.

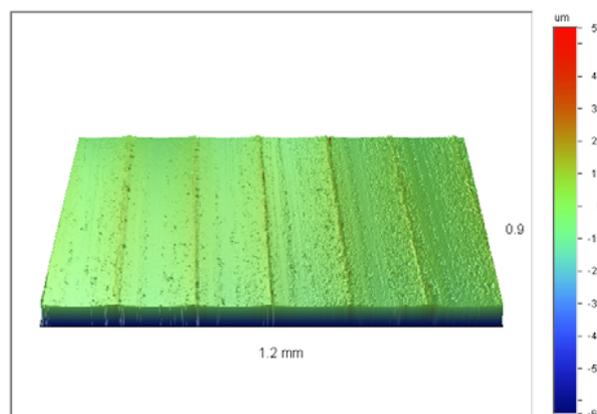


Figure II.8 : Topographies d'une surface usinée avec le tournage dur ($R_a = 0.21$ μm) obtenue par le microscope interférométrique.

($V_c = 400$ m/min, $f = 0,05$ mm/tr, $a_p = 0,5$ mm, Temps = 30 sec)

❖ **Un Rugosimètre Pocket Surf III** (figure II.9) : Pour s'assurer des résultats obtenus par le microscope, la mesure de la rugosité a été réalisée directement sur la machine et sans démontage de la pièce. Le principe de la mesure de l'état de surface est le déplacement d'un palpeur sur la pièce. Le déplacement transversal de la pointe détermine les valeurs de différents paramètres de la rugosité de la surface usinée.



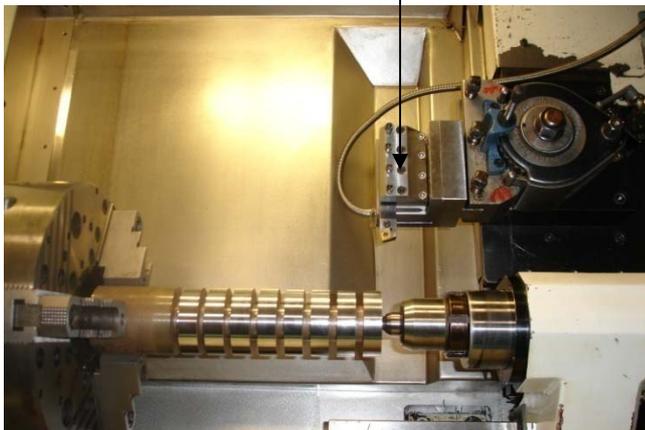
Figure II.9 : Rugosimètre Pocket Surf III.

II.2.4.3 - Table d'acquisition des efforts de coupe :

Nous avons utilisé une table de mesure d'efforts de coupe KISTLER (figure II.10 (a)). Cette platine permet d'enregistrer l'intensité des efforts de coupe en temps réel selon les trois directions principales de coupe X, Y et Z :

- F_x : force d'avance ou effort axial,
- F_y : force de refoulement ou effort radial,
- F_z : force de coupe ou effort tangentiel.

Capteur d'effort de coupe –KISTLER–



(a)



(b)

Figure II.10 : Table d'acquisition des efforts de coupe.

La table KISTLER est un dispositif qui fait partie du groupe des appareils de mesure directe. Les efforts occasionnés par la coupe sont transmis à travers le porte outil aux capteurs piézoélectriques. Nous avons utilisé ce type d'instrumentation puisque ces dispositifs sont les plus utilisés pour mesurer les efforts de coupe en usinage.

La force à mesurer est introduite sur la plaque de recouvrement et distribuée sur les 4 capteurs de force à 3 composantes qui sont montés sous précontrainte élevée entre la plaque de base et le recouvrement (Figure II.11(a)). Cette précontrainte est nécessaire pour transmettre par frottement les efforts du plan xy aux capteurs d'axes verticaux. Les quatre capteurs sont montés avec isolement électrique par rapport à la masse. Ainsi les problèmes de circuits de retour par la terre sont largement éliminés. Un isolement thermique spécial est installé dans la plaque supérieure qui rend le dynamomètre largement insensible aux influences de température. Les capteurs de force comprennent chacun trois paires de plaquettes en cristal de quartz (Figure II.11(b)). Deux paires sont sensibles au cisaillement F_x et F_y , alors que l'autre est sensible à la compression F_z (figure II.11(c)). La direction de la sensibilité est fonction de l'orientation des cristaux de quartz. La force appliquée sur un cristal de quartz le déforme et lui fait produire une charge électrique proportionnelle à cette déformation. Ainsi, lorsqu'une force avec une direction quelconque est appliquée sur la plaque de recouvrement, elle est répartie sur les quatre capteurs qui envoient chacun trois signaux correspondants aux trois axes orthogonaux. Les sorties des capteurs sont interconnectées à l'intérieur du dynamomètre de façon à permettre les mesures de l'effort sur les trois composantes.

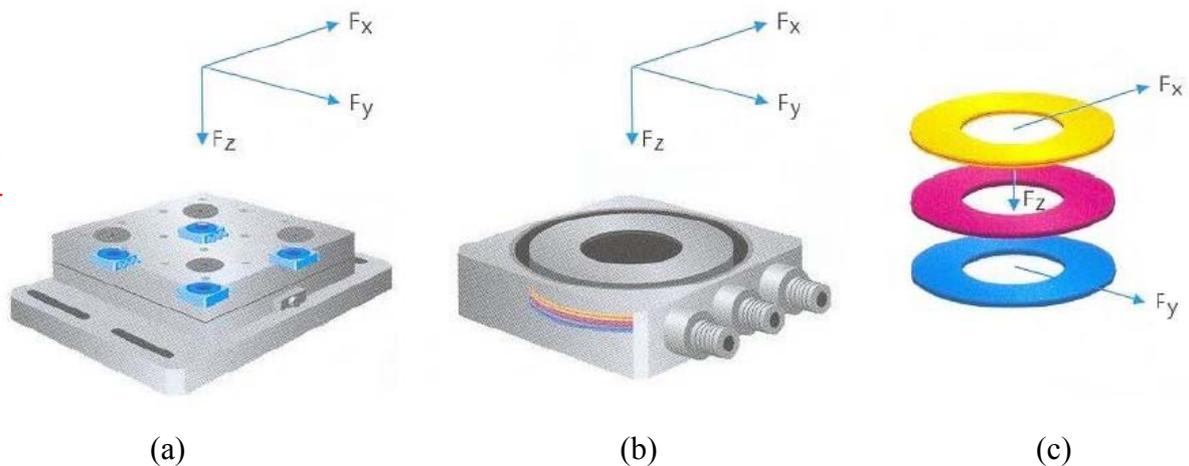


Figure II.11 : Dynamomètre à trois composantes, (a) Dynamomètre, (b) Capteur, (c) Disques Piézoélectriques.

❖ **Chaîne de mesure** : La chaîne de mesure des efforts de coupe (figure II.12) comprend un capteur de force (table KISTLER), une unité d'amplificateurs de charge et d'adaptation électronique, et un enregistreur lié au micro ordinateur, comme le montre le schéma suivant :

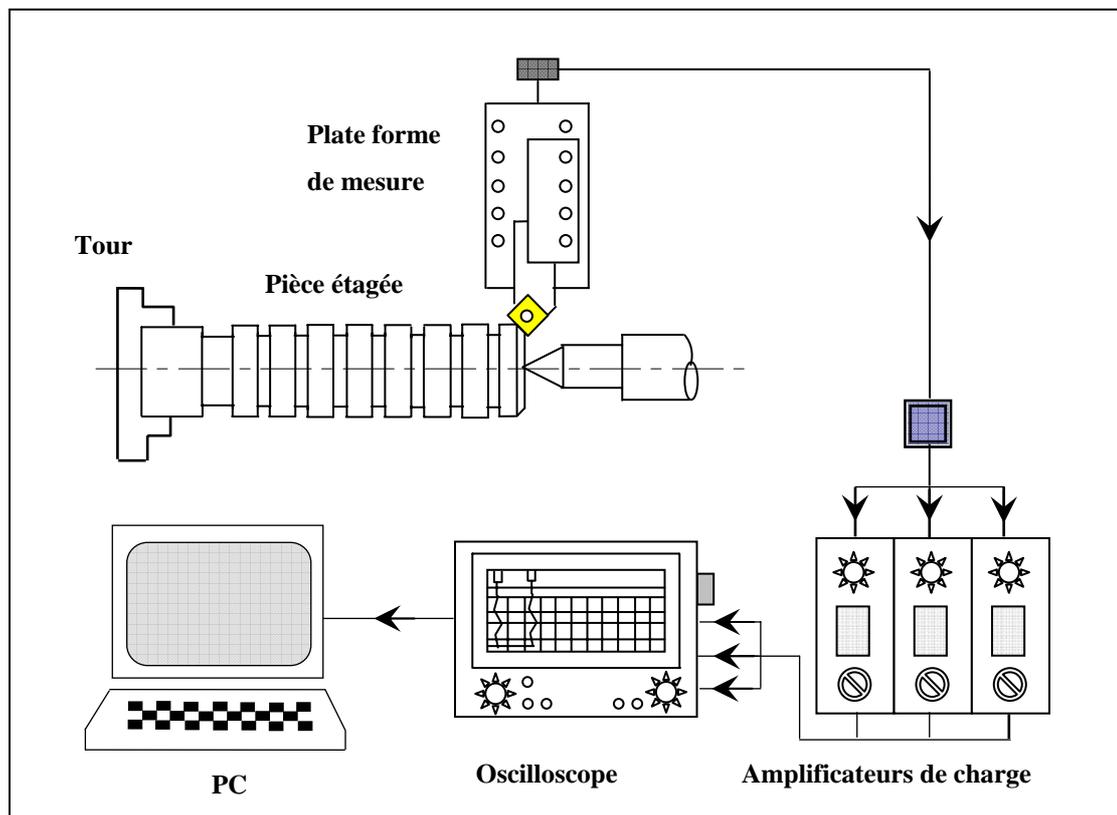


Figure II.12 : Chaîne de mesure des efforts de coupe.

Pour la mesure des trois composantes de l'effort de coupe (F_x , F_y , F_z), les signaux à la sortie de la plate forme de mesure sont réunis par les câbles de connexion. Les signaux sont transmis à des amplificateurs de charge permettant d'obtenir des échelles entières en [N/V], puis à un Oscilloscope et à un ordinateur. Un logiciel de traitement de signal (WaveStar) est utilisé pour exploiter les résultats. Le fabricant des dynamomètres Kistler définit la gamme de fréquence utilisable ou bande passante du dynamomètre.

II.2.4.4 - Microscope à balayage électronique et d'analyse X :

Le microscope électronique à balayage utilisé dans cette étude est un appareil JEOL-6340F (figure II.13). Ce dernier permet de faire l'analyse X (Analyse EDS : Energie Dispersion Spectrum ; Analyse WDS : Wave Dispersion Spectrum) ; l'analyse EBSD (Electron Back Scatter Diffraction) ; et l'analyse d'image. Ce dernier permet en particulier de voir des images de surfaces à très grand grossissement et offre une très grande profondeur de champ. Le logiciel utilisé pour le traitement des données est VISTA.



Figure II.13 : Microscope à balayage électronique et d'analyse X.

II.3 - Méthodologie de recherche

L'étude des phénomènes de coupe des matériaux consiste à rechercher les relations entre les paramètres d'entrée tels que le régime de coupe (V_c , f , a_p), la géométrie de l'outil (r , α , β , γ , ... etc.), les caractéristiques du matériau (HB, Rr, %C, ... etc.), les conditions d'usinage et la rigidité du système MO.D.O.P et les paramètres de sortie tels que la tenue des outils de coupe, la précision d'usinage, les efforts de coupe, la rugosité de la surface usinée, la productivité, ... etc.

Notons x_1, x_2, \dots, x_n comme paramètres d'entrée, et y_1, y_2, \dots, y_n comme paramètres de sortie.

Pour étudier l'action d'un ou plusieurs facteurs d'entrée (x_1, x_2, \dots, x_n) sur un paramètre de sortie (y) nous pouvons mathématiquement utiliser une des deux méthodes suivantes :

- Méthode unifactorielle,
- Méthode multifactorielle.

II.3.1 Méthode unifactorielle

Cette méthode est indispensable lorsqu'il s'agit de déterminer l'action d'un seul facteur d'entrée (x) sur un paramètre de sortie (y). Pour cela, on donne une série de valeurs discrètes au facteur examiné x [$x_i \in \{X_{\min}, X_{\max}\}$], tout en maintenant tous les autres facteurs constants (tableau II.4). Pour chaque $X = X_i$; on réalise un essai et on mesure la valeur correspondante de y_i , ($i = 1 \div N$) [43].

Souvent on utilise cette méthode qui permet d'obtenir une relation de la forme $y = f(x)$.

Tableau II.4 : Réalisation des essais d'après la méthode unifactorielle.

| N° essai | Facteur d'entrée | Paramètres de sortie | | | | | |
|-------------|---------------------|----------------------|----------|----------|------|----------|--------------------|
| | | y_1 | y_2 | y_3 | | y_n | Y_{moy} |
| 1 | x_1 | y_{11} | y_{21} | y_{31} | | y_{n1} | Y_{moy_1} |
| 2 | x_2 | y_{12} | y_{22} | y_{32} | | y_{n2} | Y_{moy_2} |
| - | - | - | - | - | | - | - |
| i | x_i | y_{1i} | y_{2i} | y_{3i} | | y_{ni} | Y_{moy_i} |
| - | - | - | - | - | | - | - |
| N-1 | - | - | - | - | | - | - |
| N | x_N | y_{1N} | y_{2N} | y_{3N} | | y_{nN} | Y_{moy_N} |

II.3.2 Méthode multifactorielle

Cette méthode est utilisée lorsqu'il s'agit d'étudier l'action simultanée de plusieurs facteurs d'entrée X_i sur le paramètre de sortie y . On est conduit dans ce cas, à déterminer une relation sous la forme $y = f(x_1, x_2, \dots, x_n)$. Il faudra donc faire varier simultanément les X_i (Tableau II.5).

Tableau II.5 : Réalisation des essais d'après la méthode multifactorielle.

| N° essai | Facteurs d'entrée | | | | | | Paramètres de sortie | | | | | |
|-------------|-------------------|-----------------|-------|-----------------|-------|-----------------|----------------------|-----------------|-----------------|-------|-----------------|-------------------|
| | X ₁ | X ₂ | | X _j | | X _m | Y ₁ | Y ₂ | Y ₃ | | Y _n | Y _{moy} |
| 1 | X ₁₁ | X ₂₁ | | X _{j1} | | X _{m1} | Y ₁₁ | Y ₂₁ | Y ₃₁ | | Y _{n1} | Y _{moy1} |
| 2 | X ₁₂ | X ₂₂ | | X _{j2} | | X _{m2} | Y ₁₂ | Y ₂₂ | Y ₃₂ | | Y _{n2} | Y _{moy2} |
| ... | | | | | | | | | | | | |
| ... | | | | | | | | | | | | |
| i | X _{1i} | X _{2i} | | X _{ji} | | X _{mi} | Y _{1i} | Y _{2i} | | | Y _{ni} | Y _{moyi} |
| ... | | | | | | | | | | | | |
| ... | | | | | | | | | | | | |
| N | X _{1N} | X _{2N} | | X _{jN} | | X _{mN} | Y _{1N} | Y _{2N} | Y _{3N} | | Y _{nN} | Y _{moyN} |

Dans la coupe des métaux, les lois liant la sortie y d'un système d'usinage aux paramètres d'entrée x₁, x₂, ..., x_n sont de la forme :

$$Y = C \cdot X_1^{k_1} X_2^{k_2} \cdot \dots \cdot X_n^{k_n} \tag{II.1}$$

où : C est une constante tenant compte de l'influence des facteurs ne figurant pas dans la relation (II.1)

k₁, k₂, ..., k_n sont des exposants reflétant, respectivement les degrés d'influence des facteurs x₁, x₂, ..., x_n sur le paramètre y [59].

Cette relation peut être complétée par les produits combinés des paramètres ou les interactions, ce qui permet d'élever la précision du modèle mathématique et avoir une bonne adéquation en particulier pour les matériaux à usinabilité difficile [60, 61]. Le modèle prend donc la forme

$$Y = C \cdot X_1^{k_1} X_2^{k_2} \cdot \dots \cdot X_m^{k_m} \cdot (X_1 \cdot X_2)^{k_{12}} \dots \dots (X_i \cdot X_m)^{k_{im}} \tag{II.2}$$

Dans certains cas, lors de l'usinage des matériaux difficilement usinables, on peut faire appel même à des modèles encore plus complexe de la forme suivante :

$$Y = C(X_1; X_2; \dots; X_m) \cdot X_1^{\alpha(X_1, X_2, \dots, X_m)} \cdot X_2^{\beta(X_1, X_2, \dots, X_m)} \dots \cdot X_n^{\delta(X_1, X_2, \dots, X_m)} \tag{II.3}$$

Où $C(x_1, x_2, \dots, x_m)$ est une fonction tenant compte des conditions de travail

$\alpha(X_1, X_2, \dots, X_m); \beta(X_1, X_2, \dots, X_m); \dots; \delta(X_1, X_2, \dots, X_m)$ sont des fonctions reflétant respectivement les degrés d'influence de $X_1, X_2 \dots X_m$ sur y .

Pour définir le modèle mathématique (II.3) il faut déterminer les fonctions $\alpha(X_1, X_2, \dots, X_n); \beta(X_1, X_2, \dots, X_n); \dots; \delta(X_1, X_2, \dots, X_n)$ [60].

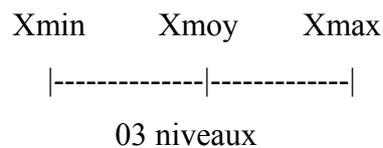
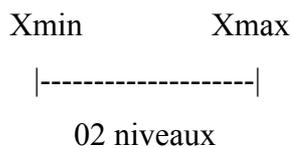
Pour cela nous considérons la méthode reposant sur le principe de minimisation des écarts quadratiques (Méthode des moindres carrés) associée à celle de planification des expériences.

❖ **Méthode de planification des expériences**

La méthode de planification des expériences consiste en la réalisation des essais où tous les facteurs varient simultanément selon un plan préalablement établi. Dans ce cas l'efficacité de l'expérience augmente, le nombre des essais diminue et le temps de réalisation sera minimal. Dans le cas des processus technologique la planification des expériences se fait d'après la succession suivante :

- **Détermination de l'intervalle de variation de chaque facteur**

Chaque facteur d'entrée x_j peut varier dans un intervalle bien défini soit $[X_{min} ; X_{max}]$, lorsque le facteur est considéré par ces valeurs nous avons une expérience à deux niveaux. Pour une expérience à trois (03) niveaux le facteur est considéré par $[X_{min} ; X_{moy} ; X_{max}]$.



- **Codification des facteurs**

C'est une procédure de transformation des valeurs naturelles des différents niveaux des facteurs en grandeurs codifiées et sans dimensions. Le but de cette procédure de codification est d'obtenir une présentation plus commode d'une matrice standard des expériences et faciliter le traitement des données expérimentales. La codification se fait d'après la formule suivante :

$$X_i = \frac{2(\ln X_i - \ln X_{max})}{(\ln X_{max} - \ln X_{min})} + 1 \tag{II.4}$$

- Détermination du nombre des essais :

Si le nombre d'expériences est N, le nombre de facteurs considérés est m et le nombre de niveaux p nous avons la relation :

$$N = p^m \tag{II.5}$$

Dans notre cas le nombre de facteurs d'entrée considérés est $m = 3$; (V_c, f, a_p) le nombre de niveaux adopté est $p = 2$, le nombre d'expériences nécessaires est donc $N = p^m = 2^3 = 8$, soit (08) huit expériences. Par conséquent la matrice de planification aura la forme du tableau II.6 :

Tableau II.6 : Matrice de planification des expériences pour un plan 2^3

| N° | Paramètres d'entrée | | | Paramètre de sortie | | | |
|----|---------------------|----------------|----------------|---------------------|-----------------|-----------------|-------------------|
| | X ₁ | X ₂ | X ₃ | Y ₁ | Y ₂ | Y ₃ | Y _{moy} |
| 1 | -1 | -1 | -1 | Y ₁₁ | Y ₂₁ | Y ₃₁ | Y _{moy1} |
| 2 | +1 | -1 | -1 | Y ₁₂ | Y ₂₂ | Y ₃₂ | Y _{moy2} |
| 3 | -1 | +1 | -1 | Y ₁₃ | Y ₂₃ | Y ₃₃ | Y _{moy3} |
| 4 | +1 | +1 | -1 | Y ₁₄ | Y ₂₄ | Y ₃₄ | Y _{moy4} |
| 5 | -1 | -1 | +1 | Y ₁₅ | Y ₂₅ | Y ₃₅ | Y _{moy5} |
| 6 | +1 | -1 | +1 | Y ₁₆ | Y ₂₆ | Y ₃₆ | Y _{moy6} |
| 7 | -1 | +1 | +1 | Y ₁₇ | Y ₂₇ | Y ₃₇ | Y _{moy7} |
| 8 | +1 | +1 | +1 | Y ₁₈ | Y ₂₈ | Y ₃₈ | Y _{moy8} |

- Détermination des coefficients du modèle statistique

Dans notre travail, nous avons considéré la tenue des outils de coupe (T), les efforts de coupe (Fz, Fx, Fy), la rugosité de la surface usinée (Ra) comme étant les paramètres de sortie du système d'usinage et les éléments du régime de coupe (V_c, f_z, a_p) comme étant les paramètres d'entrée. Les modèles mathématiques que nous avons utilisé s'expriment sous la forme des équations suivantes :

- Pour la tenue : $T = C \cdot V_c^{K_1} \cdot f^{K_2} \cdot a_p^{K_3}$ (II.6)

- Pour la rugosité : $Ra = C \cdot V_c^{K_1} \cdot f^{K_2} \cdot a_p^{K_3}$ (II.7)

- Pour l'effort de coupe : $F = C \cdot V_c^{K_1} \cdot f^{K_2} \cdot a_p^{K_3}$ (II.8)

Pour faciliter le traitement des modèles (II.6, II.7 et II.8) on doit les linéariser. Pour ce faire on prend les logarithmes de chaque membre de ces équations; ainsi l'équation II.6 devient :

$$\ln T = \ln C + k_1 \ln V_c + k_2 \ln f + k_3 \ln a_p \quad (\text{II.9})$$

Soit le changement de variable : $\ln T = Y$; $\ln C = C_0$; $\ln V = X_1$; $\ln f = X_2$; $\ln d = X_3$. Par conséquent l'expression (II, 6) prend la forme :

$$Y = C_0 + k_1 X_1 + k_2 X_2 + k_3 X_3 \quad (\text{II.10})$$

Pour que la relation (II.10) soit définie il est nécessaire de déterminer les coefficients: C_0 , k_1 , k_2 et k_3 . La méthode des moindres carrés exige que la somme des écarts quadratiques soit minimale, nous aurons alors :

$$Z = \sum_{i=1}^N (Y_i - Y_e)^2 \text{ soit minimale, où } Y_i \text{ et } Y_e \text{ sont respectivement les grandeurs de sortie}$$

expérimentales et calculée d'après le modèle.

$$Z = \sum_{i=1}^N [Y_i - (C_0 + k_1 X_{1i} + k_2 X_{2i} + k_3 X_{3i})]^2 \rightarrow \min \quad (\text{II.11})$$

En prenant les dérivées partielles de la somme (Z) par rapport aux inconnues C_0 , k_1 , k_2 et k_3 et en égalisant à zéro on obtient :

$$\frac{\partial Z}{\partial C_0} = 0; \quad \frac{\partial Z}{\partial k_1} = 0; \quad \frac{\partial Z}{\partial k_2} = 0 \text{ et } \frac{\partial Z}{\partial k_3} = 0 \quad (\text{II.12})$$

Déterminons chaque dérivée:

$$\frac{\partial Z}{\partial C_0} = -2 \sum_{i=1}^N [Y_i - (C_0 + k_1 X_{1i} + k_2 X_{2i} + k_3 X_{3i})] \quad (\text{II.13})$$

$$\frac{\partial Z}{\partial k_1} = -2 \sum_{i=1}^N X_{1i} \cdot [Y_i - (C_0 + k_1 X_{1i} + k_2 X_{2i} + k_3 X_{3i})] \quad (\text{II.14})$$

$$\frac{\partial Z}{\partial k_2} = -2 \sum_{i=1}^N X_{2i} \cdot [Y_i - (C_0 + k_1 X_{1i} + k_2 X_{2i} + k_3 X_{3i})] \quad (\text{II.15})$$

$$\frac{\partial Z}{\partial k_3} = -2 \sum_{i=1}^N X_{3i} \cdot [Y_i - (C_0 + k_1 X_{1i} + k_2 X_{2i} + k_3 X_{3i})] \quad (\text{II.16})$$

Les dérivées partielles sont nulles d'où les équations:

$$\frac{\partial Z}{\partial C_0} = 0 \Leftrightarrow -2 \sum_{i=1}^N Y_i - (C_0 + k_1 X_{1i} + k_2 X_{2i} + k_3 X_{3i}) = 0$$

$$\sum_{i=1}^N Y_i = \sum_{i=1}^N (C_0 + k_1 X_{1i} + k_2 X_{2i} + k_3 X_{3i}) \quad (\text{II.17})$$

$$\frac{\partial Z}{\partial k_1} = 0 \Leftrightarrow -2 \sum_{i=1}^N X_{1i} \cdot [Y_i - (C_0 + k_1 X_{1i} + k_2 X_{2i} + k_3 X_{3i})] = 0$$

$$\sum_{i=1}^N X_{1i} \cdot Y_i = \sum_{i=1}^N X_{1i} (C_0 + k_1 X_{1i} + k_2 X_{2i} + k_3 X_{3i}) \quad (\text{II.18})$$

$$\frac{\partial Z}{\partial k_2} = 0 \Leftrightarrow -2 \sum_{i=1}^N X_{2i} \cdot [Y_i - (C_0 + k_1 X_{1i} + k_2 X_{2i} + k_3 X_{3i})] = 0$$

$$\sum_{i=1}^N X_{2i} \cdot Y_i = \sum_{i=1}^N X_{2i} (C_0 + k_1 X_{1i} + k_2 X_{2i} + k_3 X_{3i}) \quad (\text{II.19})$$

$$\frac{\partial Z}{\partial k_3} = 0 \Leftrightarrow -2 \sum_{i=1}^N X_{3i} \cdot [Y_i - (C_0 + k_1 X_{1i} + k_2 X_{2i} + k_3 X_{3i})] = 0$$

$$\sum_{i=1}^N X_{3i} \cdot Y_i = \sum_{i=1}^N X_{3i} (C_0 + k_1 X_{1i} + k_2 X_{2i} + k_3 X_{3i}) \quad (\text{II.20})$$

Les équations (II.10) à (II.17) forment le système d'équation suivant :

$$\left[\begin{array}{l} \sum_{i=1}^N Y_i = N C_0 + k_1 \sum_{i=1}^N X_{1i} + k_2 \sum_{i=1}^N X_{2i} + k_3 \sum_{i=1}^N X_{3i} \\ \sum_{i=1}^N X_{1i} \cdot Y_i = C_0 \sum_{i=1}^N X_{1i} + k_1 \sum_{i=1}^N X_{1i}^2 + k_2 \sum_{i=1}^N X_{1i} X_{2i} + k_3 \sum_{i=1}^N X_{1i} X_{3i} \\ \sum_{i=1}^N X_{2i} \cdot Y_i = C_0 \sum_{i=1}^N X_{2i} + k_1 \sum_{i=1}^N X_{1i} X_{2i} + k_2 \sum_{i=1}^N X_{2i}^2 + k_3 \sum_{i=1}^N X_{2i} X_{3i} \\ \sum_{i=1}^N X_{3i} \cdot Y_i = C_0 \sum_{i=1}^N X_{3i} + k_1 \sum_{i=1}^N X_{1i} X_{3i} + k_2 \sum_{i=1}^N X_{2i} X_{3i} + k_3 \sum_{i=1}^N X_{3i}^2 \end{array} \right] \quad (\text{II.21})$$

Pour résoudre le système d'équation (II.21), il n'est pas nécessaire de reporter les valeurs naturelles des X_{ij} , nous remplaçons le X_{ij} par leurs valeurs codifiées (Tableau II.6) nous aurons le système d'équations suivant :

$$\left[\begin{array}{l} \sum_{i=1}^N Y_i = N \cdot C_0 \\ \sum_{i=1}^N X_{1i} \cdot Y_i = N \cdot k_1 \\ \sum_{i=1}^N X_{2i} \cdot Y_i = N \cdot k_2 \\ \sum_{i=1}^N X_{3i} \cdot Y_i = N \cdot k_3 \end{array} \right] \Rightarrow \left[\begin{array}{l} C_0 = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N Y_i \\ k_1 = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N X_{1i} \cdot Y_i \\ k_2 = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N X_{2i} \cdot Y_i \\ k_3 = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N X_{3i} \cdot Y_i \end{array} \right] \quad \text{(II.22)}$$

L'équation (II.6) est donc définie :

$$Y = C_0 + k_1 X_1 + k_2 X_2 + k_3 X_3 \quad \text{(II.23)}$$

Il faut décodifier l'équation (II.23) en remplaçant les X_{ij} par leurs valeurs selon la relation :

$$X_i = \frac{2(\ln X_i - \ln X_{i \max})}{(\ln X_{i \max} - \ln X_{i \min})} + 1 \quad \text{(II.24)}$$

Nous avons pour les paramètres (V_c, f_z, a_p)

$$X_1 = \frac{2(\ln V_c - \ln V_{c \max})}{(\ln V_{c \max} - \ln V_{c \min})} + 1 \quad \text{(II.25)}$$

$$X_2 = \frac{2(\ln f - \ln f_{\max})}{(\ln f_{\max} - \ln f_{\min})} + 1 \quad \text{(II.26)}$$

$$X_3 = \frac{2(\ln a_p - \ln a_{p \max})}{(\ln a_{p \max} - \ln a_{p \min})} + 1 \quad \text{(II.27)}$$

Simplifions la forme de ces équations en posant :

$$\ln X_{i \max} - \ln X_{i \min} = A_i \quad (\text{II.28})$$

$$\ln X_{i \max} + \ln X_{i \min} = B_i \quad (\text{II.29})$$

Nous aurons :

$$X_1 = \frac{2}{A_1} \cdot \ln X_1 - \frac{B_1}{A_1} \quad (\text{II.30})$$

$$X_2 = \frac{2}{A_2} \cdot \ln X_2 - \frac{B_2}{A_2} \quad (\text{II.31})$$

$$X_3 = \frac{2}{A_3} \cdot \ln X_3 - \frac{B_3}{A_3} \quad (\text{II.32})$$

L'équation (II.6) prendra la forme suivante une fois les valeurs des X_i injectées :

$$Y = C_0 + k_1 \left[\frac{2}{A_1} \cdot \ln X_1 - \frac{B_1}{A_1} \right] + k_2 \left[\frac{2}{A_2} \cdot \ln X_2 - \frac{B_2}{A_2} \right] + k_3 \left[\frac{2}{A_3} \cdot \ln X_3 - \frac{B_3}{A_3} \right]$$

Le développement de cette forme nous donne :

$$Y = C_0 + \frac{2k_1}{A_1} \cdot \ln X_1 - k_1 \frac{B_1}{A_1} + \frac{2k_2}{A_2} \cdot \ln X_2 - k_2 \frac{B_2}{A_2} + \frac{2k_3}{A_3} \cdot \ln X_3 - k_3 \frac{B_3}{A_3}$$

Pour simplifier cette forme, posons :

$$C_0 - k_1 \frac{B_1}{A_1} - k_2 \frac{B_2}{A_2} - k_3 \frac{B_3}{A_3} = d_0.$$

$$\frac{2k_1}{A_1} = d_1.$$

$$\frac{2k_2}{A_2} = d_2.$$

$$\frac{2k_3}{A_3} = d_3.$$

Le modèle prendra la forme suivante :

$$Y = d_0 + d_1 \ln X_1 + d_2 \ln X_2 + d_3 \ln X_3 \quad (\text{II.33})$$

Ce qui permet d'écrire :

$$Y = e^{d_0} \cdot X_1^{d_1} \cdot X_2^{d_2} \cdot X_3^{d_3} \quad (\text{II.34})$$

- Coefficient de corrélation

Le coefficient de corrélation entre le modèle mathématique et les résultats expérimentaux est donné par la formule suivante :

$$R = \sqrt{1 - \frac{\sum_{i=1}^N (Y_i - Y_{i \text{ mod}})^2}{\sum_{i=1}^N (Y_i - Y_{\text{ moy}})^2}} \quad (\text{II.35})$$

Où :

Y_i : Valeurs de sortie relevées directement de l'expérience.

$Y_{i \text{ mod}}$: Valeur calculée d'après le modèle.

$Y_{\text{ moy}}$: Moyenne arithmétique des valeurs expérimentales.

II.3.3 - Méthodologie d'essais :

Les essais consistent à faire des opérations de chariotage longitudinal à sec sur une longueur d'usinage constante. La méthodologie entreprise et celle de longue durée, associée à celle de planification des expériences [38, 56, 57, 61, 62]. Les essais ont été menés avec les plus grandes précautions. Les éprouvettes en acier C22 ont une dureté de 80 HB, alors que les éprouvettes de nuance AISI 4140 (42 CrMo4), initialement avec une dureté de 290 HB, ont été traitées thermiquement ce qui élève leur dureté jusqu'à 50 HRC. Le montage de la pièce est mixte (Mandrin - Contre pointe) et le porte à faux de l'outil est de 25 mm. Les intervalles de variation des éléments de régime de coupe sont :

- Pour l'usinage des éprouvettes en acier C22 : La vitesse de coupe (100 à 200) m/min, l'avance (0,11 à 0,22) mm/tr et la profondeur de passe (1 ÷ 2) mm.

- Pour l'usinage des éprouvettes de nuance AISI 4140 (42 CrMo4) : La vitesse de coupe (300 à 400) m/min, l'avance (0,05 à 0,1) mm/tr et la profondeur de passe (0,5 ÷ 1) mm.

II.3.4 - Conditions du traitement thermique :

Le traitement thermique des éprouvettes en acier AISI 4140 (42 CrMo4) a été assuré par Bodycote, Metal Technology, entreprise spécialisée dans les traitements thermiques. Les conditions du traitement sont :

- Préchauffage de 150 min à 750 °C.
- Chauffage de 150 min à 880°C.
- Trempe à l'huile de 40°C.
- Revenu à 320°C pendant 3h30'.

Suite à ce traitement thermique (trempe + revenu), la dureté des éprouvettes est passée de 290 HB à 50 HRC.

Chapitre III

Résultats et discussions.

III.1 - Introduction :

En se basant sur l'étude bibliographique (chapitre I), on constate que malgré l'apparition de nouvelles techniques au cours des dernières années, le procédé d'usinage reste à l'heure actuelle l'un des procédés les plus largement utilisés. La recherche d'une productivité toujours meilleure de la coupe des métaux est donc une préoccupation majeure. Cette amélioration permanente repose plus ou moins directement sur l'étude approfondie des mécanismes physiques et des lois régissant ce procédé. Celle-ci reste donc un objectif essentiel. Son intérêt ne peut être éclipsé par le développement de nouveaux moyens d'usinage ou de nouvelles techniques de commande et de programmation même si ces derniers points participent aussi au développement de la fabrication à grande vitesse. La mise en oeuvre rationnelle de ces techniques passe en effet par une connaissance approfondie du processus de coupe et une maîtrise des paramètres qui le contrôlent. Dans la coupe des métaux, le procédé de tournage, objet de notre étude, représente à lui seul 33% du domaine de l'usinage par enlèvement de copeaux [22]. La connaissance du comportement du procédé encore limitée, de nombreux points apparaissent importants à traiter. Toutefois, nous nous sommes limités dans cette partie de la thèse à un ensemble de points à étudier :

- L'usure des outils de coupe.
- Les efforts de coupe.
- La rugosité de la surface usinée.
- L'observation des couches blanches.
- La formation du copeau dentelé.

En considérant l'ensemble des facteurs influant à priori :

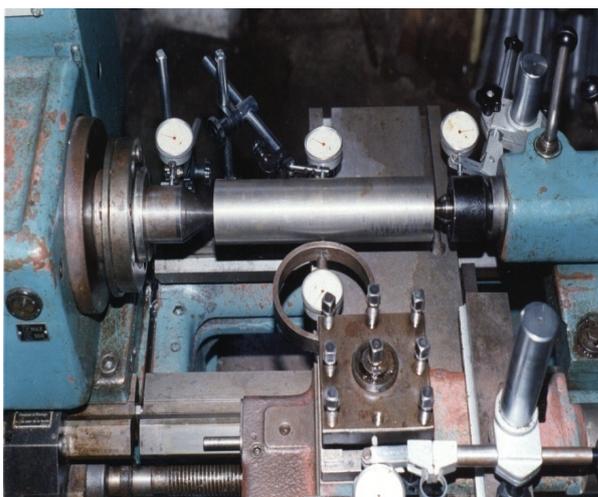
- La rigidité statique de la machine outil.
- Les paramètres du régime de coupe (vitesse de coupe, avance et profondeur de passe).

Les expériences relatives au suivi de l'usure, des efforts de coupe et de la rugosité de l'état de surface sur l'acier C22 ont été réalisées au niveau du Laboratoire de Mécanique des Matériaux et Maintenance Industrielle, département de Génie mécanique, Université de Annaba (LR3MI), alors que celles concernant le tournage dur sur l'acier 42CrMo4 ont été effectuées au Laboratoire de Physique et Mécanique des Matériaux (LPMM), Université Paul Verlaine, METZ, France.

III.2 - Réalisation des expériences pour la détermination de la rigidité des machines-outils : La détermination de la rigidité donne une vue synoptique de la qualité de la machine-outil utilisée. Dans le présent travail nous nous sommes contentés de la déterminer à l'état statique. Pour ce faire, on a procédé comme suit :

III.2.1- Etalonnage du dynamomètre : On charge le dynamomètre avec des charges connues (Q_i), puis on relève les nombres de graduation correspondants (n_i). Une fois la procédure est terminée, on procède de la même façon pendant le déchargement. Les résultats de mesure ainsi que la procédure d'étalonnage sont donnés en annexes.

III.2.2- Détermination de la rigidité des machines-outils par la méthode statique : La rigidité à l'état statique de chaque machine est déterminée expérimentalement d'après la méthode décrite précédemment au chapitre I. En déterminant la rigidité nous avons utilisé une barre étalon, ayant une longueur de 300 mm et un diamètre de 70 mm. L'effort de pression radial appliqué au milieu de la barre est mesuré à l'aide de l'anneau dynamométrique. Les refoulements (y_i) des éléments du système, causés par cet effort sont relevés par les comparateurs à cadran (Figure III.1). Les résultats de mesure sont donnés en annexe. Il est à noter que la moyenne des trois mesures est retenue pour la détermination de la rigidité des différentes machines-outils utilisées. Le traitement de ces résultats a permis la détermination des valeurs des coefficients de rigidités au point $X = L/2$ (tableau III.1).



(a) Tour parallèle.



(b) Tours a commande numérique.

Figure III.1 : Illustration du montage de mesure de la rigidité.

Tableau III.1 : Valeurs de la rigidité des machines-outils utilisées :

| Machine Outil (Tour) | Type | Modèle machine | Rigidité (J) (daN/mm) |
|---------------------------------|-------------------------|-----------------------|----------------------------------|
| N°1 | Parallèle | 1A616 | 3046,55 |
| N°2 | Parallèle | SN40C | 1848,68 |
| N°3 | Parallèle | SN40C | 1514,32 |
| N°4 | à commande numérique | RAMO RTN30 | 5468,55 |
| N°5 | à commande numérique | Ernault-Somoua HES400 | 6266,44 |

Un accent particulier a été mis sur les valeurs des coefficients de rigidité des différentes machines-outils utilisées. En effet, on constate que le tour N°1 (modèle 1A616) est 2,01 fois plus rigide que le tour N°3 (modèle SN40C), et 1,65 fois plus rigide que le tour N°2 (modèle SN40C). Le tour N°5 (modèle Ernault-Somoua HES400) est 1,14 fois plus rigide que le tour N°4 (modèle RAMO RTN30).

III.3 - Traitement et discussion des résultats de l'usinage de l'acier C22 :

Les essais d'usinage ont été réalisés conformément à la méthodologie de longue durée, associée à celle de planification des expériences, dans les conditions opératoires suivantes :

- Procédé d'usinage : tournage.
- Montage de la pièce : mixte (Mandrin - Contre pointe)
- Porte à faux de l'outil : 25 mm.
- Usinage : à sec.
- Intervalles de variation de la vitesse de coupe, de l'avance et de la profondeur de passe sont respectivement (100 à 200) m/min, (0,11 à 0,22) mm/tr et (1 ÷ 2) mm.
- Critères d'usure admissible retenus : $[VB_{max}] = 0,5$ mm et $[KT] = 0,15$ mm, selon la norme ISO 3685-1977 (F) [61].

Lors des expériences, nous nous sommes préoccupés d'étudier également l'influence des éléments du régime de coupe (V , f et a_p) sur les paramètres technologiques pour chaque machine-utilisée.

III.3.1 - Traitement et discussion des résultats de l'usure :**III.3.1.1 - Traitement des résultats de l'usure :**

Le suivi de l'évolution de l'usure des plaquettes sur les différentes machines utilisées, en fonction du temps de travail et des différentes combinaisons des éléments du régime de coupe est illustré sur les figures (III.2 à III.9). Le traitement graphique de ces résultats a permis la détermination des tenues (T) pour chaque régime et pour chaque machine utilisée (tableau III.2). Le traitement statistique de ces tenues a abouti à la déduction d'une part de modèles mathématiques (spécifiques à chaque machine testée), exprimant la relation entre la durée de vie de l'outil et les éléments du régime de coupe (Tableau III.3) et d'autre part la détermination de modèles de la durée de vie de l'outil en fonction de la rigidité (tableau III.4), pour chaque régime du plan des expériences.

On rappelle que les valeurs des coefficients de rigidité des trois machines utilisées, sont respectivement : $J_{\text{tour N}^\circ 1} = 3059,421 \text{ kgf/mm}$, $J_{\text{tour N}^\circ 2} = 1854,869 \text{ kgf/mm}$, $J_{\text{tour N}^\circ 3} = 1523,903 \text{ kgf/mm}$.

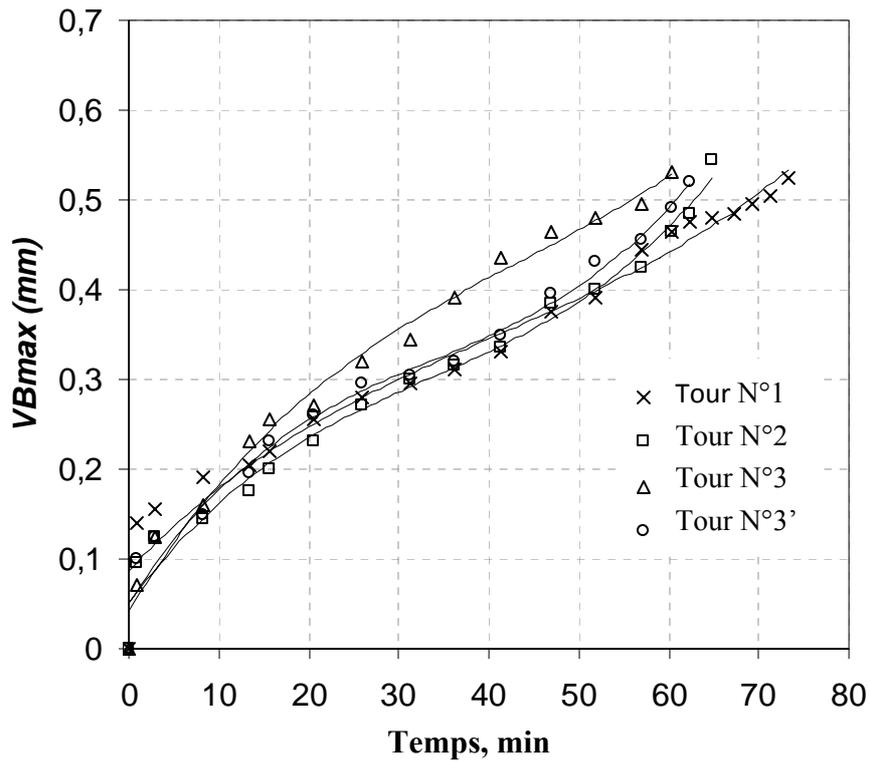


Figure III.2 : Usure en fonction du temps pour les différentes machines
(Régime 1 : $V = 100$ m/min, $f = 0,11$ mm/tr, $a_p = 1$ mm)

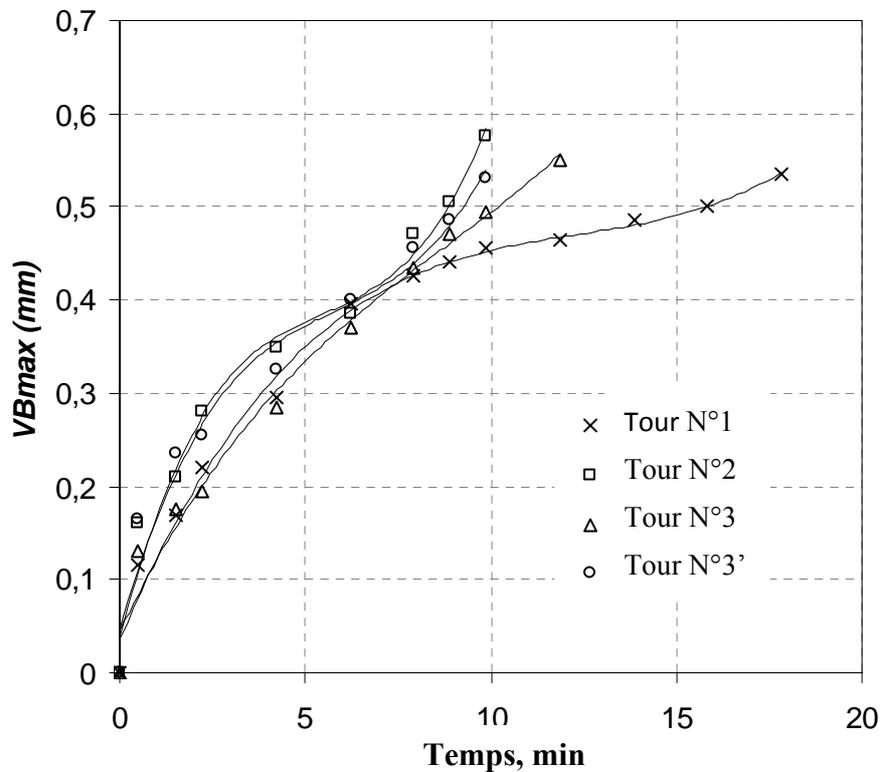


Figure III.3 : Usure en fonction du temps pour les différentes machines
(Régime 2 : $V = 200$ m/min, $f = 0,11$ mm/tr, $a_p = 1$ mm)

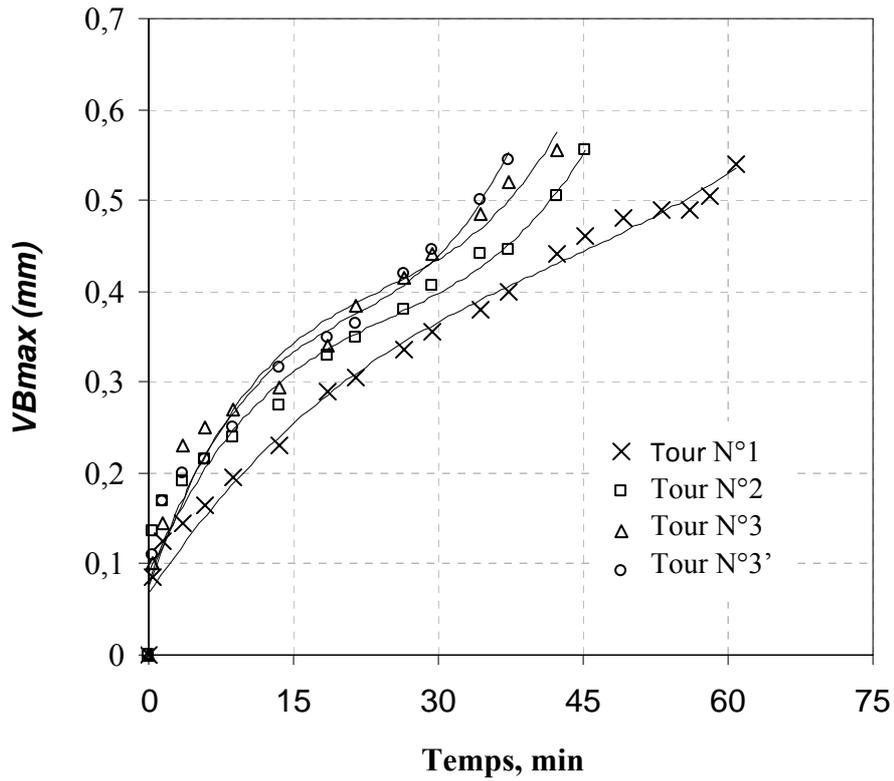


Figure III.4 : Usure en fonction du temps pour les différentes machines
(Régime 3 : $V = 100$ m/min, $f = 0,22$ mm/tr, $a_p = 1$ mm)

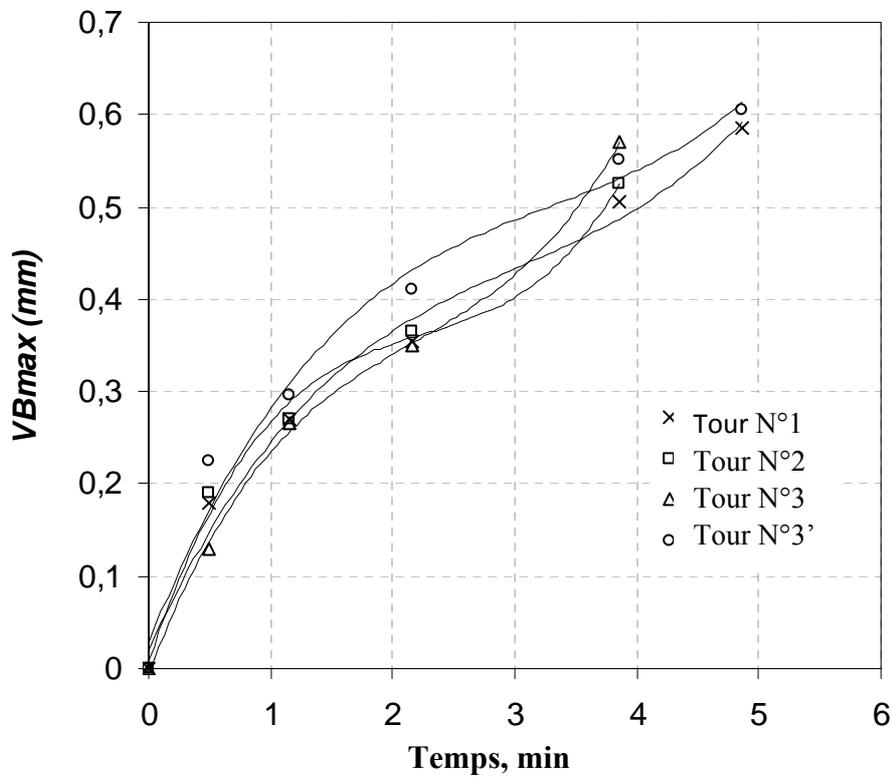


Figure III.5 : Usure en fonction du temps pour les différentes machines
(Régime 4 : $V = 200$ m/min, $f = 0,22$ mm/tr, $a_p = 1$ mm)

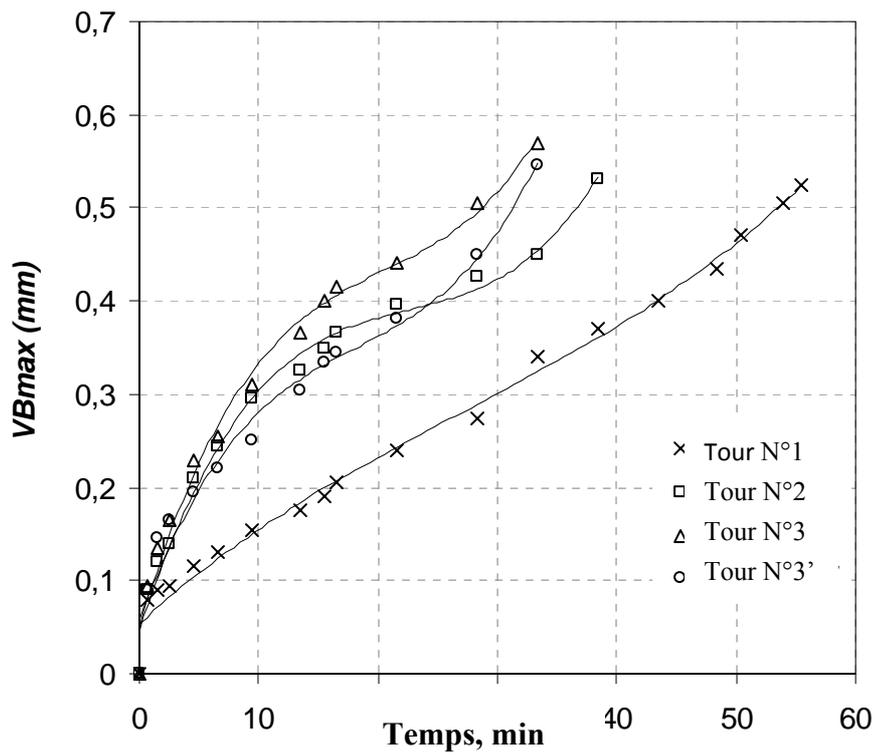


Figure III.6 : Usure en fonction du temps pour les différentes machines
(Régime 5 : $V = 100$ m/min, $f = 0,11$ mm/tr, $a_p = 2$ mm)

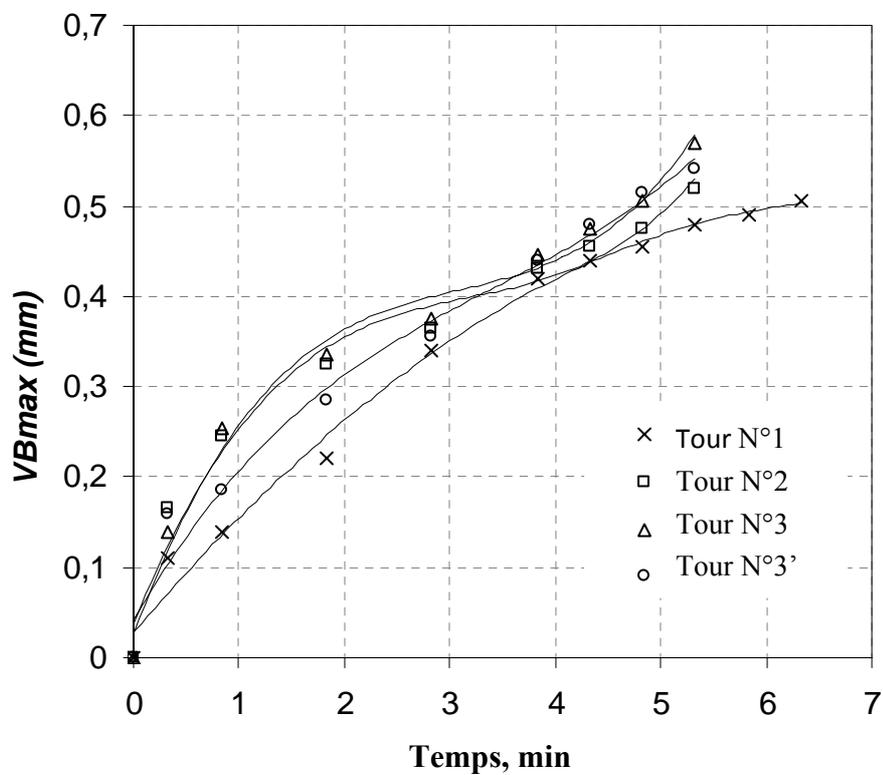


Figure III.7 : Usure en fonction du temps pour les différentes machines
(Régime 6 : $V = 200$ m/min, $f = 0,11$ mm/tr, $a_p = 2$ mm)

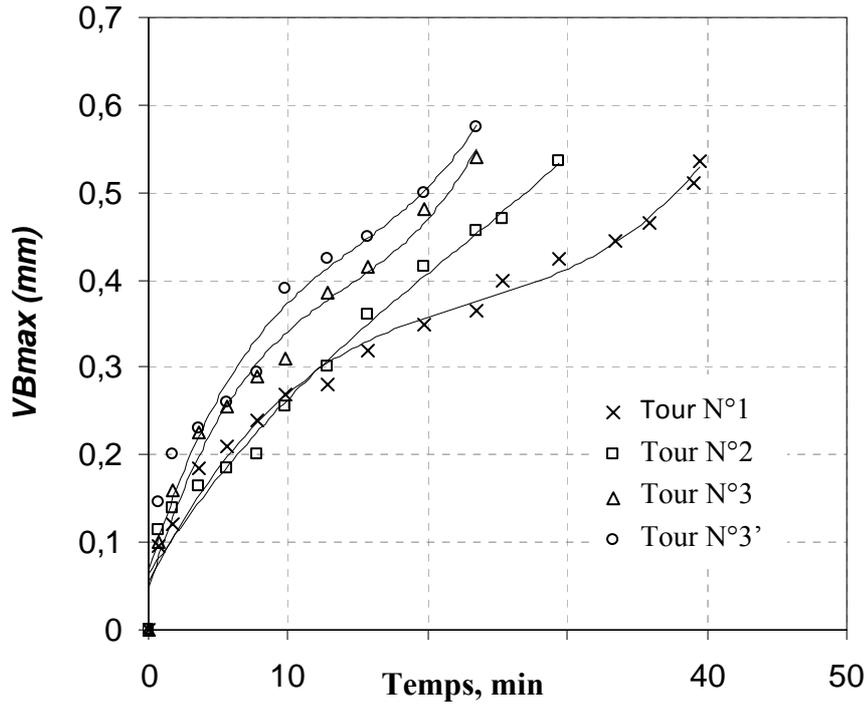


Figure III.8 : Usure en fonction du temps pour les différentes machines
(Régime 7 : $V = 100$ m/min, $f = 0,22$ mm/tr, $a_p = 2$ mm)

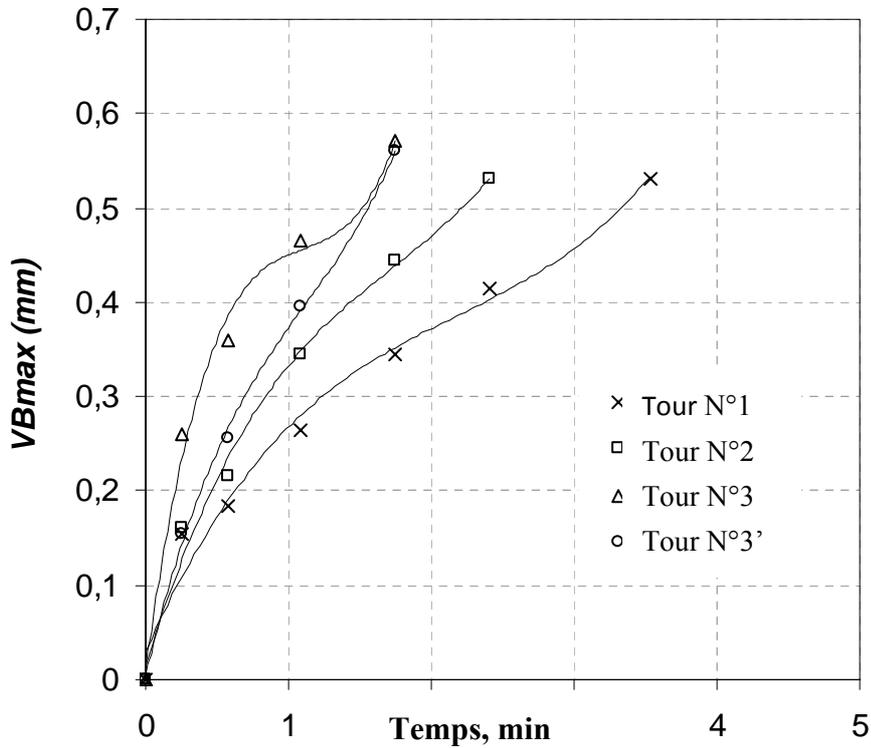


Figure III.9 : Usure en fonction du temps pour les différentes machines
(Régime 8 : $V = 200$ m/min, $f = 0,22$ mm/tr, $a_p = 2$ mm)

Tableau III.2 : Tenue (T) en fonction des éléments du régime de coupe pour les différentes machines-outils utilisées.

| Essai | Conditions de coupe | | | Tenues T [min] | | | |
|-------|---------------------|--------------|------------|----------------|----------|----------|-----------|
| | Vc (m/min) | f (mm/tr) | ap (mm) | Tour N°1 | Tour N°2 | Tour N°3 | Tour N°3' |
| 01 | 100 | 0.11 | 1 | 70,316 | 63,233 | 57,41 | 60,99 |
| 02 | 200 | 0.11 | 1 | 15,85 | 8,79 | 9,72 | 9,26 |
| 03 | 100 | 0.22 | 1 | 57,999 | 42,073 | 35,40 | 34,42 |
| 04 | 200 | 0.22 | 1 | 3,809 | 3,62 | 3,31 | 3,13 |
| 05 | 100 | 0.11 | 2 | 53,416 | 37,10 | 27,58 | 31,55 |
| 06 | 200 | 0.11 | 2 | 6,233 | 5,13 | 4,75 | 4,57 |
| 07 | 100 | 0.22 | 2 | 31,13 | 27,46 | 21,04 | 19,75 |
| 08 | 200 | 0.22 | 2 | 3,242 | 2,173 | 1,30 | 1,5 |

Tableau III.3 : Modèles mathématiques de la tenue en fonction des éléments du régime de coupe pour les différentes machines-outils utilisées.

| MACHINE-OUTIL (Tour) | MODELES MATHEMATIQUES DE LA TENUE | COEFFICIENT DE DETERMINATION (R ²) |
|-------------------------|---|--|
| N°1 | $T = \frac{e^{16,617}}{V^{3,104} \cdot f^{1,012} \cdot ap^{0,537}}$ | 0,87 |
| N°2 | $T = \frac{e^{17,158}}{V^{3,219} \cdot f^{0,883} \cdot ap^{0,723}}$ | 0,95 |
| N°3 (série 1) | $T = \frac{e^{16,190}}{V^{3,128} \cdot f^{1,126} \cdot ap^{1,045}}$ | 0,89 |
| N°3 (série 2) | $T = \frac{e^{16,283}}{V^{3,165} \cdot f^{1,165} \cdot ap^{0,956}}$ | 0,89 |

III.3.1.2 - Discussion des résultats de l'usure

L'analyse des résultats de l'usure en fonction du temps et des différentes combinaisons des éléments du régime de coupe pour les trois machines utilisées (Figures III.2 à III.9), montrent que les courbes d'usure se subdivisent en trois zones distinctes. En effet la première se caractérise par une évolution rapide, la seconde présente une évolution stable avec une tendance pratiquement linéaire, alors que la troisième zone se distingue par une intensification remarquable de l'usure, qui conduit ultérieurement à la destruction du bec de l'outil.

Le suivi de l'évolution de l'usure suivant les surfaces en dépouille principale et d'attaque a fait ressortir que l'usure en dépouille VBmax se caractérise par une vitesse d'accroissement plus importante par rapport à l'usure en cratère KT. Ce qui justifie son adoption comme critère d'usure admissible.

Les résultats montrent également que sur les machines moins rigides, l'usure de l'outil s'intensifie au voisinage de la valeur admissible de l'usure. Ce qui signifie que la durée de vie des plaquettes s'accroît avec l'augmentation de la rigidité de la machine. La quantification de cette différence des tenues pour les différentes combinaisons du plan des expériences peut être illustrée par le pourcentage moyen suivant :

- Si les essais sont répétés sur la même machine (Rapport des rigidités, $R_r = 1$), La différence relative moyenne en % et en valeur absolue s'estime à 1,59 %.

- Si le travail s'effectue sur des machines ayant les rapports de rigidités $R_r = 1,22$ et $2,01$, alors la différence relative moyenne en % des tenues est respectivement égale à 14,33 % et

35,50 %. En se basant sur cette analyse, nous pouvons dire qu'avec l'augmentation de la rigidité de la machine, l'usure des outils diminue. Ceci est justifié également par l'évolution des courbes d'usure, relative à chaque machine (Figures III.2 à III.9).

L'analyse des modèles mathématiques déduits (Tableau III.3), montre que l'augmentation des éléments du régime de coupe provoquent une diminution de la tenue. Il est à noter aussi que la vitesse de coupe a le degré d'influence le plus grand, suivi par l'avance et enfin la profondeur de passe. On constate également que les valeurs des degrés d'influence des éléments du régime de coupe sur la tenue diminuent avec l'augmentation de la rigidité de la machine-outil.

III.3.1.3- Modèle proposé pour l'exploitation des résultats de l'usure sur différentes machines-outils :

Pour une exploitation industrielle de ces résultats, nous avons jugé utile de proposer un modèle mathématique général, qui prend en considération non seulement l'influence des éléments du régime de coupe mais aussi celle de la rigidité statique de la machine-outil. Pour ce faire une analyse approfondie a permis la déduction de modèles mathématiques, exprimant pour chaque régime du plan des expériences établi, la relation entre la durée de vie (T) de l'outil et la rigidité statique de la machine-outil (Tableau III.4). Ces modèles ont la forme suivante :

$$T = C \cdot J_m^b \quad (III.1)$$

L'analyse de ces modèles révèle que les valeurs de C et celles de l'exposant b ne sont pas constantes, mais elles sont fonction des éléments du régime de coupe. Cette constatation fortuite nous a incité à chercher une expression mathématique, reliant ces paramètres. Le traitement statistique des valeurs de C et b en fonction de V, f et ap (Tableau III.4) a permis la déduction des modèles suivants :

$$C = e^{9,391} \cdot V^{-3,169} \cdot f^{-2,867} \cdot ap^{-3,805} \quad (III.2)$$

$$b = e^{-0,042} \cdot V^{-0,021} \cdot f^{0,388} \cdot ap^{0,82} \quad (III.3)$$

En substituant (III.2) et (III.3) dans (III.1) on obtient le modèle général (III.4) escompté qui exprime la relation qualitative et quantitative entre la tenue de l'outil d'une part et les éléments du régime de coupe (V, f, d) et la rigidité statique (J_m) de la machine-outil d'autre part.

$$T = e^{9,392} \cdot V^{-3,169} \cdot f^{-2,867} \cdot ap^{-3,805} \cdot J_m^{(e^{-0,042} \cdot V^{-0,021} \cdot f^{0,388} \cdot ap^{0,82})} \quad (III.4)$$

$$R^2 = 0,93$$

L'intégration de la rigidité de la machine dans le modèle habituel de la tenue a une grande importance technique et économique. En effet le coût de fabrication et la précision macro et micro géométrique des pièces mécaniques ainsi que la gestion de flux de production sont en étroite relation avec la durée de vie de l'outil de coupe. Ce modèle présente une information très précieuse, notamment pour les systèmes de production intégrés.

Tableau III.4 : Modèles mathématiques de la tenue en fonction de la rigidité, pour chaque régime de coupe du plan des expériences.

| N° | Valeurs réelles des facteurs | | | Modèles trouvés $T = C \cdot J_m^b$ | R ² | Valeurs de la constante et de l'exposant du modèle | |
|----|------------------------------|------|---|--|----------------|--|-------|
| | V | f | d | | | C | b |
| 1 | 100 | 0,11 | 1 | $T = 13,479 \cdot J_m^{0,206}$ | 0,998 | 13,479 | 0,206 |
| 2 | 200 | 0,11 | 1 | $T = 0,017 \cdot J_m^{0,851}$ | 0,923 | 0,017 | 0,851 |
| 3 | 100 | 0,22 | 1 | $T = 0,171 \cdot J_m^{0,727}$ | 0,990 | 0,171 | 0,727 |
| 4 | 200 | 0,22 | 1 | $T = 0,536 \cdot J_m^{0,246}$ | 0,755 | 0,536 | 0,246 |
| 5 | 100 | 0,11 | 2 | $T = 0,130 \cdot J_m^{0,750}$ | 0,998 | 0,130 | 0,750 |
| 6 | 200 | 0,11 | 2 | $T = 0,192 \cdot J_m^{0,434}$ | 0,992 | 0,192 | 0,434 |
| 7 | 100 | 0,22 | 2 | $T = 0,029 \cdot J_m^{0,895}$ | 0,952 | 0,029 | 0,895 |
| 8 | 200 | 0,22 | 2 | $T = 7,590 \cdot J_m^{1,045}$ | 0,962 | 7,590 | 1,045 |

III.3.2 - Traitement et discussion des résultats des efforts de coupe :

III.3.2.1 – Traitement des résultats des efforts de coupe :

Les résultats des efforts de coupe en fonction des différentes combinaisons des éléments du régime de coupe pour les différentes machines utilisées sont illustrés sur la figure III.10. Le traitement statistique de ces résultats a abouti à la déduction d'une part de modèles mathématiques (spécifiques à chaque machine testée), exprimant la relation entre l'effort de coupe "Fz" et les éléments du régime de coupe (Tableau III.5) et d'autre part la détermination de modèles de l'effort de coupe en fonction de la rigidité (tableau III.6), pour chaque régime du plan des expériences.

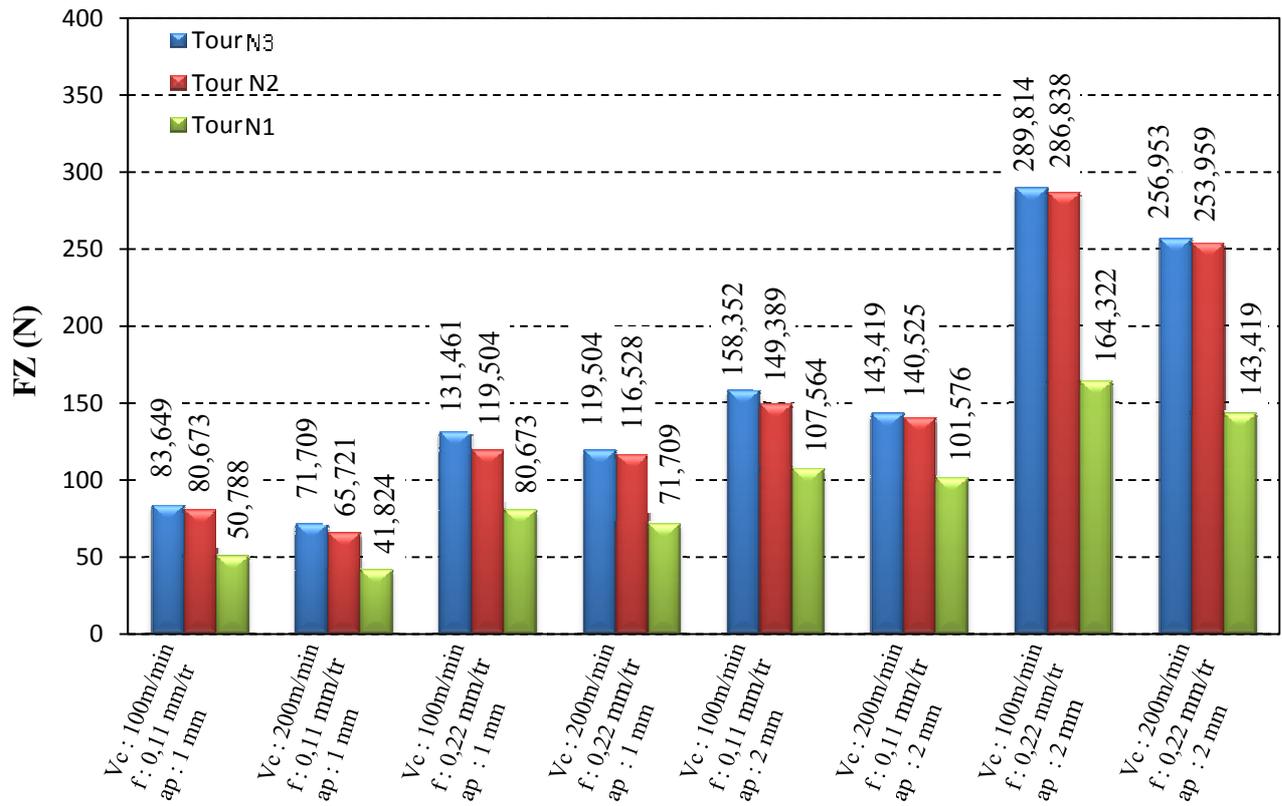


Figure III.10 : Efforts de coupe en fonction des éléments du régime de coupe pour les différentes machines-outils utilisées.

Tableau III.5 : Modèles mathématiques de l'effort de coupe en fonction des éléments du régime de coupe pour les différentes machines-outils utilisées.

| MACHINE-OUTIL (Tour) | MODELES MATHEMATIQUES DE L'EFFORT DE COUPE | COEFFICIENT DE DETERMINATION (R ²) |
|----------------------|--|--|
| N°1 | $F_z = \frac{e^{6,172} \cdot f^{0,637} \cdot ap^{1,095}}{V^{0,182}}$ | 0,996 |
| N°2 | $F_z = \frac{e^{6,749} \cdot f^{0,796} \cdot ap^{1,090}}{V^{0,148}}$ | 0,995 |
| N°3 | $F_z = \frac{e^{6,871} \cdot f^{0,774} \cdot ap^{1,039}}{V^{0,169}}$ | 0,998 |

Tableau III.6 : Modèles mathématiques de l'effort de coupe en fonction de la rigidité, pour chaque régime de coupe du plan des expériences.

| N° | Valeurs réelles des facteurs | | | Modèles trouvés | R ² | Valeurs de la constante et de l'exposant du modèle | |
|----|------------------------------|------|---|--------------------------------------|----------------|--|---------|
| | V | f | d | | | Fz = C . J _m ^b | C |
| 1 | 100 | 0,11 | 1 | $Fz = 22521,183 \cdot J_m^{-0,757}$ | 0,967 | 22521,183 | - 0,757 |
| 2 | 200 | 0,11 | 1 | $Fz = 25801,341 \cdot J_m^{-0,799}$ | 0,989 | 25801,341 | - 0,799 |
| 3 | 100 | 0,22 | 1 | $Fz = 25709,198 \cdot J_m^{-0,717}$ | 0,994 | 25709,198 | - 0,717 |
| 4 | 200 | 0,22 | 1 | $Fz = 38200,559 \cdot J_m^{-0,779}$ | 0,959 | 38200,559 | - 0,779 |
| 5 | 100 | 0,11 | 2 | $Fz = 10946,496 \cdot J_m^{-0,579}$ | 0,999 | 10946,496 | - 0,579 |
| 6 | 200 | 0,11 | 2 | $Fz = 6955,086 \cdot J_m^{-0,525}$ | 0,967 | 6955,086 | - 0,525 |
| 7 | 100 | 0,22 | 2 | $Fz = 186474,724 \cdot J_m^{-0,873}$ | 0,945 | 186474,724 | - 0,873 |
| 8 | 200 | 0,22 | 2 | $Fz = 197027,603 \cdot J_m^{-0,897}$ | 0,939 | 197027,603 | - 0,897 |

III.3.2.2 - Discussion des résultats des efforts de coupe :

L'analyse des résultats des efforts de coupe en fonction des éléments du régime de coupe pour les trois machines utilisées (figures III.10), montrent qu'avec l'accroissement de la vitesse de coupe, l'effort tangentiel "Fz" diminue nettement, alors qu'il croit avec l'augmentation de l'avance et de la profondeur de passe. Ceci peut être expliqué par le fait qu'avec l'accroissement de la vitesse de coupe, la température dans la zone de coupe augmente et le coefficient de frottement dans les surfaces de contact diminue. L'augmentation de l'avance et de la profondeur de passe provoque l'élévation de la section du copeau, ce qui exige une quantité de travail plus importante pour son enlèvement.

Les résultats montrent également qu'avec l'augmentation de la rigidité de la machine, l'effort tangentiel de coupe diminue. En effet si le travail s'effectue sur des machines ayant les rapports de rigidités $R_r = 1,22$ et $2,01$, alors la différence relative moyenne en % des efforts est respectivement égale à $4,17\%$ et $38,53\%$. En se basant sur ces résultats, nous pouvons dire qu'avec l'augmentation de la rigidité de la machine, l'effort tangentiel de coupe "Fz" diminue.

L'analyse des modèles mathématiques déduits (Tableau III.5), permet à son tour de définir avec plus de précision les tendances ainsi que les degrés d'influence des différents facteurs sur l'effort de coupe. Ainsi l'augmentation de chacun des deux facteurs f et d contribue à l'élévation de l'effort tangentiel "Fz", alors qu'il décroît avec l'accroissement de la vitesse de coupe. Il est à noter aussi que l'influence la plus marquée des trois facteurs revient à la profondeur de passe, suivi par l'avance et enfin la vitesse de coupe. On constate également que l'augmentation de la rigidité de la machine a des répercussions sur les valeurs des degrés d'influence des éléments du régime de coupe, ainsi que la valeur (C) qui reflète l'influence de tous les facteurs qui ne figurent pas dans ces modèles. En effet, on remarque que la valeur de (C) diminue avec l'augmentation de la rigidité de la machine.

III.3.2.3 – Modèle proposé pour l'exploitation des résultats des efforts de coupe sur différentes machines-outils :

Pour une exploitation industrielle de ces résultats, nous avons proposé un modèle mathématique général, qui prend en considération non seulement l'influence des éléments du régime de coupe mais aussi celle de la rigidité statique de la machine-outil. Pour ce faire une analyse a permis la déduction de modèles mathématiques, exprimant pour chaque régime du

plan des expériences établi, la relation entre l'effort de coupe (F_z) et la rigidité statique de la machine-outil (Tableau III.6). Ces modèles ont la forme suivante:

$$F_z = C \cdot J_m^b \quad (III.5)$$

L'analyse de ces modèles révèle que les valeurs de C et celles de l'exposant b ne sont pas constantes, mais elles sont fonction des éléments du régime de coupe. Cette constatation fortuite nous a incité à chercher une expression mathématique, reliant ces paramètres. Le traitement statistique des valeurs de C et b en fonction de V , f et d (Tableau III.6) a permis la déduction des modèles suivants :

$$C = e^{14,488} \cdot V^{0,046} \cdot f^{2,416} \cdot ap^{0,571} \quad (III.6)$$

$$b = -e^{0,192} \cdot V^{0,024} \cdot f^{0,313} \cdot ap^{-0,126} \quad (III.7)$$

En substituant (III.6) et (III.7) dans (III.5) on obtient le modèle général (III.8) escompté qui exprime la relation qualitative et quantitative entre l'effort tangentiel (F_z) d'une part et les éléments du régime de coupe (V , f , d) et la rigidité statique (J_m) de la machine-outil d'autre part.

$$F_z = e^{14,488} \cdot V^{0,046} \cdot f^{2,416} \cdot ap^{0,571} \cdot J_m^{(-e^{0,192} \cdot V^{0,024} \cdot f^{0,313} \cdot ap^{-0,126})} \quad (III.8)$$

$$R^2 = 0,88$$

L'intégration de la rigidité de la machine dans le modèle habituel de l'effort de coupe a une grande importance technique et économique. En effet le modèle mathématique (III.8) déduit est nécessaire pour l'établissement des abaques et l'optimisation éventuelle du processus de coupe. Ce modèle présente une information très précieuse, notamment pour l'exploitation à l'échelle industrielle.

III.3.3 - Traitement et discussion des résultats de la rugosité de la surface usinée :

III.3.3.1 - Traitement des résultats de la rugosité de la surface usinée :

Les résultats de la rugosité en fonction des différentes combinaisons des éléments du régime de coupe pour les différentes machines utilisées, sont portés sur les figures III.11 à III.18. On note que pour évaluer la rugosité R_a de chaque surface une moyenne de (03) trois mesures est retenue. Le traitement statistique de ces résultats a abouti à la déduction des modèles mathématiques (spécifiques à chaque machine testée), exprimant la relation entre la rugosité R_a et les éléments du régime de coupe (Tableau III.7).

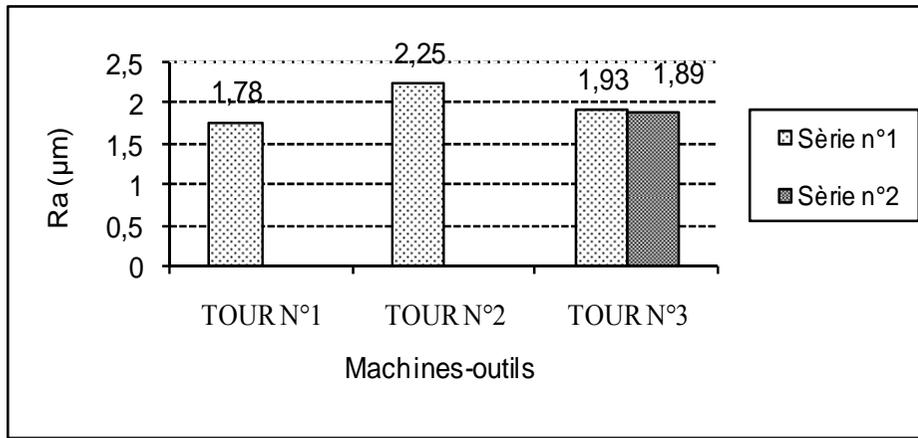


Figure III.11 : Rugosité de la surface usinée en fonction des éléments du régime de coupe pour les différentes machines-outils utilisées
(Régime 1 : $V = 100$, $f = 0,11$, $ap = 1$)

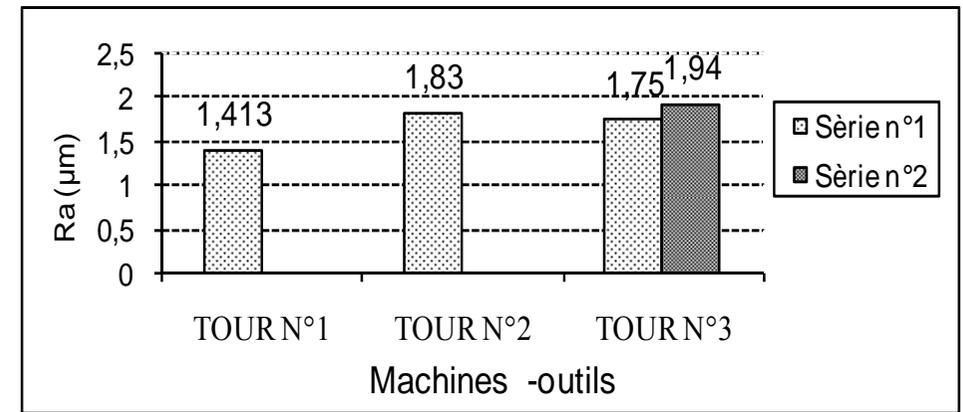


Figure III.13 : Rugosité de la surface usinée en fonction des éléments du régime de coupe pour les différentes machines-outils utilisées
(Régime 3 : $V = 100$, $f = 0,22$, $ap = 1$)

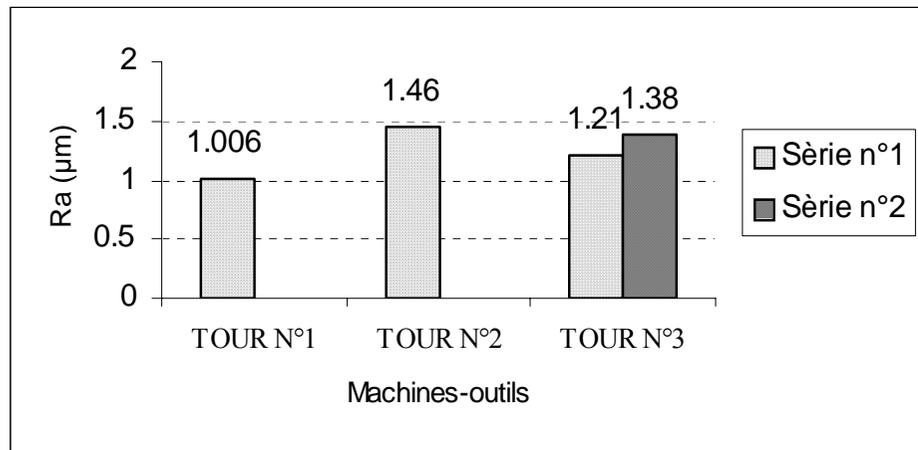


Figure III.12 : Rugosité de la surface usinée en fonction des éléments du régime de coupe pour les différentes machines-outils utilisées
(Régime 2 : $V = 200$, $f = 0,11$, $ap = 1$)

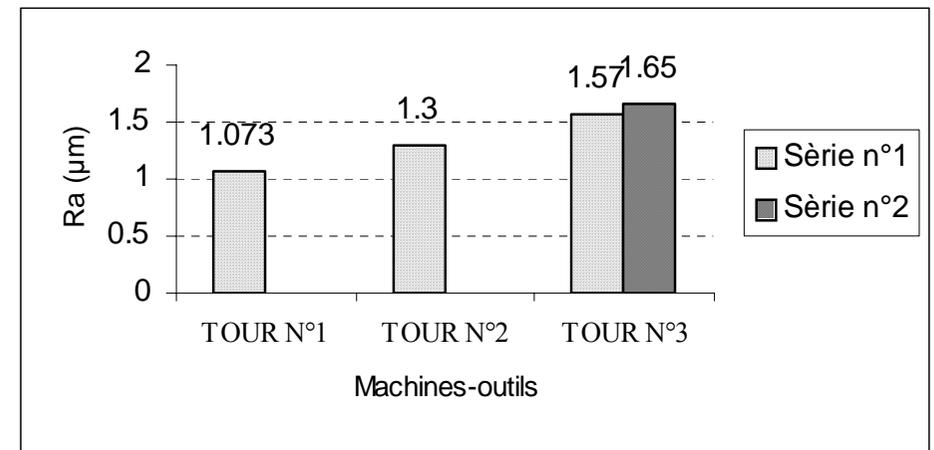


Figure III.14 : Rugosité de la surface usinée en fonction des éléments du régime de coupe pour les différentes machines-outils utilisées
(Régime 4 : $V = 200$, $f = 0,22$, $ap = 1$)

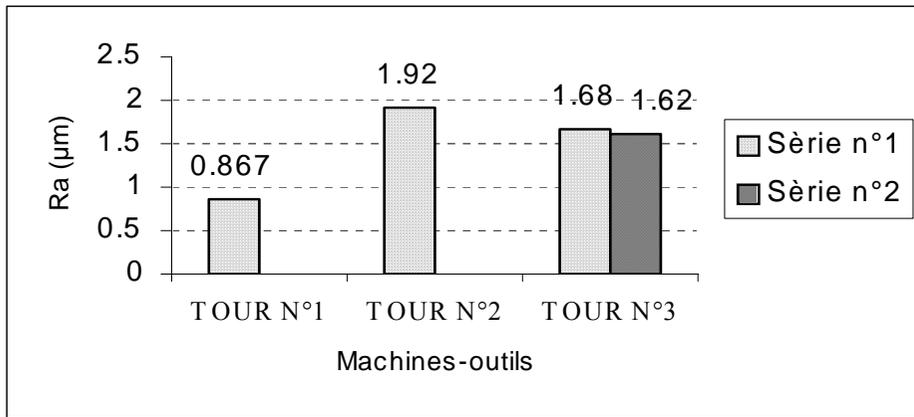


Figure III.15 : Rugosité de la surface usinée en fonction des éléments du régime de coupe pour les différentes machines-outils utilisées (Régime 5 : $V = 100$, $f = 0,11$, $ap = 2$)

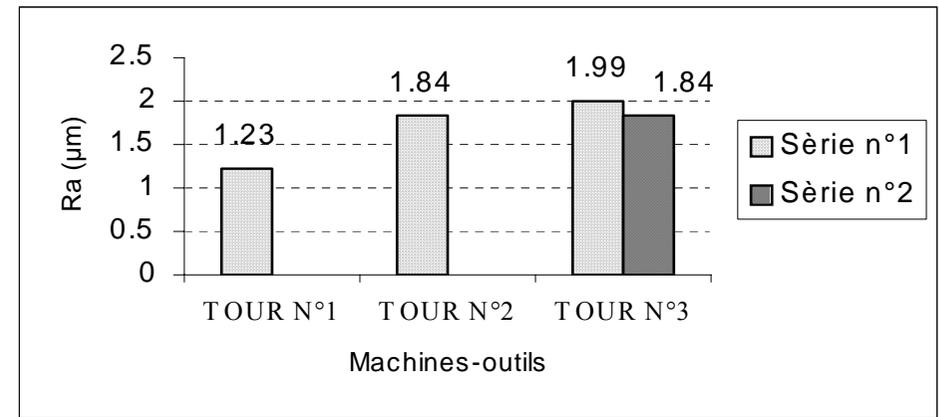


Figure III.17 : Rugosité de la surface usinée en fonction des éléments du régime de coupe pour les différentes machines-outils utilisées (Régime 7 : $V = 100$, $f = 0,22$, $ap = 2$)

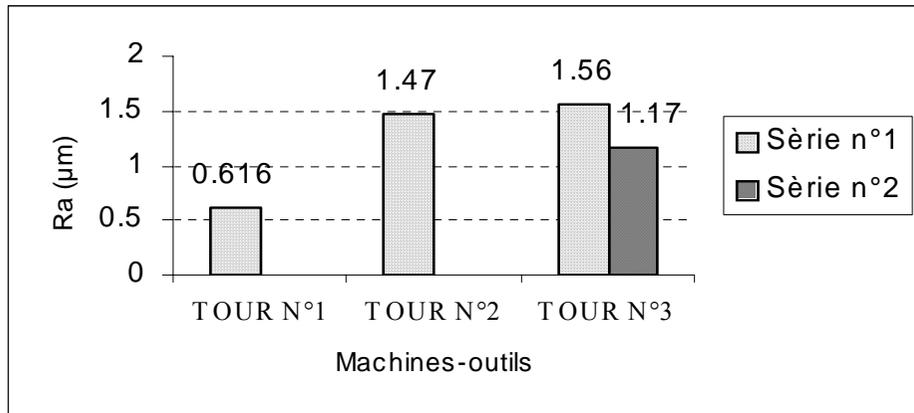


Figure III.16 : Rugosité de la surface usinée en fonction des éléments du régime de coupe pour les différentes machines-outils utilisées (Régime 6 : $V = 200$, $f = 0,11$, $ap = 2$)

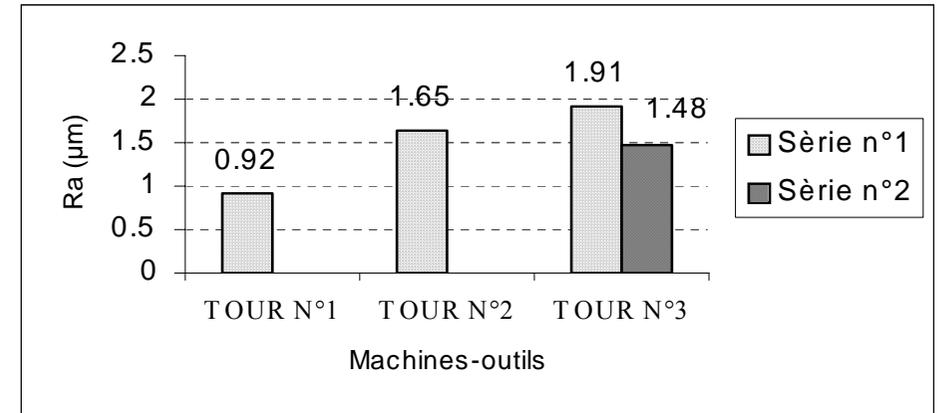


Figure III.18 : Rugosité de la surface usinée en fonction des éléments du régime de coupe pour les différentes machines-outils utilisées (Régime 8 : $V = 200$, $f = 0,22$, $ap = 2$)

Tableau III.7 : Modèles de la rugosité en fonction des éléments du régime de coupe pour les différentes machines-outils utilisées.

| MACHINE-OUTIL (Tour) | MODELES MATHÉMATIQUES DEDUITS DE LA RUGOSITE | COEFFICIENT DE DETERMINATION (R) |
|-------------------------|--|--|
| N°1 | $Ra = \frac{e^{3,291} \cdot f^{0,207}}{V^{0,535} \cdot ap^{0,537}}$ | 0,86 |
| N°2 | $Ra = \frac{e^{2,401} \cdot ap^{0,033}}{V^{2,057} \cdot f^{0,0899}}$ | 0,88 |
| N°3 (série 1) | $Ra = \frac{e^{2,057} \cdot f^{0,193} \cdot ap^{0,159}}{V^{0,249}}$ | 0,77 |
| N°3 (série 2) | $Ra = \frac{e^{2,732} \cdot f^{0,204}}{V^{0,368} \cdot ap^{0,173}}$ | 0,96 |

III.3.3.2 - Discussion des résultats de la rugosité de la surface usinée :

L'analyse des résultats de la rugosité en fonction des différentes combinaisons des éléments du régime de coupe pour les trois machines utilisées (Figures III.11 à III.18), montre que l'augmentation de la rigidité de la machine-outil conduit à une diminution nette des hauteurs des aspérités. En effet le travail effectué sur le tour N°1 dont la rigidité est égale à 3046,55 kgf/mm a provoqué respectivement une diminution de la rugosité (Ra) de 35,27 % et de 34,25 % par rapport au tour N°3 (J = 1514,32 kgf/mm) et le tour N°2 (J = 1848,68 kgf/mm). En outre, on constate que les valeurs de la rugosité (Ra) relevées sur la même machine se reproduisent avec une différence relative moyenne d'environ $\pm 3,83$ %. En se basant sur cette analyse nous pouvons dire qu'avec l'augmentation de la rigidité de la machine, la rugosité de la surface usinée diminue.

L'analyse des modèles statistiques déduits, montre que la qualité de l'état de surface des pièces usinées s'améliore avec l'augmentation de la vitesse de coupe. L'accroissement de l'avance entraîne l'élévation de la hauteur des aspérités sur la surface usinée, excepté pour

le tour N°2, où la rugosité (Ra) a tendance à diminuer, mais faiblement, suite à la valeur de l'exposant ($k_2 = 0,0899$).

En outre, on constate qu'avec l'augmentation de la profondeur de passe, la rugosité (Ra), n'a pas une tendance bien déterminée. En effet l'examen des modèles obtenus propres au tour N°3 (série N°2), montre qu'avec l'accroissement de la profondeur de passe la rugosité (Ra) diminue, alors qu'elle croît pour le tour N°2 et le tour N°3 (série N°1). L'existence de ces tendances contradictoires peut être expliquée en se référant aux résultats présentés sur les figures III.11 à III.18. L'analyse de ces résultats montre que les valeurs de la rugosité (Ra) obtenues pour les différentes combinaisons des éléments du régime de coupe sont maintenues à des valeurs faibles. Autrement dit la rugosité de la surface usinée est peu affectée par la variation de la profondeur de passe. L'explication de ce phénomène réside dans la présence d'un angle de direction $\mathfrak{R}_1 = 0^\circ$ sur une longueur $L = 1,4$ mm, ce qui conduit à l'élimination des aspérités reflétant le profil du bec de l'outil.

III.4 - Traitement et discussion des résultats de l'usinage de l'acier AISI 4140 (42CrMo4) trempé :

III.4.1- Evolution de l'usure :

Le contrôle de l'usure des outils est très important puisque l'on désire que l'usinage dur soit une alternative à la rectification. L'usure des outils de coupe est influencée par une série de facteurs notamment la vitesse de coupe. A vitesses importantes, les frottements outil pièce sont fonction de la surface de contact qui augmente avec l'usure et par conséquent résulte en une génération de quantité de chaleur qui altère les arêtes de coupe par des phénomènes physico-chimiques complexes. La figure III.19 montre l'effet de la vitesse de coupe sur le dégagement de chaleur lors de l'usinage dur. La majeure partie de la quantité de chaleur est évacuée à travers le copeau. Ceci s'explique par le fait que le copeau en plus du frottement et sa grande conductivité thermique (matériau de la pièce) par apport au matériau de l'outil, il subit des déformations plastiques très intenses pour un volume relativement plus faible par rapport à celui de la pièce et de l'outil. Les essais effectués ont permis de déterminer l'évolution de l'usure VB et KT en fonction du temps de coupe (figures III.20, III.21, III.22, et III.23) ainsi que les valeurs de la rugosité (Ra) correspondantes.

Pour étudier l'influence de la rigidité des machines-outils utilisées sur l'usure des outils de coupe, en premier lieu nous avons répété la même série d'expérience sur la même machine (tour N4), ensuite les mêmes essais dans les mêmes conditions sur le tour N5. On note que d'une part pour des raisons d'insuffisance de la matière première et de l'autre part, de l'indisponibilité de la machine-outil (Tour N°5) au niveau de l'ENIM, nous nous sommes contentés des essais avec quatre combinaisons du régime de coupe (Tableau III.8). Le traitement graphique des résultats a permis la déduction des tenues (T) et les valeurs de (KT) correspondants, pour chaque machine-outil utilisée et pour les différentes combinaisons des éléments du régime de coupe. Les résultats sont portés sur les tableaux III.8 et III.9. On note que pour évaluer la rugosité Ra de chaque surface une moyenne de (03) trois mesures est retenue.



(a)

(b)

Figure III.19 : Photographie d'essais d'usure, (a) avec les conditions de coupe avec $V_c = 300$ m/min; (b) avec les conditions de coupe avec $V_c = 400$ m/min.

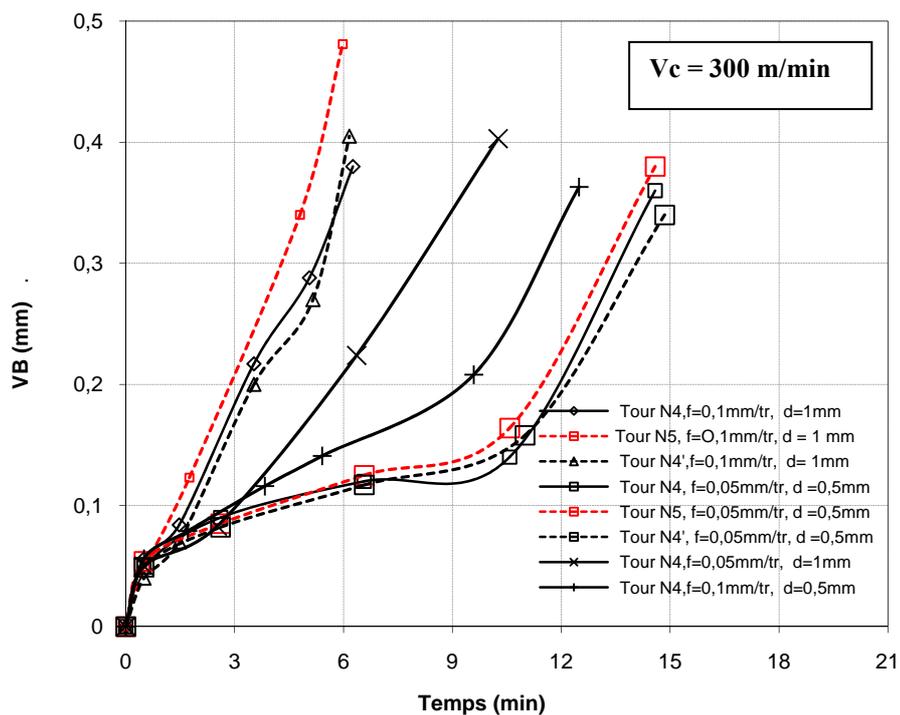


Figure III.20 : Evolution de l'usure en dépouille VB du CBN 7020 en fonction du temps d'usinage et des conditions de coupe ($V_c = 300$ m/min pour les deux machines utilisées).

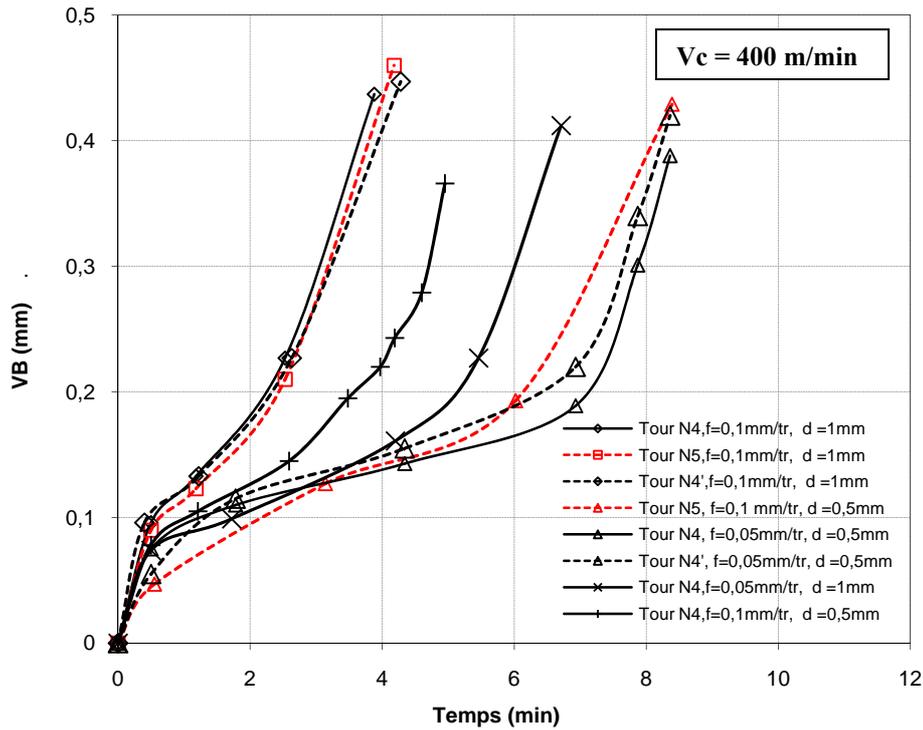


Figure III.21 : Evolution de l'usure en dépouille VB du CBN 7020 en fonction du temps d'usinage et des conditions de coupe ($V_c = 400$ m/min pour les deux machines utilisées).

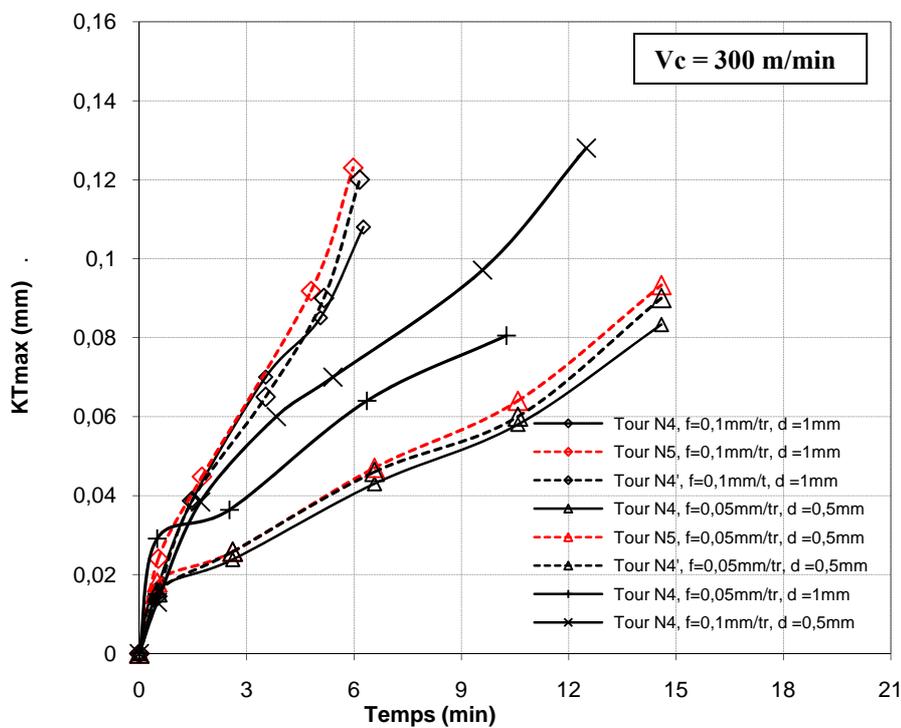


Figure III.22 : Evolution de l'usure en cratère KT du CBN 7020 en fonction du temps d'usinage et des conditions de coupe ($V_c = 300$ m/min pour les deux machines utilisées).

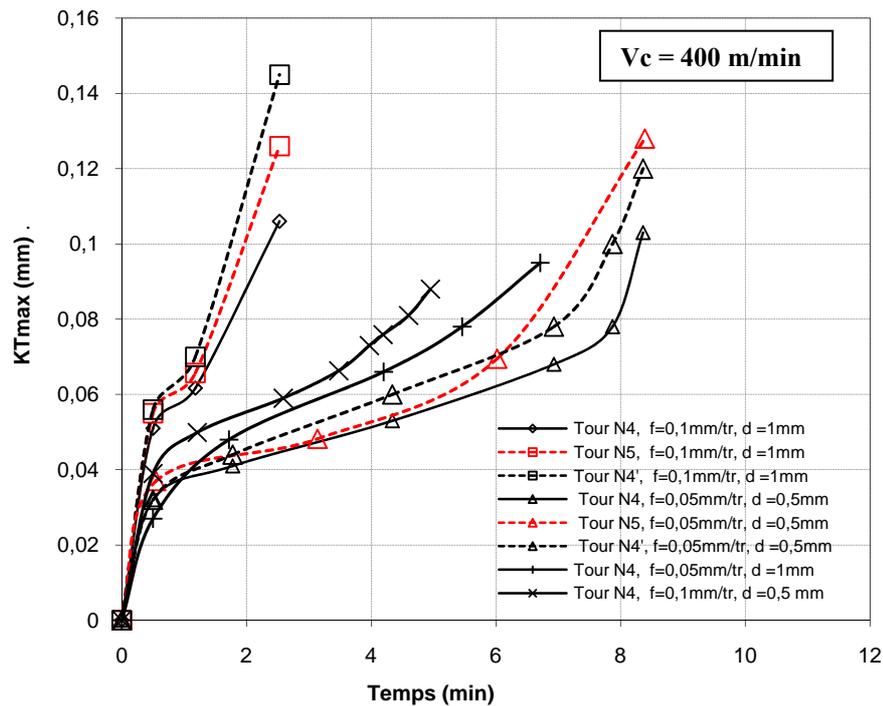


Figure III.23 : Evolution de l’usure en cratère KT du CBN 7020 en fonction du temps d’usinage et des conditions de coupe ($V_c = 400$ m/min pour les deux machines utilisées).

Tableau III.8 : Durées de vies (T) de l’outil pour le critère d’usure $[VB] = 0,3$ mm et valeurs correspondantes de (KT) et (Ra) pour les différentes machines-outils utilisées.

| Essai | Conditions de coupe | | | Paramètres | | | | | | | | |
|-------|---------------------|----------------|---------------|--------------|--------------|--------------------|--------------|--------------|--------------------|--------------|--------------|--------------------|
| | | | | Tour N4 | | | Tour N4' | | | Tour N5 | | |
| N° | V_c (m/min) | f (mm/tr) | a_p (mm) | T (min) | KT (mm) | Ra (μ m) | T (min) | KT (mm) | Ra (μ m) | T (min) | KT (mm) | Ra (μ m) |
| 01 | 300 | 0.05 | 0.5 | 14.59 | 0.077 | 0.62 | 14,00 | 0,085 | 0,64 | 13,10 | 0,082 | 0,60 |
| 02 | 400 | 0.05 | 0.5 | 7.86 | 0.077 | 0.51 | 7,86 | 0,099 | 0,5 | 7,094 | 0,096 | 0,54 |
| 03 | 300 | 0.1 | 0.5 | 11.31 | 0.115 | 0.86 | --- | --- | --- | --- | --- | --- |
| 04 | 400 | 0.1 | 0.5 | 4.68 | 0.082 | 0.79 | --- | --- | --- | --- | --- | --- |
| 05 | 300 | 0.05 | 1 | 8.01 | 0.07 | 0.59 | --- | --- | --- | --- | --- | --- |
| 06 | 400 | 0.05 | 1 | 5.95 | 0.084 | 0.5 | --- | --- | --- | --- | --- | --- |
| 07 | 300 | 0.1 | 1 | 5.21 | 0.087 | 1.24 | 5,38 | 0,096 | 1,28 | 4,46 | 0,081 | 1,34 |
| 08 | 400 | 0.1 | 1 | 2.99 | 0.11 | 0.86 | 3,17 | 0,105 | 0,82 | 3,12 | 0,14 | 0,82 |

III.4.2 - Discussion des résultats de l'usure :

L'analyse des résultats de l'évolution de l'usure (figure III.20, III.21, III.22, et III.23), montre que les trois stades de l'usure sont nettement signalés tant en dépouille qu'en cratère. En effet la première se caractérise par une évolution rapide, la seconde présente une évolution stable avec une tendance linéaire, alors que la troisième zone se distingue par une intensification remarquable de l'usure qui conduit ultérieurement à la destruction du bec de l'outil. D'autre part habituellement le critère retenu pour les opérations de finition est $[VB] = 0,3$ mm pour les matériaux classiques. Cependant en tournage dur, les critères sont plus sévères. Les résultats (figure III.20 et III.21) montrent qu'à partir du critère $[VB] = 0,2$ mm pour les vitesses testés et pour les différentes machines utilisées, on rentre dans le domaine d'accélération de l'usure conduisant à la destruction catastrophique de la plaquette. Cependant l'un des paramètres importants qui contribue à la destruction du bec de l'outil et qui a été souvent négligé lors de l'étude de l'usure des outils CBN face à l'usinage des matériaux durs est l'usure en cratère. En effet l'usure KT se développe sous forme d'une cuvette très proche de l'arête tranchante (figure III.24 (b)) et malgré la présence du chanfrein de protection, on remarque qu'à partir de la valeur de $KT = 0,06$ mm le cratère s'élargit conduisant à la fragilisation de la partie active de l'outil et par conséquent l'usure s'accélère très rapidement et provoque la rupture du bec de l'outil. Les courbes d'usure prouvent implicitement que la température est l'un des paramètres principaux qui contrôlent l'usure de l'outil. En effet, quand la vitesse de coupe et l'avance sont augmentées, la température de coupe augmente. En conséquence à l'augmentation de la vitesse de coupe, l'avance et la profondeur de passe, l'usure de l'insert cBN est sensiblement accélérée.

Les résultats montrent également que les essais répétés sur la même machine (Rapport des rigidités, $R_r = 1$) et sur la machine (tour N5) ayant un rapport de rigidité $R_r = 1,14$, les résultats sont reproductible avec une petite différence (tableau III.8). La quantification de cette différence pour les différentes combinaisons du plan des expériences retenu peut être illustrée par le pourcentage moyen suivant :

- Si les essais sont répétés sur la même machine (Rapport des rigidités, $R_r = 1$), La différence relative moyenne des tenues (T), la profondeur du cratère (KT) et la rugosité (Ra) correspondants en % et en valeurs absolues s'estiment respectivement à 3,3 %, 1,3 % et 3,2 %.

- Si le travail s'effectue sur des machines ayant le rapport de rigidité $R_r = 1,14$, alors la différence relative moyenne en % des tenues (T), la profondeur du cratère (KT) et la rugosité de la surface usinée (Ra) correspondants est respectivement de 9,6 %, 1,7 %, et 5,4 % (Tableau III.8).

En se basant sur cette analyse, nous pouvons dire que pour les machines-outils utilisées, ayant un rapport de rigidité $R_r = 1$ et $R_r = 1,14$, les résultats sont reproductibles avec une différence relative moyenne qui ne dépasse pas les 10 %. Ceci est justifié également par l'évolution des courbes d'usure, relative à chaque machine (Figures III.20 à III.23).

III.4.2.1- durée de vie de l'outil de coupe :

1- Effondrement du bec de l'outil :

Le nitrure de bore cubique (cBN) est un matériau très dur et sa principale faiblesse et la fragilité qui peut conduire à la rupture. Pour protéger l'arrête de coupe, un chanfrein négatif est généralement conçu sur la face de coupe. Cependant la présence de ce chanfrein n'est pas toujours suffisante pour empêcher la rupture catastrophique du bec de l'outil et particulièrement quand l'usure en cratère devient importante. En effet à des vitesses de coupe élevées conduisant à un état tribologique très sévère à l'interface outil-copeau, on élimine très rapidement le chanfrein et l'insert cBN se comporte comme un outil simple (non protégé). La figure III.24, illustre des profils à trois dimensions des différentes étapes de l'usure en cratère de l'outil après différents temps de coupe.

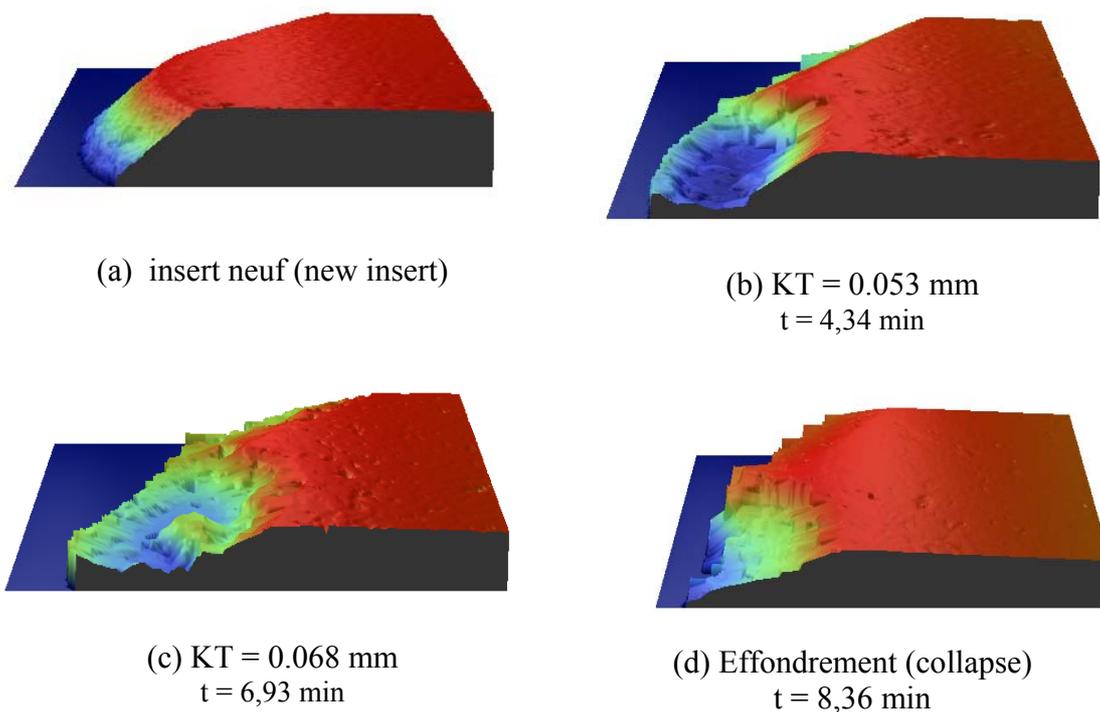


Figure III.24 : Evolution de l'usure en cratère obtenue avec un interféromètre à lumière blanche. $V_c = 400 \text{ m/min}$; $f = 0.05 \text{ mm/tr}$; $d = 0.5 \text{ mm}$, pour différents temps de coupe.

Au début de l'usinage, le cratère est formé en même temps sur la surface d'attaque et le chanfrein, modifiant ainsi la géométrie initiale de l'arête de coupe. Avec l'usinage, le cratère s'élargit progressivement et excède la largeur du chanfrein jusqu'à ce qu'il rencontre la zone de l'usure en dépouille. A ce moment la rupture de l'insert cBN peut se produire. La combinaison de l'usure en cratère et de dépouille provoque une fragilisation de l'insert cBN près du bec de l'outil. Par conséquent ceci mène à l'effondrement brutal de l'outil (figure III.25). Par fois la rupture de la plaquette se produit de part en part, conduisant ainsi à la perte de l'insert opposé (figure III.25 (b)). Habituellement peu d'attention est prêtée au rôle du cratère dans la rupture ou la détermination de la durée de vie des outils PCBN, alors qu'aux grandes vitesses de coupe il s'avère que le procédé est largement contrôlé par l'usure en cratère. Par conséquent, il est judicieux d'observer soigneusement l'évolution de l'usure en cratère (KT) aussi bien que l'usure en dépouille (VB).

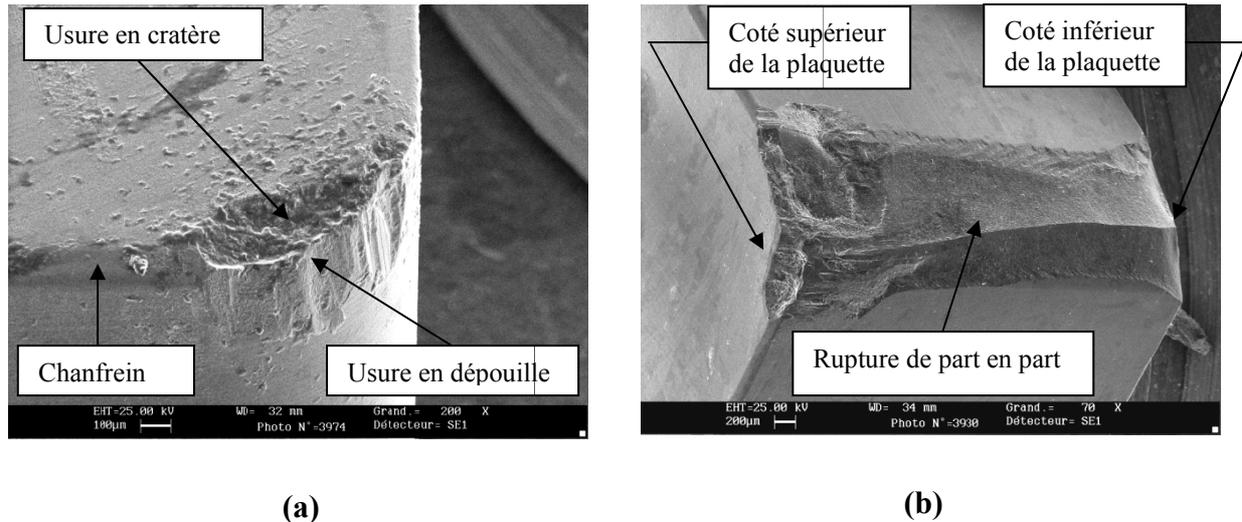


Figure III.25 : Micrographies SEM de la rupture de l'outil (a) $V_c = 400$ m/min; $f = 0.05$ mm/tr; $a_p = 0.5$ mm. Temps de coupe = 8.36 min. (b) $V_c = 400$ m/min; $f = 0.1$ mm/tr; $a_p = 1$ mm. Temps de coupe = 3.88 min.

2- Critère d'usure :

Le critère d'usure habituellement retenu par les normes pour les opérations de finition est $[VB] = 0,3$ mm pour le tournage conventionnel. En tournage dur de finition, les critères peuvent être encore plus sévères puisque la durée de vie de l'outil est principalement basée sur la détérioration de la qualité de la surface usinée. En outre, comme nous l'avons précédemment vu, il faut également prendre en compte l'effondrement catastrophique de l'arête. Il faut absolument éviter cette dernière puisqu'elle peut endommager de façon irréversible la pièce, l'outil, la machine-outil et donc interrompre la chaîne de fabrication. A partir des courbes d'usure et des mesures des états de surface, nous pouvons discuter du choix des critères d'usure et estimer les durées de vie des outils. Le tableau III.9 représente pour chaque conditions de coupe et pour les deux critères d'usure $[VB] = 0,3$ mm et $[VB] = 0,2$ mm, l'estimation des durées de vie des outils avec les états de surface R_a correspondants. Si l'on choisit le critère classique $[VB] = 0,3$ mm comme critère d'usure, nous conservons de bons états de surface qui restent autour de $0,8\mu\text{m}$ excepté pour la condition n°7 ($V_c = 300$ m/min, $f = 0,1$ mm/tr et $a_p = 1$ mm). Cependant, les courbes d'usures (figures III.20 et III.21) montrent qu'à $VB = 0,3$ mm, nous sommes dans la plupart des cas déjà rentrés dans le domaine d'accélération de l'usure. Pour éviter la rupture catastrophique de la plaquette, nous recommandons d'éviter cette zone, et de choisir le critère d'usure $[VB] = 0,2$ mm. Nous perdons ainsi environ 1 minute de durée de vie pour $V_c = 400$ m/min et deux minutes pour $V_c = 300$ m/min mais nous assurons l'intégrité de la plaquette et maintenons une très grande

qualité de l'état de surface. Pour estimer la durée de vie, nous pourrions également nous servir de la mesure du cratère KT pour contrôler la rupture d'outil. Par exemple, le critère d'usure $[KT] = 0,07$ mm permettrait d'éviter la zone d'accélération de l'usure et donnerait des valeurs de durées de vie similaires au critère $[VB] = 0,2$ mm. L'analyse des tenues au Tableau III.9, montre également que la durée de vie des outils dépend fortement des conditions de coupe. L'augmentation de la vitesse de coupe (V_c) de 300 m/min à 400 m/min, l'avance (f) de 0,05 mm/tr à 0,1 mm/tr et la profondeur de passe (a_p) de 0,5 mm à 1 mm provoque respectivement une diminution de la durée de vie 41,90 %, 35,9 % et 39,1 %. La combinaison petite avance / petite profondeur de passe permet de maintenir un très bon état de surface ($R_a=0,4$ μm) tout en conservant des durées de vie relativement élevées même pour $V_c = 400$ m/min (essai n° 2, tableau III.9).

L'analyse des modèles mathématiques déduits (Tableau III.10), montre également que pour les deux critères d'usure $[VB] = 0,3$ mm et $[VB] = 0,2$ mm, l'augmentation des éléments du régime de coupe provoquent une diminution de la tenue (T). Il est à noter aussi que la vitesse de coupe a le degré d'influence le plus grand, suivi par la profondeur de passe et enfin l'avance.

Tableau III.9 : Durées de vie (T) de l'outil pour deux critères d'usure $[VB]$ et valeurs correspondantes de KT et R_a .

| Essai | Conditions de coupe | | | $[VB] = 0.3$ mm | | | $[VB] = 0.2$ mm | | |
|-------|---------------------|-------------|------------|-----------------|-------|-------|-----------------|-------|-------|
| | V_c (m/min) | f (mm/tr) | a_p (mm) | T (min) | KT | R_a | T | KT | R_a |
| 01 | 300 | 0.05 | 0.5 | 14.59 | 0.077 | 0.62 | 11.50 | 0.063 | 0.54 |
| 02 | 400 | 0.05 | 0.5 | 7.86 | 0.077 | 0.51 | 7.02 | 0.068 | 0.42 |
| 03 | 300 | 0.1 | 0.5 | 11.31 | 0.115 | 0.86 | 9.09 | 0.093 | 0.76 |
| 04 | 400 | 0.1 | 0.5 | 4.68 | 0.082 | 0.79 | 3.57 | 0.067 | 0.62 |
| 05 | 300 | 0.05 | 1 | 8.01 | 0.07 | 0.5 | 5.70 | 0.059 | 0.4 |
| 06 | 400 | 0.05 | 1 | 5.95 | 0.084 | 0.59 | 4.94 | 0.073 | 0.5 |
| 07 | 300 | 0.1 | 1 | 5.21 | 0.087 | 1.24 | 3.16 | 0.064 | 1.12 |
| 08 | 400 | 0.1 | 1 | 2.99 | 0.11 | 0.86 | 2.14 | 0.083 | 0.74 |

Tableau III.10 : Modèles mathématiques déduits de la tenue de l'outil (T) pour deux critères d'usure [VB].

| Essai | Conditions de coupe | | | [VB] = 0.3 mm | | [VB] = 0.2 mm | |
|-------|---------------------|--------------|------------|---|----------------|--|----------------|
| | Vc (m/min) | f (mm/tr) | ap (mm) | Modèle mathématique | R ² | Modèle mathématique | R ² |
| 01 | 300 | 0.05 | 0.5 | $T = \frac{e^{11,532}}{V^{1,987} \cdot f^{0,658} \cdot ap^{0,734}}$ | 0,95 | $T = \frac{e^{9,044}}{V^{1,7} \cdot f^{0,84} \cdot ap^{0,94}}$ | 0,93 |
| 02 | 400 | 0.05 | 0.5 | | | | |
| 03 | 300 | 0.1 | 0.5 | | | | |
| 04 | 400 | 0.1 | 0.5 | | | | |
| 05 | 300 | 0.05 | 1 | | | | |
| 06 | 400 | 0.05 | 1 | | | | |
| 07 | 300 | 0.1 | 1 | | | | |
| 08 | 400 | 0.1 | 1 | | | | |

III.4.2.2- Mécanismes d'usure de l'outil de coupe :

1- Usure de l'outil PCBN :

L'usure des outils de coupe PCBN est un processus très complexe durant lequel sur sa partie active différents mécanismes d'usure sont activés lors de l'usinage des matériaux durs, tels que l'usure mécanique, thermique où l'usure chimique. L'endommagement mécanique comme la rupture est lié à la ténacité du matériau dur cBN et sa faiblesse à résister aux sollicitations en cisaillement. La rupture de l'outil PCBN est souvent conséquence des autres mécanismes d'usure. L'usure mécanique par abrasion est pratiquement toujours mentionnée par les auteurs quand l'usinage dur est effectué à des vitesses de coupe comprises entre 100 m/min et 250 m/min. L'usure par abrasion est causée par la présence des éléments durs (carbures ou martensite) dans le matériau à usiner [63, 64, 65, 66]. Quand l'usure par abrasion domine, les rayures sur les faces de coupe et de dépouille sont observées. L'usure chimique et l'usure par diffusion sont les plus discutées par les auteurs [67, 68, 69]. Pendant longtemps le PCBN a été considéré comme un matériau ayant très peu d'affinité chimique avec les autres matériaux. Ainsi l'usure chimique et par diffusion ont été oubliées des études, spécialement sur l'usure en cratère. Actuellement de plus en plus des auteurs ont conclu que l'usure chimique joue un rôle important dans les mécanismes d'usure des outils PCBN. Des preuves des usures chimique et par diffusion ont récemment été donnée par deux sortes d'expériences : (1) observations indirectes par analyse des interactions du couple outil-

matériau à l'état statique à différentes températures [67], (2) observations directes sur les faces usées après usinage [68, 69, 70]. Malgré l'absence d'un procédé dynamique, les expériences statiques ont montré que les interactions (diffusion et réaction chimique) étaient effectives au dessus de 1300 °C et ce par diffusion du fer dans l'outil pour un certains type d'outil PCBN. Les analyses effectuées par MEB (Analyse X) ou par spectroscopie par électron Auger, effectuée par différents auteurs ont indiqué la présence d'une couche adhésive (built-up layer) en même temps sur la face de coupe et de dépouille de l'outil [68, 69, 70]. Cette couche adhésive est formée par une abondance relative des composants de la pièce usinée. L'usure des outils PCBN semblent nom seulement dépendre des conditions de coupe, de la géométrie de l'outil, de la composition et de la dureté de la pièce mais aussi de la teneur du cBN dans l'outil. Deux sortes d'outil peuvent être considérés [68, 69, 71], les outils qui ont une faible teneur en cBN (sont un mélange de 50÷70 % cBN et de céramique tels que TiC ou TiN souvent notés PCBN-L et les outils PCBN avec une haute teneur en cBN (85÷90 % cBN avec un mélange métallique) notés PCBN-H. Les PCBN-H sont généralement préférés pour l'usinage des matériaux durs contenant des particules de carbures et ce à cause de la grande résistance du cBN à l'abrasion [65, 72]. Mais quand les vitesses de coupe sont augmentées c'est-à-dire quand la couche adhésive apparait, les PCBN-L travaille mieux que les PCBN-H parceque la couche adhésive protège la face de coupe contre l'usure mécanique par abrasion et retarde l'usure de l'outil. La présence de la couche adhésive sur la face de coupe et de dépouille dépend de la magnitude de la température qui est principalement contrôlée par la vitesse de coupe. Les réactions chimiques dépendent de la nature du liant dans l'outil PCBN [68, 69, 70, 65, 72].

2- Formation du cratère :

La bibliographie précédente a montré que les mécanismes d'usure de l'outil PCBN ne sont jusqu'à maintenant pas complètement compris et sont en effet le résultat d'un système tribologique très complexe au contact entre l'outil et la pièce. Dans notre étude des vitesses de coupe élevées ont été choisies (300 ÷ 400 m/min) et des conditions extrêmes de contact apparaissent. En particulier sur la face de coupe les grandes pressions et la température conduisent à la formation d'un cratère important. L'absence de rayures sur la face de coupe et la face de dépouille suggère que l'usure chimique semble être le mécanisme d'usure le plus important. Les examens par analyse X ont permis de révéler que plusieurs mécanismes d'usure ont été activés durant la coupe. Les hypothèses sur la formation du cratère sont

maintenant discutées. Sur la face de coupe le motif de l'usure a été généralement observé comme montré sur la figure III.26, où (03) trois zones d'usure distinctes peuvent être identifiées. (a) près du bord, (b) le cratère, (c) la fin du contact. Le cratère est situé à une distance du bord. Près de ce bord un dépôt a été identifié comme une petite arête rapportée composé du matériau de la pièce. Sur le cratère une couche adhésive (built-up layer) semble être formée durant l'usinage. A la fin du cratère ou fin du contact outil-copeau quelques matériaux de la pièce sont restés et contribuent à élargir le cratère par attrition. Les observations par MEB indiquent clairement que le motif de l'usure dépend de la distribution de la température et de la pression le long de la face de coupe. Au bord de l'outil la pression atteint son maximum et la température n'est pas la plus élevée [82], par conséquent la formation d'arrête rapportée (built-up edge (BUE)) est favorisée et protège l'arête de coupe contre l'usure chimique.

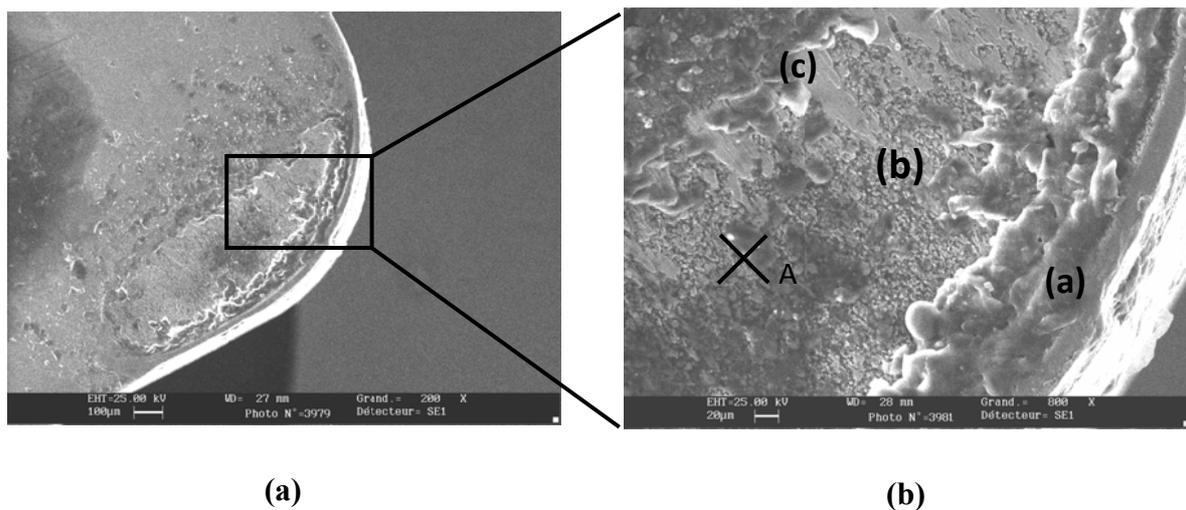


Figure III.26 : Micrographie SEM du cratère. ($V_c = 300$ m/min, $f = 0.1$ mm/tr, $a_p = 1$ mm, temps de coupe = 6.26 min).

Sur la zone du cratère l'analyse est plus complexe. A hautes vitesses de coupe le contact dans le cratère est contrôlé par la combinaison de très hautes températures d'une large vitesse de glissement du copeau et par des dépôts adhésifs. Les photos MEB (figure III.26) montrent une couche adhésive irrégulière dans le fond du cratère (point A) comme notifié par Barry and Byrne [73]. La couche adhésive n'est pas une couche stable comme les couches d'oxydes pendant l'usinage des outils resulfurés ou bien des couches adhésives trouvées pendant l'usinage des alliages Al-Cu [35, 74, 75, 76]. Une couche adhésive stable a une

certaine épaisseur peut protéger l'outil contre l'abrasion, l'attrition et favorise le glissement du copeau. Dans le cas du couple outil-matière (PCBN-matériau) si la couche adhésive est capable de protéger l'outil contre l'abrasion, elle est régulièrement évacuée de l'outil ainsi le cratère est progressivement formé par attrition. La nature de la couche adhésive peut avoir des origines diverses. La composition chimique de la couche adhésive est différente de la composition de la pièce à usiner. Un exemple d'analyse EDS d'un dépôt du matériau de la pièce (point A sur la figure III.26 (b)) est présenté sur le tableau III.11. En effet quelques éléments (Ca, Mo, Si, Al, Mn...) présents dans le dépôt sont en abondance relative, alors qu'ils étaient à l'origine en faible quantité (tableau II.4). Ces éléments suggèrent la formation d'oxyde comme FeO, Al₂O₃, CaO, SiO₂ [73, 74, 77].

| Cr | Mn | Al | Si | As | Mo | Ca | Fe |
|------|------|------|-------|------|-------|-------|-------|
| 0.09 | 0.13 | 0.71 | 18.37 | 0.02 | 35.67 | 20.32 | 12.13 |

Tableau III.11. Composition chimique du dépôt dans le centre du cratère au point A sur la figure III.26 (b) (tous les éléments du matériau de la pièce sont présents dans la composition)

Une autre question sur la formation du cratère est le rôle de l'usure par diffusion. Dans leurs expériences de diffusion statique Giménez et al ont trouvé de la diffusion du fer dans l'outil PCBN (50% cBN) au dessus de 1300°C [67]. A des vitesses de coupe (300 ÷ 400 m/min), la température à l'interface outil-copeau est probablement proche de ce niveau de température [35, 70, 77, 78]. Durant les tests d'usinage dur, des copeaux rougis et des étincelles ont été observés (figure III.19), indiquant une surchauffe à l'interface outil-copeau. D'autre part l'analyse des copeaux obtenus montre clairement la présence de micro soudures entre les fragments des copeaux (figure III.27), confirmant ainsi le niveau de température qui est au dessus de 1300°C. Ainsi une preuve est rajoutée dans le cadre de ce travail indiquant que la température à l'interface outil-copeau lors du tournage dur est réellement voisine de la température de fusion de l'acier. De plus pendant la formation du copeau, du matériau frais et continuellement présenté à l'outil et donc un gradient de concentration des espèces chimiques est constamment maintenu avec les hautes températures est un paramètre crucial pour l'activation de la diffusion [32]. Cependant la présence de la couche adhésive peut être une barrière de diffusion contre la migration des éléments de l'outil vers le copeau et spécialement quand la couche adhésive FeO est formée. Mais la couche adhésive semble néanmoins favorisée les

réactions chimiques [79]. Si un mécanisme de diffusion est réellement effectif, il contribue probablement à l'endommagement de l'outil par fragilisation des jonctions entre les grains cBN et le matériau du liant TiC. Tous ces phénomènes décrits plus haut accélèrent la formation du cratère. Après un certain temps de coupe (juste avant la fin de l'usinage) le fond du cratère présente une surface très rugueuse qui favorise le collage des micros copeaux qui sont périodiquement enlevés par le copeau. La figure III.28 illustre clairement un micro copeau adhérent sur la face d'attaque de l'outil. L'enlèvement de ce dernier arrache de la matière et conduit très rapidement à la destruction catastrophique de l'outil (figure III.25).

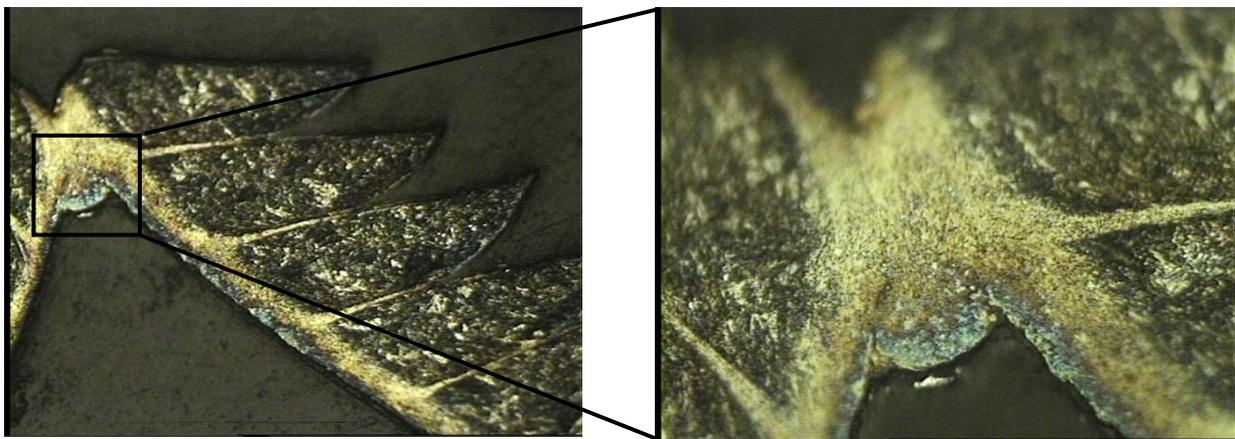


Figure III.27 : Photographie du copeau illustrant des micros soudures entre les fragments. ($V_c = 300$ m/min, $f = 0.1$ mm/tr, $a_p = 1$ mm, temps de coupe = 3.53 min).

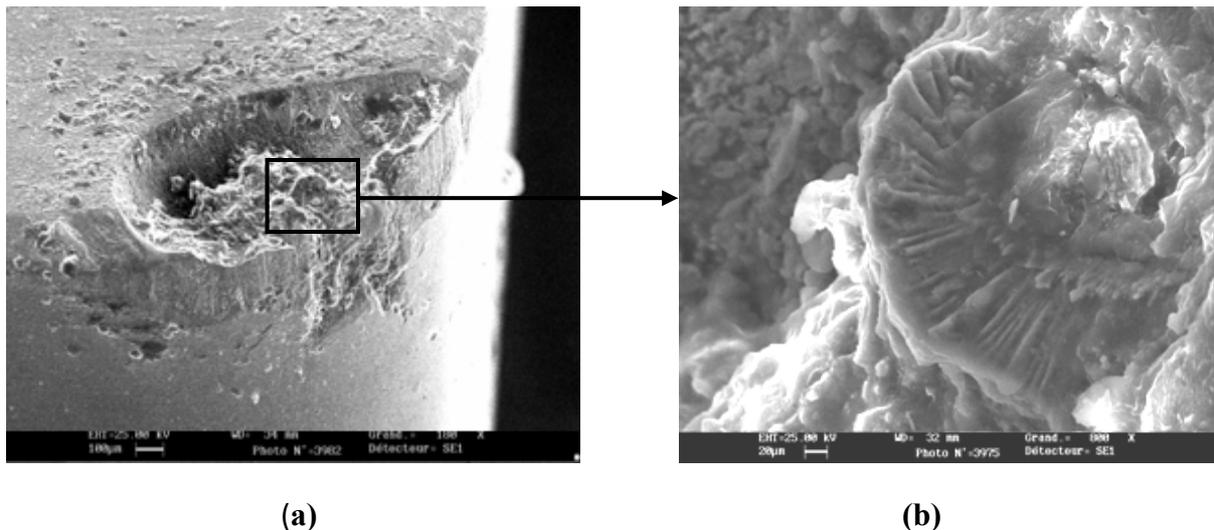


Figure III.28 : Micrographie SEM du cratère illustrant clairement un micro copeau adhérent. ($V_c = 400$ m/min, $f = 0.1$ mm/tr, $a_p = 0.5$ mm, temps de coupe = 4.95 min).

III.4.2 - Traitement et discussion des résultats des efforts de coupe :

III.4.2.1 - Traitement des résultats des efforts de coupe :

Les résultats des trois composantes des efforts de coupe en fonction des différentes combinaisons des éléments du régime de coupe pour les deux machines utilisées sont représentés sur les figures III.29, III.30 et III.31. Le traitement statistique de ces résultats a abouti à la déduction des modèles mathématiques (spécifiques à chaque machine testée), exprimant la relation entre les trois composantes de l'effort de coupe et les éléments du régime de coupe (Tableau III.12).

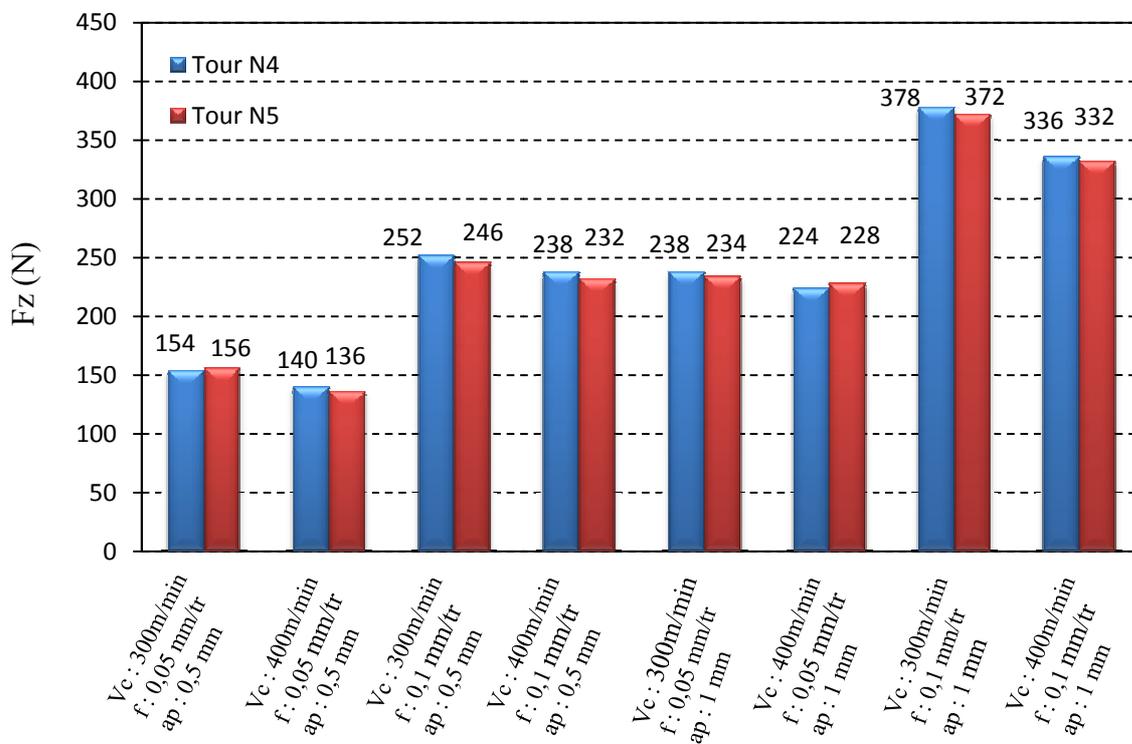


Figure III.29 : Comparaison des résultats de l'effort de coupe (Fz) pour différentes combinaisons des éléments du régime de coupe.

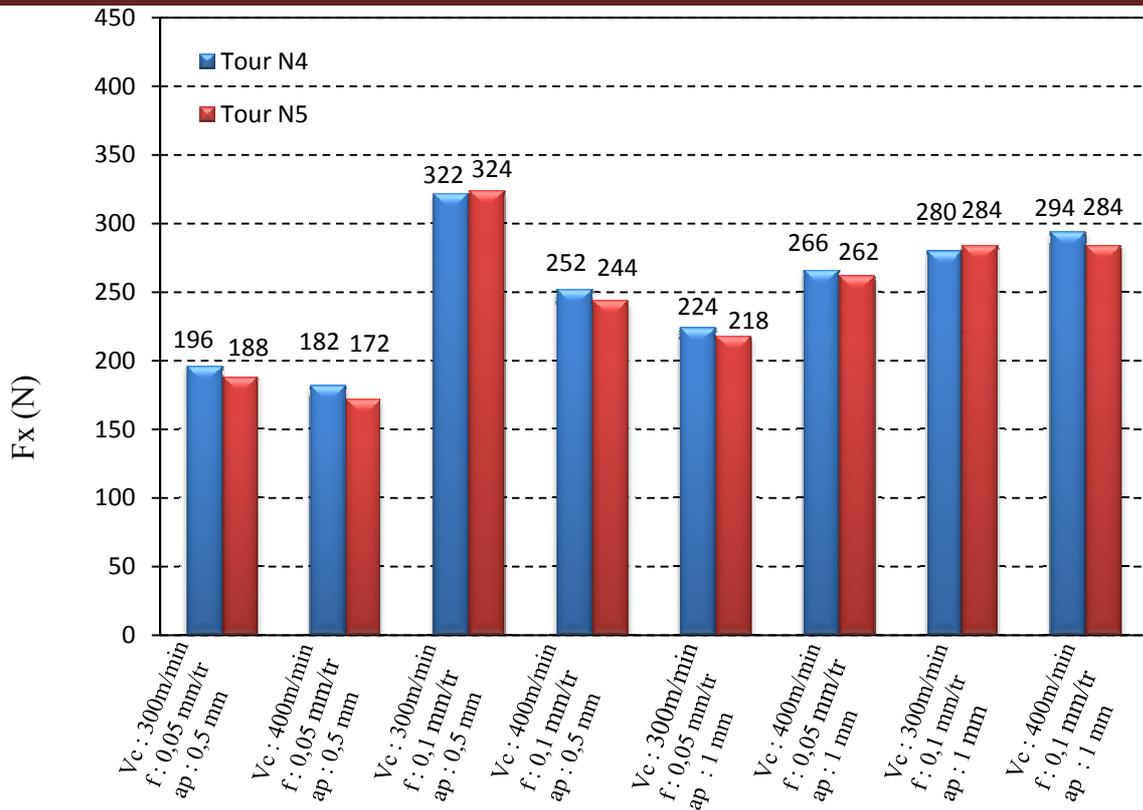


Figure III.30 : Comparaison des résultats de l'effort axial (Fx) pour différentes combinaisons des éléments du régime de coupe.

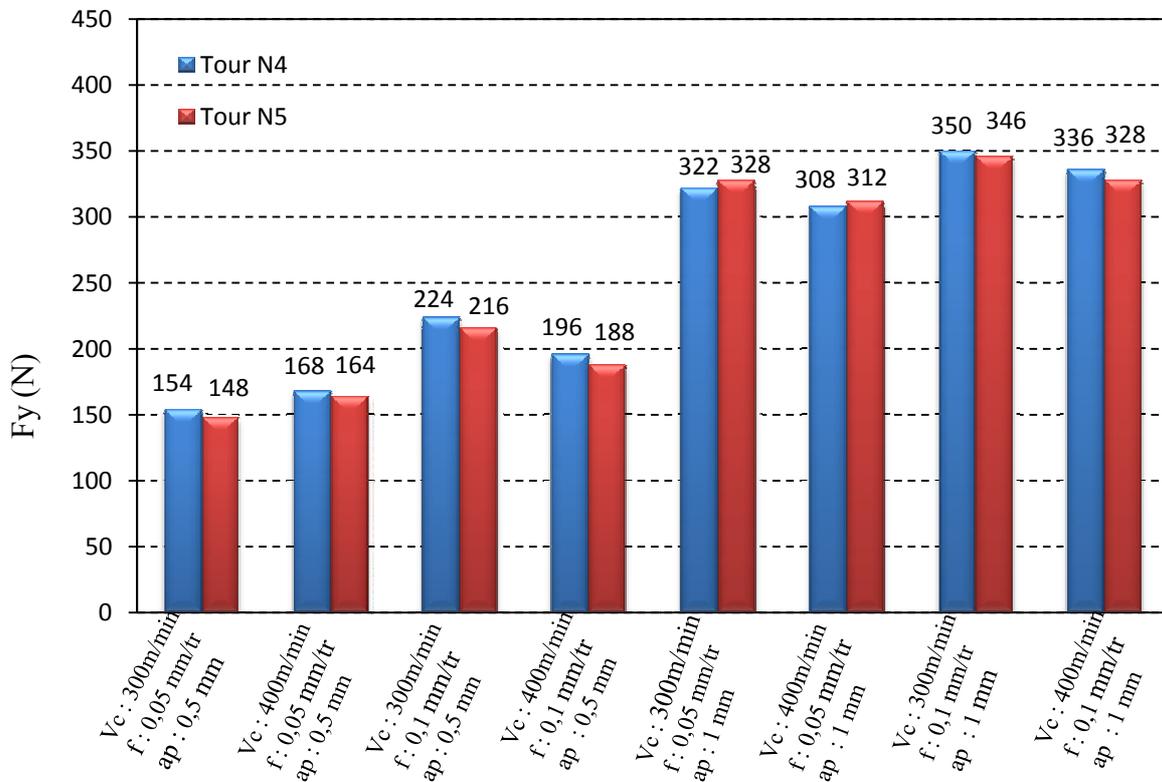


Figure III.31 : Comparaison des résultats de l'effort radial (Fy) pour différentes combinaisons des éléments du régime de coupe.

Tableau III.12 : Modèles des efforts de coupe en fonction des éléments du régime de coupe pour les différentes machines-outils utilisées.

| MACHINE-OUTIL (TOUR) | MODELES MATHEMATIQUES DE L'EFFORT DE COUPE | COEFFICIENT DE DETERMINATION (R ²) |
|----------------------|--|--|
| N°4 | $F_z = \frac{e^{9,147} \cdot f^{0,682} \cdot ap^{0,597}}{V^{0,287}}$ | 0,994 |
| | $F_y = \frac{e^{7,132} \cdot f^{0,252} \cdot ap^{0,84}}{V^{0,114}}$ | 0,977 |
| | $F_x = \frac{e^{7,173} \cdot f^{0,413} \cdot ap^{0,190}}{V^{0,085}}$ | 0,811 |
| N°5 | $F_z = \frac{e^{9,104} \cdot f^{0,659} \cdot ap^{0,611}}{V^{0,291}}$ | 0,993 |
| | $F_y = \frac{e^{7,093} \cdot f^{0,222} \cdot ap^{0,889}}{V^{0,121}}$ | 0,974 |
| | $F_x = \frac{e^{7,705} \cdot f^{0,446} \cdot ap^{0,212}}{V^{0,163}}$ | 0,80 |

III.4.2.2 - Discussion des résultats des efforts de coupe :

L'analyse des résultats des efforts de coupe en fonction des éléments du régime de coupe pour les deux machines utilisées (figures III.29, III.30 et III.31), montrent qu'avec l'accroissement de la vitesse de coupe, les trois composantes de l'effort de coupe "Fx, Fy et Fz" diminuent nettement, alors qu'elles croissent avec l'augmentation de l'avance et de la profondeur de passe. Ceci peut être expliqué par le fait qu'avec l'accroissement de la vitesse

de coupe, la température dans la zone de coupe augmente qui rend le métal travaillé plus plastique et par conséquent le coefficient de frottement dans les surfaces de contact diminue. L'augmentation de l'avance et de la profondeur de passe provoque l'élévation de la section du copeau, ce qui exige une quantité de travail plus importante pour son enlèvement.

Les résultats montrent également qu'avec l'augmentation de la rigidité de la machine, les trois composantes de l'effort de coupe diminuent excepter pour l'effort tangentiel "Fz" pour les deux combinaisons du régime de coupe : $V_c = 300$ m/min, $f = 0,05$ mm/tr, $a_p = 0,5$ mm, et $V_c = 400$ m/min, $f = 0,05$ mm/tr, $a_p = 1$ mm ; l'effort axial "Fx" pour les deux combinaisons du régime de coupe : $V_c = 300$ m/min, $f = 0,1$ mm/tr, $a_p = 0,5$ mm, et $V_c = 300$ m/min, $f = 0,1$ mm/tr, $a_p = 1$ mm et l'effort radial pour les deux régimes : $V_c = 300$ m/min, $f = 0,05$ mm/tr, $a_p = 1$ mm, et $V_c = 400$ m/min, $f = 0,05$ mm/tr, $a_p = 1$ mm.

La quantification de la différence des résultats obtenus sur les deux machines (tour N4 et le tour N5), qui ont le rapport de rigidité $R_r = 1,14$ pour les trois composantes des efforts de coupe Fz, Fx et Fy, et pour les différentes combinaisons du plan des expériences retenu est illustrée par le pourcentage moyen en valeurs absolues suivant : 1,66 % pour l'effort tangentiel (Fz), 2,79 % pour l'effort axial (Fx) et 2,57 pour l'effort radial (Fy). En général les efforts de coupe obtenus sur les deux machines sont proches, donc il n'ya pas vraiment une variation significative.

En se basant sur cette analyse, nous pouvons dire que pour les machines-outils utilisées, ayant un rapport de rigidité $R_r = 1,14$, les résultats sont reproductibles avec une différence relative moyenne inférieur à 3%. Ceci est justifié également par les résultats des trois composantes des efforts de coupe, relative à chaque machine (Figures III.29, III.30 et III.31).

L'analyse des modèles mathématiques déduits (Tableau III.12), permet à son tour de définir avec plus de précision les tendances ainsi que les degrés d'influence des différents facteurs sur les trois composantes de l'effort de coupe. Ainsi l'augmentation de chacun des deux facteurs "f" et "ap" contribue à l'élévation des trois composantes de l'effort de coupe, alors qu'elles décroissent avec l'accroissement de la vitesse de coupe. Il est à noter aussi que l'influence la plus marquée des trois facteurs sur l'effort tangentiel "Fz" et l'effort axial "Fx" revient à la l'avance, suivi par la profondeur de passe et enfin la vitesse de coupe, alors que pour la composante radiale de l'effort de coupe "Fy", l'influence la plus marquée des trois facteurs revient à la profondeur de passe, suivi par l'avance et enfin la vitesse de coupe. On

constate également que l'augmentation de la rigidité de la machine n'a pas vraiment des répercussions sur les valeurs des degrés d'influence des éléments du régime de coupe, ainsi que la valeur (C) qui reflète l'influence de tous les facteurs qui ne figurent pas dans ces modèles.

III.4.3 - Traitement et discussion des résultats de la rugosité de la surface usinée :

III.4.3.1 - Traitement des résultats de la rugosité de la surface usinée :

Les résultats de la rugosité de la surface usinée en fonction des différentes combinaisons des éléments du régime de coupe pour les deux machines utilisées sont portés dans le tableau III.13. Le traitement statistique de ces résultats a abouti à la déduction des modèles mathématiques (spécifiques à chaque machine testée), exprimant la relation entre la rugosité de la surface usinée (R_a) et les éléments du régime de coupe (Tableau III.14).

Tableau III.13 : Valeurs de la rugosité de la surface usinée R_a obtenue avec un outil non usé, sur les deux tours en fonctions des conditions de coupe.

| Essai | Facteurs | | | Paramètres | |
|-------|---------------|--------------|------------|----------------------------|----------------------------|
| | | | | Tour N°4 | Tour N°5 |
| N° | Vc (m/min) | f (mm/tr) | ap (mm) | R_a (μm) | R_a (μm) |
| 1 | 300 | 0.05 | 0.5 | 0.36 | 0.32 |
| 2 | 400 | 0.05 | 0.5 | 0.21 | 0.22 |
| 3 | 300 | 0.1 | 0.5 | 0.49 | 0.47 |
| 4 | 400 | 0.1 | 0.5 | 0.34 | 0.32 |
| 5 | 300 | 0.05 | 1 | 0.41 | 0.42 |
| 6 | 400 | 0.05 | 1 | 0.23 | 0.24 |
| 7 | 300 | 0.1 | 1 | 0.84 | 0.82 |
| 8 | 400 | 0.1 | 1 | 0.62 | 0.64 |

Tableau III.14 : Modèles mathématiques déduits de la rugosité (Ra) avec un outil non usé (VB ≈ 0,05mm) pour les deux tours utilisés.

| Essais | Facteurs | | | Modèles mathématiques | |
|--------|----------|---------------|--------------|---|---|
| | N° | Vc (m/min) | F (mm/tr) | ap (mm) | Tour N°4 |
| 01 | 300 | 0,05 | 0,5 | $Ra = \frac{e^{10,711} \cdot f^{0,901} \cdot ap^{0,490}}{V^{1,552}}$ $R^2 = 0,90$ | $Ra = \frac{e^{9,527} \cdot f^{0,868} \cdot ap^{0,580}}{V^{1,361}}$ $R^2 = 0,924$ |
| 02 | 400 | 0,05 | 0,5 | | |
| 03 | 300 | 0,1 | 0,5 | | |
| 04 | 400 | 0,1 | 0,5 | | |
| 05 | 300 | 0,05 | 1 | | |
| 06 | 400 | 0,05 | 1 | | |
| 07 | 300 | 0,1 | 1 | | |
| 08 | 400 | 0,1 | 1 | | |

III.4.3.2 - Discussion des résultats de la rugosité de la surface usinée :

L'objectif du tournage dur est de produire des états de surfaces avec des qualités qui soient comparables à ceux obtenus avec le processus de rectification. Les paramètres classiques habituellement choisis qui déterminent la qualité de la surface usinées sont : l'état de surface extérieure, précision dimensionnelle et intégrité de la surface, tels que les contraintes résiduelles. Bien que beaucoup d'études indiquent que des qualités extérieures élevées peuvent être atteintes en tournage dur, il n'est pas toujours possible d'obtenir le même degré d'exactitude géométrique que celui obtenu par la super finition par le procédé de rectification. En effet, à la différence de la rectification, la surface engendrée en tournage dur comporte des bavures et des sillons hélicoïdaux résultant de la forme de l'outil et du mouvement hélicoïdal outil-pièce (figure III.32). Ces sillons sont autant plus profonds et plus larges que l'avance est élevée. Ces défauts dépendent non seulement de la géométrie de la partie active de l'outil et du choix des conditions de coupe, principalement l'avance (f) et la vitesse de coupe (V), mais aussi de la rigidité de la machine-outil et la stabilité de la coupe. Dans cette étude l'écart moyen arithmétique (Ra) est retenu comme principal critère de la qualité extérieure de la surface usinée. La rugosité de la surface usinée (Ra) est l'un des paramètres les plus importants employés dans les phénomènes de fatigue et toujours montré sur les dessins techniques. La relation entre la qualité de la surface usinée et les phénomènes

physiques et thermiques spécialement dans le domaine de la coupe des métaux n'est pas jusqu'à maintenant complètement compris. L'évolution de la rugosité de la surface usinée est principalement étudiée en fonction des paramètres du régime de coupe et la géométrie de la partie active de l'outil [80], [79], [81].

Le tableau III.13 montre les valeurs de la rugosité (R_a) de la surface usinée en fonction des conditions de coupe (V_c , f et a_p) pour un temps court d'usinage (environ 30 sec) obtenus sur les deux machines. L'augmentation de la vitesse de coupe améliore la qualité de la surface usinée à cause de la diminution des efforts de coupe à grande vitesse traduisant une stabilité du système usinant. Par contre les augmentations de l'avance et de la profondeur de passe contribuent à l'élévation de la rugosité. D'autre part on remarque que pour tous les régimes de coupe utilisés, les états de surfaces obtenus (tableau III.13) restent toujours bons et peuvent être comparés à ceux de la rectification. Il est constaté que pour le régime avec la vitesse de coupe $V_c = 400$ m/min, l'avance $f = 0,05$ mm/tr et la profondeur de passe $a_p = 0,5$ mm ont enregistré le meilleur état de surface ($R_a = 0,21$ μm et $0,22$ μm), respectivement pour le tour N°4 et N°5.

Les résultats montrent également que l'usinage sur les deux machines (tour N4 et le tour N5), qui ont le rapport de rigidité $R_r = 1,14$ pour les différentes combinaisons du régime de coupe n'a pas vraiment de répercussion sur les valeurs de la rugosité (R_a) de la surface usinée. En effet la différence relative moyenne des rugosités obtenues sur les deux machines en pourcent et en valeurs absolues est de 4,72 %.

En se basant sur cette analyse, nous pouvons dire que pour les machines-outils utilisées, ayant un rapport de rigidité $R_r = 1,14$, les résultats sont reproductibles avec une différence relative moyenne inférieure à 5 %.

L'analyse des modèles mathématiques déduits (Tableau III.14), permet à son tour de définir avec plus de précision les tendances ainsi que les degrés d'influence des différents facteurs sur la rugosité de la surface usinée. Ainsi l'augmentation de chacun des deux facteurs " f " et " a_p " contribue à l'élévation de la rugosité (R_a), alors qu'elle décroît avec l'accroissement de la vitesse de coupe. Il est à noter aussi que l'influence la plus marquée des trois facteurs sur la rugosité revient à la vitesse de coupe, suivi par l'avance et enfin la profondeur de passe. On constate également que le travail sur les deux machines ayant différentes rigidités n'a pas vraiment des répercussions sur les valeurs des degrés d'influence des éléments du régime de coupe, ainsi que la valeur (C) qui reflète l'influence de tous les facteurs qui ne figurent pas dans ces modèles.

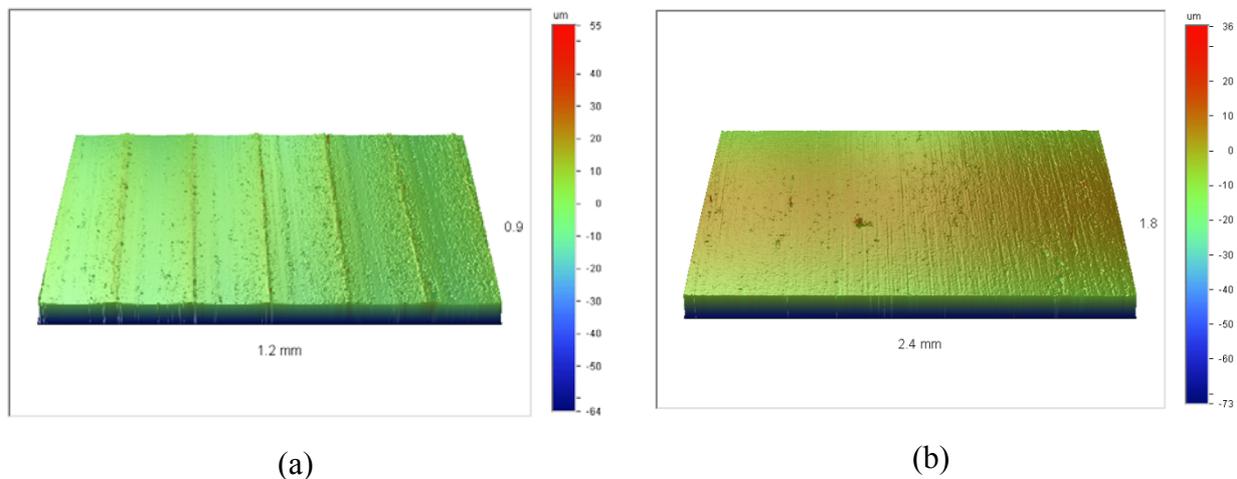


Figure III.32 : Topographies des surfaces usinées pour la même valeur de la rugosité R_a obtenue (a) avec le tournage dur ($R_a = 0.21 \mu\text{m}$). (b) avec le procédé de rectification ($R_a = 0.2 \mu\text{m}$).

III.4.4 - Influence de l'usure sur la rugosité de la surface usinée :

III.4.4.1 – Discussion des résultats de l'évolution de la rugosité de la surface usinée en fonction de l'usure de l'outil :

Les résultats de l'évolution de la rugosité (R_a) de la surface usinée en fonction du critère d'usure en dépouille (VB) sont illustrés sur Les figures III.33 et III.34. L'analyse de ces résultats montre que la rugosité (R_a) augmente avec l'augmentation de l'usure (VB). Il est constaté également pour les vitesses testées qu'avec les faibles avances ($f = 0,05 \text{ mm}$), les valeurs de la rugosité (R_a) restent aux alentours de $0,6 \mu\text{m}$ même au-delà du critère d'usure admissible d'où la nécessité de travailler avec les faibles avances pour l'usinage des matériaux durs. D'autre part les tendances de la rugosité (R_a) en fonction des conditions de coupe discutées ci-dessus et illustrées dans le tableau III.13 sont en générale maintenues à l'exception de l'essai n°5 (courbe comportant les triangles sur la figure III.33). A cet effet on confirme que l'usure VB n'est pas le seul paramètre qui contrôle (R_a). D'autre part dans l'ensemble la rugosité (R_a) augmente avec l'augmentation de l'avance et de la profondeur de passe pour une vitesse de coupe et une usure admissible donnée (figure III.33 et III.34).

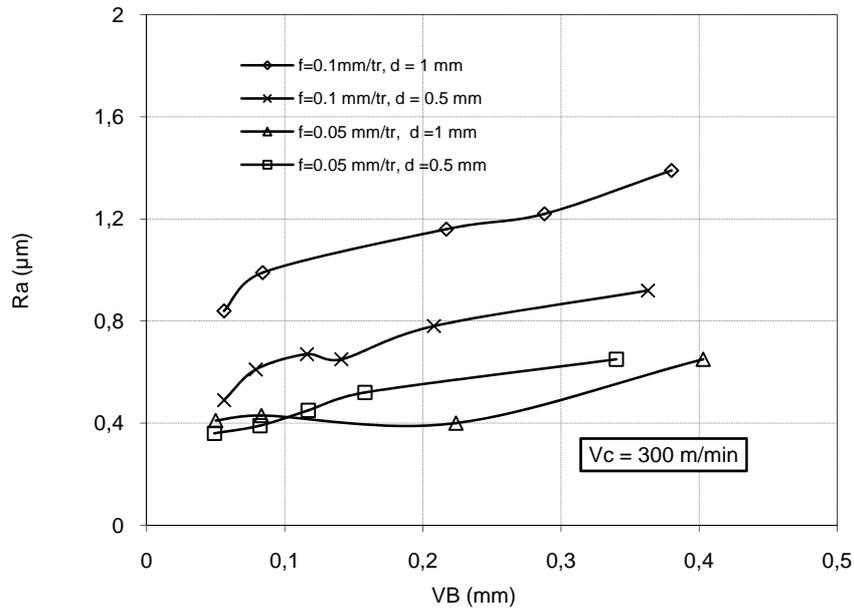


Figure III.33 : Evolution de la rugosité (Ra) de la surface usinée en fonction de l'usure de l'outil VB avec la vitesse de coupe $V_c = 300$ m/min.

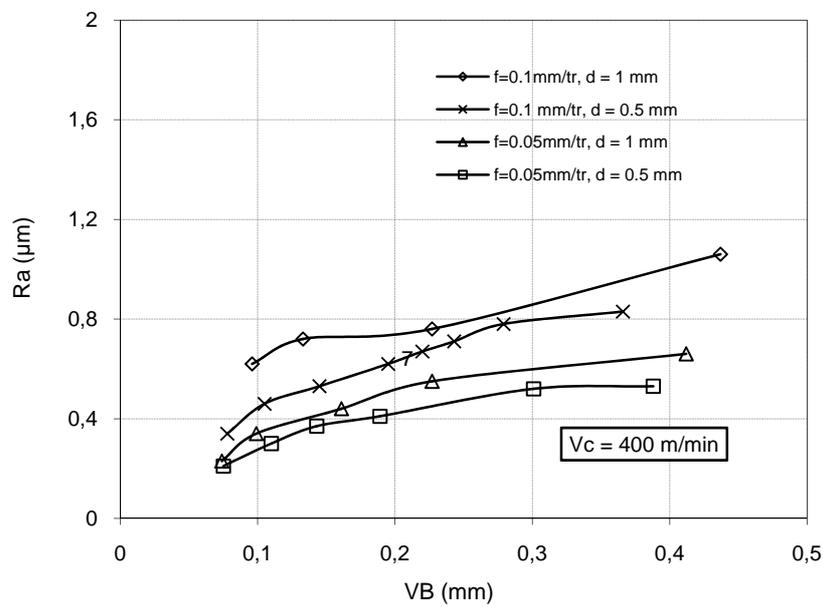


Figure III.34 : Evolution de la rugosité (Ra) de la surface usinée en fonction de l'usure de l'outil VB avec la vitesse de coupe $V_c = 400$ m/min.

III.4.4.2- Modèles de la rugosité en fonction de l'usure :

Pour une exploitation industrielle de ces résultats, nous avons proposé un modèle mathématique, qui prend en considération non seulement l'influence des éléments du régime de coupe sur la rugosité de la surface usinée (Ra) mais aussi celle de l'usure des outils de coupe (VB). Pour ce faire nous avons proposé des modèles mathématiques, exprimant pour chaque régime du plan des expériences établi, la relation entre la rugosité (Ra) et l'usure (VB), (Tableau III.15). Ces modèles ont la forme suivante:

$$Ra = C VB^b \quad \text{(III.9)}$$

L'analyse de ces modèles révèle que les valeurs de **C** et celles de l'exposant **b** ne sont pas constantes, mais elles sont fonction des éléments du régime de coupe. Cette constatation nous a incité à chercher une expression mathématique, reliant ces paramètres. Le traitement statistique des valeurs de **C** et **b** en fonction de V, f et ap a permis la déduction des modèles suivants :

$$C = e^{-2,422} \cdot V^{0,788} \cdot f^{0,747} \cdot ap^{0,097} \quad \text{(III.10)}$$

$$b = e^{-16,56} \cdot V^{2,639} \cdot f^{0,005} \cdot ap^{-0,404} \quad \text{(III.11)}$$

En substituant (III.10) et (III.11) dans (III.9) on obtient le modèle général (III.12) escompté qui exprime la relation qualitative et quantitative entre la rugosité de la surface usinée (Ra) d'une part et les éléments du régime de coupe (V, f, d) et l'usure des outils de coupe (VB) d'autre part.

$$Ra = e^{-2,422} \cdot V^{0,788} \cdot f^{0,747} \cdot ap^{0,097} \cdot VB^{e^{-16,56} \cdot V^{2,639} \cdot f^{0,005} \cdot ap^{-0,404}} \quad \text{(III.12)}$$

$$R^2 = 0,94$$

Le tableau III.16 présente une comparaison entre les valeurs de la rugosité (Ra) obtenus par le model (III.12) et les valeurs expérimentales pour différents valeurs de l'usure (VB). On remarque que les résultats obtenus par le model proposé sont en très bonne corrélation avec les résultats expérimentaux. On remarque aussi que même au-delà du critère

d'usure retenu durant cette étude ($VB = 0,3$ mm), le modèle donne de bon résultats (figures III.35 et III.36).

L'intégration de l'usure (VB) dans le modèle habituel de la rugosité de la surface usinée a une grande importance technique et économique. En effet le modèle mathématique (III.12) déduit est nécessaire pour l'établissement des abaques et l'optimisation éventuelle du processus de coupe. Ce modèle présente une information très précieuse, notamment pour l'exploitation à l'échelle industrielle.

Tableau III.15 : Modèles mathématiques déduits de la rugosité (Ra) en fonction de l'usure (VB) pour chaque condition de coupe du plan des expériences.

| Essai | Conditions de coupe | | | Modèles mathématiques déduits | R^2 |
|-------|---------------------|----------------|---------------|-------------------------------|-------|
| | V_c (m/min) | f (mm/tr) | a_p (mm) | $Ra = C \cdot VB^b$ | |
| 01 | 300 | 0.05 | 0.5 | $Ra = 0,914 VB^{0,320}$ | 0,99 |
| 02 | 400 | 0.05 | 0.5 | $Ra = 0,985 VB^{0,565}$ | 0,97 |
| 03 | 300 | 0.1 | 0.5 | $Ra = 1,278 VB^{0,316}$ | 0,95 |
| 04 | 400 | 0.1 | 0.5 | $Ra = 1,526 VB^{0,561}$ | 0,98 |
| 05 | 300 | 0.05 | 1 | $Ra = 0,648 VB^{0,170}$ | 0,85 |
| 06 | 400 | 0.05 | 1 | $Ra = 1,222 VB^{0,591}$ | 0,96 |
| 07 | 300 | 0.1 | 1 | $Ra = 1,686 VB^{0,233}$ | 0,98 |
| 08 | 400 | 0.1 | 1 | $Ra = 1,721 VB^{0,446}$ | 0,85 |

Tableau III.16 : Comparaison entre les valeurs expérimentales de la rugosité (Ra) et les valeurs obtenues avec le modèle proposé pour chaque condition de coupe et pour différentes valeurs de l'usure de l'outil (VB).

| Essai | Conditions de coupe | | | Valeurs expérimentales de la rugosité (Ra) obtenues pour différentes valeurs de l'usure (VB) | | | Valeurs de la rugosité obtenues avec le modèle (III.12) pour différentes valeurs de l'usure (VB) | | |
|-------|---------------------|--------------|------------|--|------------|------------|--|------------|------------|
| | | | | ≈ 0.05 mm | 0.2 mm | 0.3 mm | ≈ 0.05 mm | 0.2 mm | 0.3 mm |
| N° | Vc (m/min) | f (mm/tr) | ap (mm) | Ra (μm) | Ra (μm) | Ra (μm) | Ra (μm) | Ra (μm) | Ra (μm) |
| 01 | 300 | 0.05 | 0.5 | 0.36 | 0.54 | 0.62 | 0,33 | 0,49 | 0,56 |
| 02 | 400 | 0.05 | 0.5 | 0.21 | 0.42 | 0.51 | 0,15 | 0,36 | 0,47 |
| 03 | 300 | 0.1 | 0.5 | 0.49 | 0.76 | 0.86 | 0,55 | 0,83 | 0,93 |
| 04 | 400 | 0.1 | 0.5 | 0.34 | 0.62 | 0.79 | 0,26 | 0,61 | 0,79 |
| 05 | 300 | 0.05 | 1 | 0.41 | 0.4 | 0.5 | 0,44 | 0,59 | 0,65 |
| 06 | 400 | 0.05 | 1 | 0.23 | 0.5 | 0.59 | 0,26 | 0,5 | 0,60 |
| 07 | 300 | 0.1 | 1 | 0.84 | 1.12 | 1.24 | 0,73 | 1,00 | 1,093 |
| 08 | 400 | 0.1 | 1 | 0.62 | 0.74 | 0.86 | 0,43 | 0,84 | 1,01 |

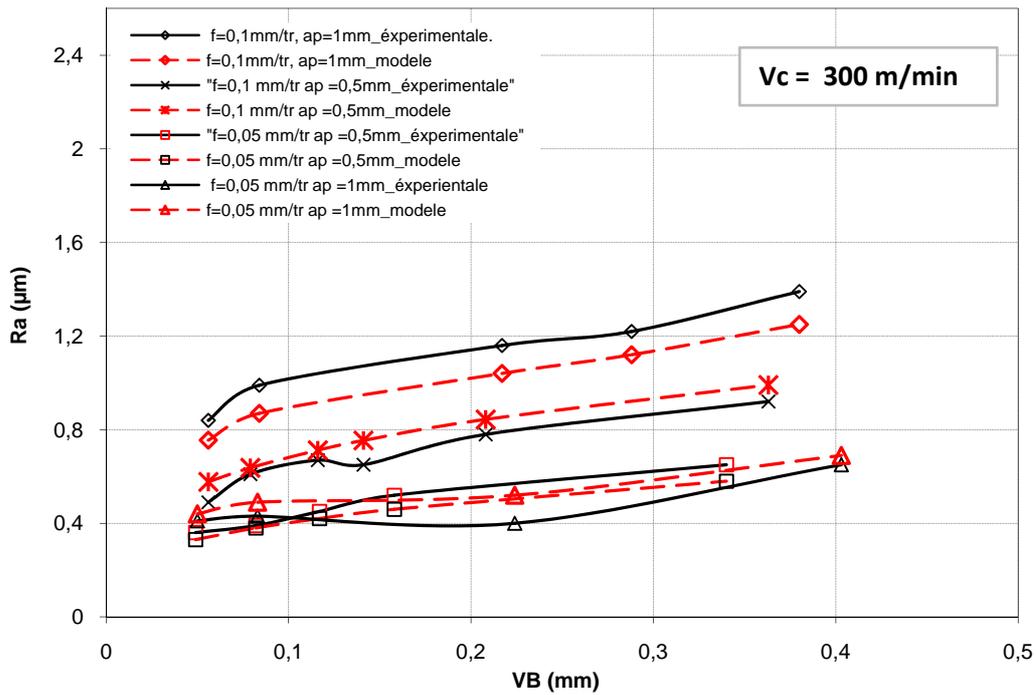


Figure III.35 : Résultats expérimentaux et résultats obtenus par le modèle de l'évolution de la rugosité (Ra) en fonction de l'usure de l'outil VB à Vc = 300 m/min.

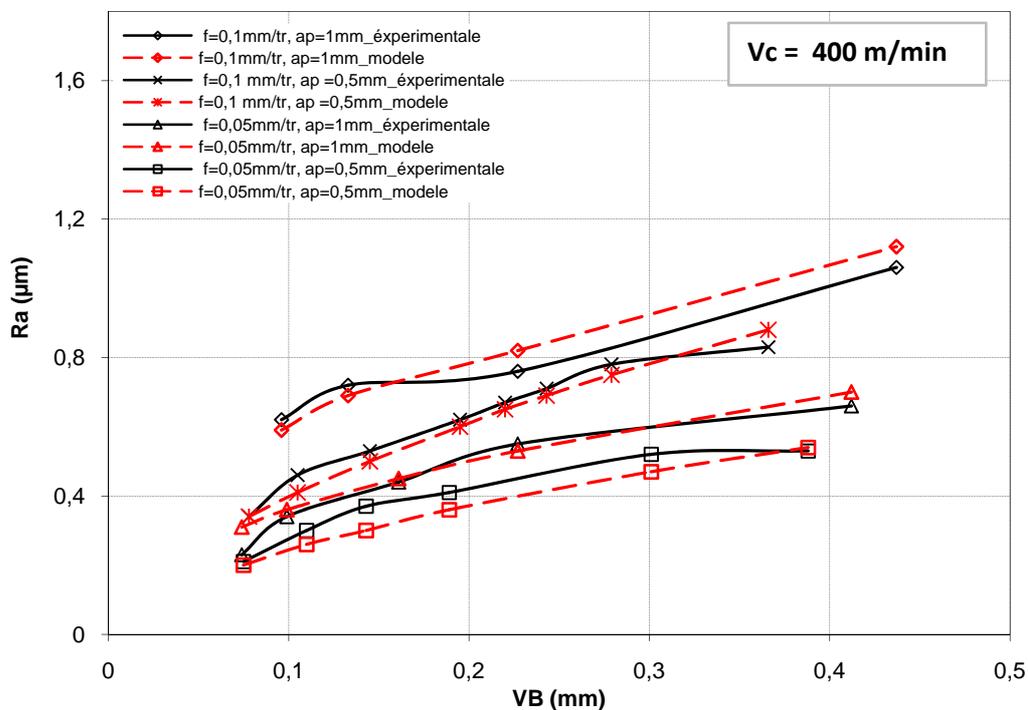


Figure III.36 : Résultats expérimentales et résultats obtenus par le modèle de l'évolution de la rugosité (Ra) en fonction de l'usure de l'outil VB à Vc = 400 m/min.

III. 5 - Discussion des résultats des observations des couches blanches :

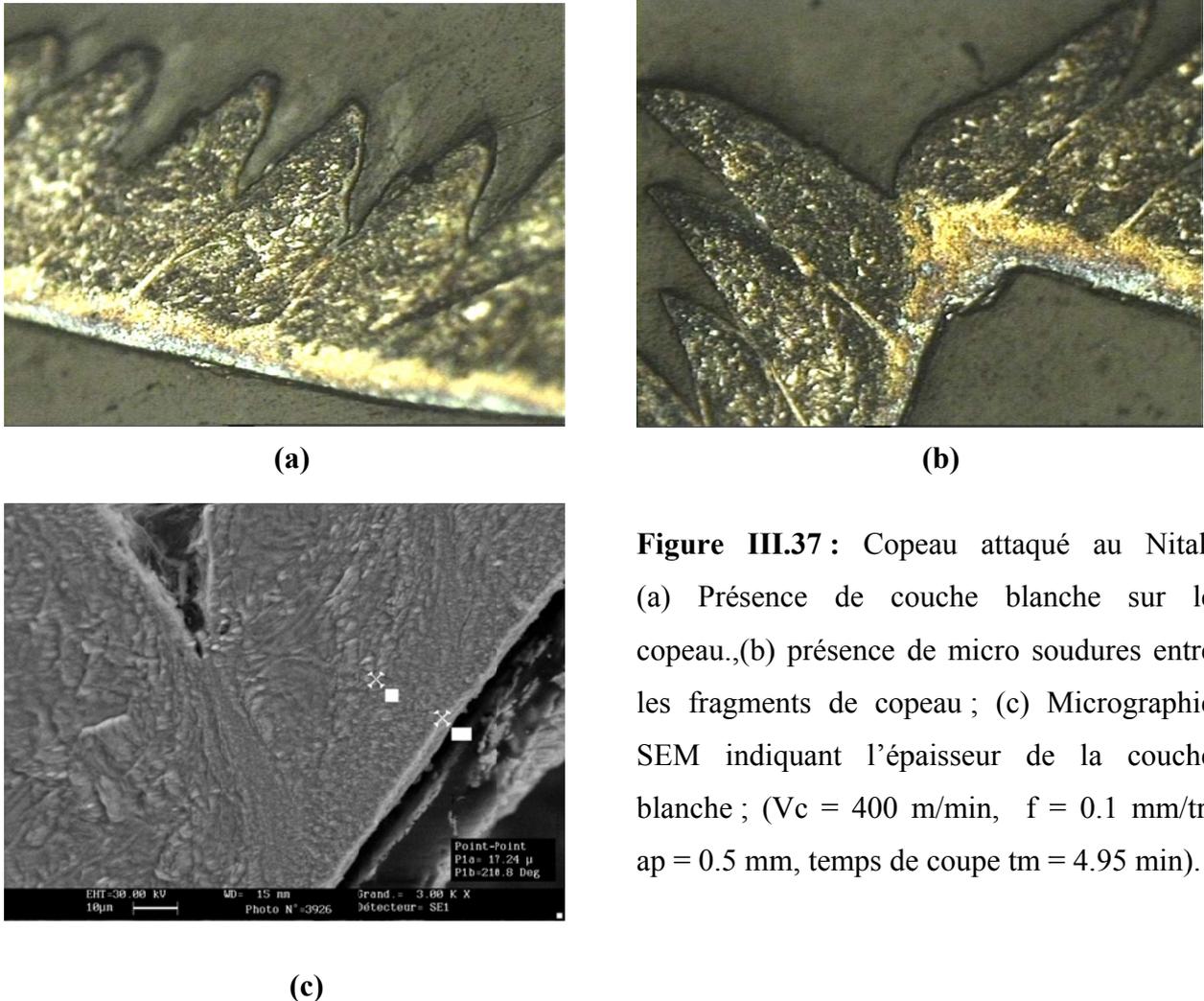


Figure III.37 : Copeau attaqué au Nital. (a) Présence de couche blanche sur le copeau.,(b) présence de micro soudures entre les fragments de copeau ; (c) Micrographie SEM indiquant l'épaisseur de la couche blanche ; ($V_c = 400$ m/min, $f = 0.1$ mm/tr, $a_p = 0.5$ mm, temps de coupe $t_m = 4.95$ min).

Dans notre étude, les observations en microscopie électronique à balayage (figure III.37), ont montré la présence d'une couche blanche sur un segment de copeau soigneusement préparé et attaqué au Nital. L'épaisseur de cette couche est de $17,24 \mu\text{m}$ (figure III.37 (c)). Ce phénomène a été observé également pour toutes les combinaisons des éléments du régime de coupe utilisées. D'après Brinksmeier [49] ces couches sont composées de martensite fine appelée quelque fois martensite de contact ou de frottement, d'austénite résiduelle et de fines carbures. La présence d'austénite résiduelle est rencontrée surtout dans le cas des aciers hyper-eutectoides lorsque les températures atteinte approchent ou dépassent le point de fusion de l'acier (surchauffe). La figure III.37 (b) montre la présence de micro soudures entre les fragments de copeaux qui confirme que l'acier usiné a bien subi une surchauffe qui dépasse sont point de fusion. Cette couche est obtenue par durcissement rapide

de la couche superficielle. Plusieurs chercheurs [46, 49,50, 51, 52] suggèrent que les couches blanches sont formées par une transformation de phase martensitique (γ - α) thermiquement induite. Les vitesses de montée en température extrêmement importantes combinées à de fortes pressions de contact vont déplacer les points de transformation A_{C1} et A_{C3} vers de plus hautes températures. Une fois que l'apport d'énergie est terminé et que la couche est austénitisée, la vitesse critique de refroidissement nécessaire pour la formation de la martensite est obtenue uniquement par cessation de chaleur vers l'intérieur froid du matériau.

III. 6 - Discussion des résultats de la simulation numérique de la coupe orthogonale :

III. 6-1- Modélisation adoptée :

Le modèle utilisé dans ces simulations est en déformation plane, composé d'une pièce déformable et d'un outil rigide (figure III.38). Ces derniers sont discrétisés en éléments quadratiques, du premier ordre, à intégration réduite et couplés température-déplacement "CPE4RT". Le maillage est automatiquement redimensionné au cours de la déformation. Le modèle de maillage utilisé durant ces simulations est présenté sur la figure III.39. On note qu'afin d'éviter les distorsions du maillage trop importantes au début de la coupe, la pièce est chanfreinée. Une description Lagrangienne du mouvement est utilisée pour l'ensemble des simulations. Dans cette approche, chaque nœud du maillage suit le mouvement du point matériel auquel il est affecté. Le maillage se déforme et il est alors possible de simuler le procédé de coupe depuis la phase de pénétration jusqu'à l'obtention d'un copeau. Celle-ci permet donc de simuler une plus large gamme de morphologies de copeaux. Le contact entre l'outil et le copeau est modélisé par un frottement de type coulomb [118, 119, 120]. Comme il a été souligné dans le premier chapitre, pour éviter les problèmes de convergence généralement associés aux procédures implicites, nous avons opté pour la procédure de calcul dynamique explicite (Abaqus\Explicit) qui est en général reconnue efficace en terme de rapport rapidité/précision [105, 107]. Concernant les conditions aux limites, la pièce est fixée à sa base par un encastrement, alors que pour l'outil la translation suivant l'axe "Y" est bloquée. Le mouvement relatif de la pièce et de l'outil est obtenu en déplaçant ce dernier à vitesse imposée (V_c) pour une profondeur de passe (a_p). Ces deux paramètres de régime de coupe sont choisis lors des simulations comme suit : $a_p = 0,2$ mm, et six vitesses de coupe, $V_c = 1$ m.s⁻¹ (60 m/min) ; 2 m.s⁻¹ (120 m/min) ; 3 m.s⁻¹ (180 m/min) ; 4 m.s⁻¹ (240 m/min) ; 5 m.s⁻¹ (300 m/min) ; 10 m.s⁻¹ (600 m/min).

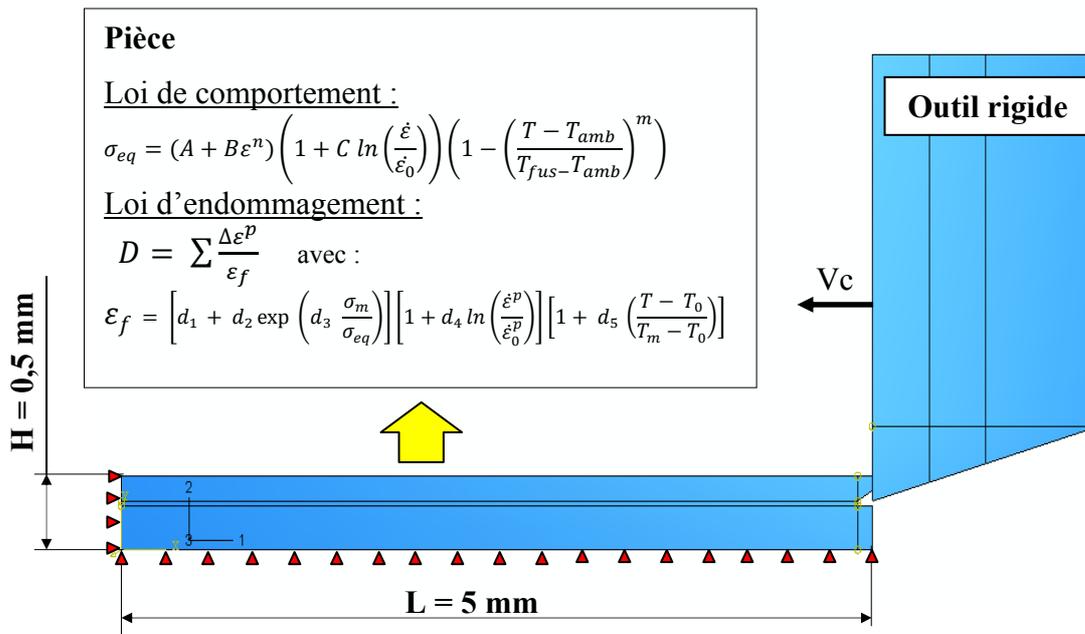


Figure III.38 : Modèle utilisé dans la simulation numérique de la coupe orthogonale.

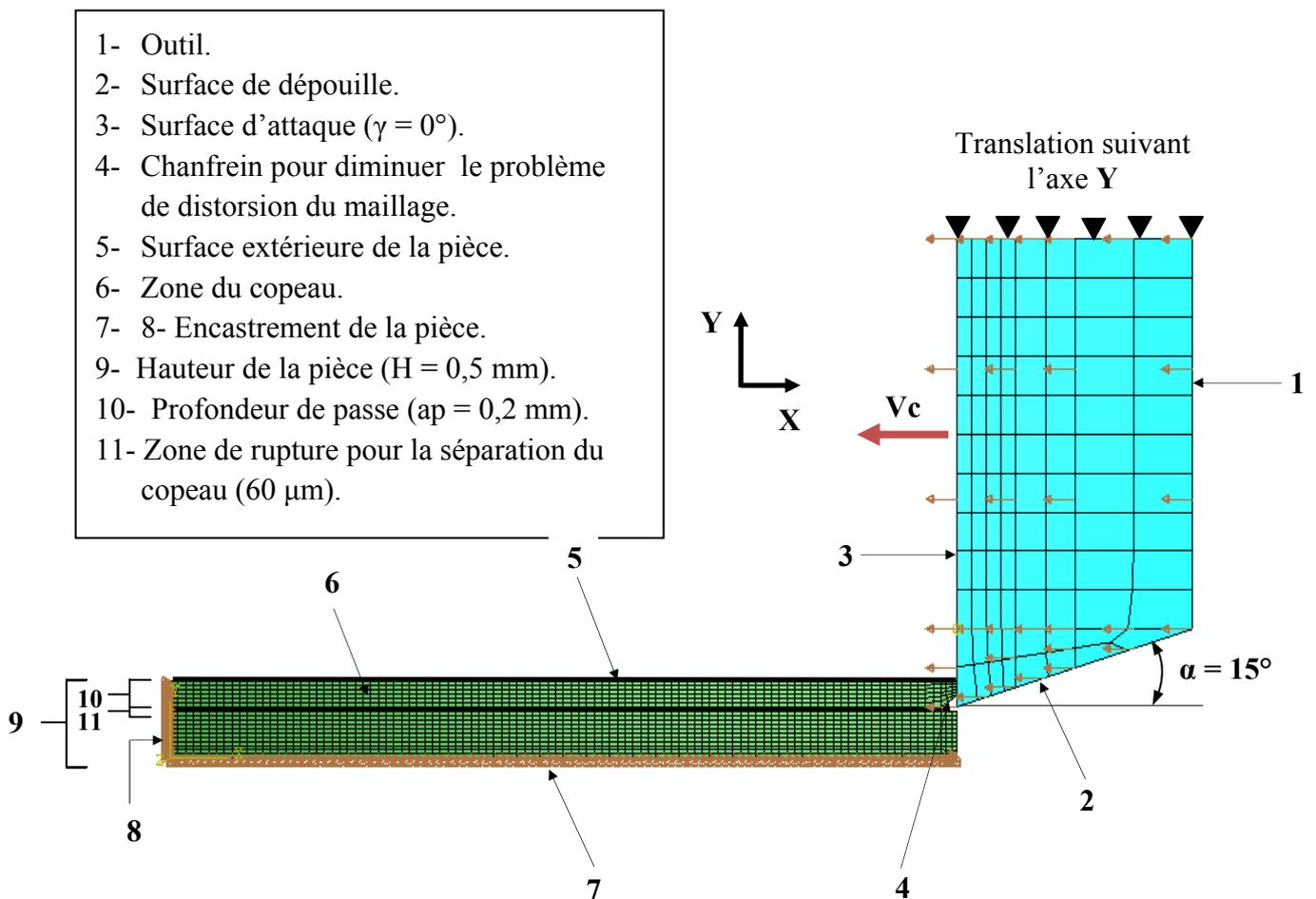


Figure III.39 : Maillage utilisé pour toutes les simulations numériques de la coupe orthogonale.

La partie active de l'outil est simple, sans brise copeau sur la face de coupe et sans préparation d'arête particulière. Les paramètres géométriques de l'outil sont portés sur la figure III.39. Dans l'ensemble des simulations réalisées, les propriétés du matériau de l'outil et de la pièce sont respectivement celles d'un outil en carbure métallique et d'un acier AISI 4340. L'ensemble des caractéristiques est présenté dans le tableau III.17 [120, 127].

Tableau III.17 : Caractéristiques du matériau de la pièce et de l'Outil.

| Propriétés mécaniques et thermiques | Pièce (AISI 4340) | Outil (Carbure métallique P20) |
|--|----------------------|-----------------------------------|
| Densité, ρ (kg/m ³) | 7850 | 11900 |
| Module élastique, E (GPa) | 205 | 534 |
| Coefficient de Poisson, ν | 0.3 | 0.22 |
| Capacité calorifique, C_p (J kg ⁻¹ C° ⁻¹) | 475 | 400 |
| Conductivité thermique, λ (Wm ⁻¹ C° ⁻¹) | 44.5 | 50 |
| Dilatation thermique ($\mu\text{m m}^{-1}$ C° ⁻¹) | 13.7 | × |
| Température de fusion, T_{fus} (C°) | 1520 | × |
| Température ambiante, T_{amb} (C°) | 25 | 25 |

❖ Loi de comportement de la pièce

Comme cela a déjà été précisé précédemment dans le chapitre I (paragraphe I.5.3), La loi de Johnson et Cook [108] a été choisie, dans cette étude, pour représenter le comportement du matériau de la pièce. Les valeurs des constantes de cette loi sont celles utilisées par D. J. Benson [127] pour l'acier AISI 4340. L'ensemble des caractéristiques est présenté dans le tableau III.18. Le coefficient de Taylor-Quinney qui définit la fraction du travail plastique convertie en chaleur "B" est constant.

Tableau III.18 : Paramètres de la loi de Johnson et Cook de l'acier AISI4340 [120, 127].

| Constantes | A (MPa) | B (MPa) | n | C | m | B |
|------------|---------|---------|------|-------|------|-----|
| Valeurs | 792 | 510 | 0.26 | 0.014 | 1.03 | 0.9 |

❖ Critère de rupture

La simulation numérique de la coupe amène en effet à définir un critère de rupture en pointe d'outil. Celui-ci doit pouvoir représenter de manière optimale la phénoménologie de la séparation du copeau de la pièce. De plus, la formation d'un copeau segmenté implique l'initiation et la propagation d'une fissure. Ils concernent la gestion de la rupture en pointe d'outil (1) et au niveau la surface libre du copeau (2) (figure III.40). La loi d'endommagement de Johnson et Cook [110] est utilisée comme critère de rupture dans l'ensemble des simulations présentées dans ce document (chapitre I, paragraphe I.5.3). Cette loi d'endommagement est affectée à une zone de 60 μm d'épaisseur sur la pièce pour la séparation du copeau (figure III.39). Ce même critère de rupture est affecté à la surface extérieure de la pièce sur une épaisseur de 20 μm pour la formation d'un copeau segmenté. Les constantes du matériau (d_1 , d_2 , d_3 , d_4 , d_5) de la loi d'endommagement de Johnson et Cook sont portées sur le tableau III.19.

Tableau III.19 : Paramètres de la loi d'endommagement de Johnson et Cook de l'acier AISI4340 [120, 127].

| Constantes | d_1 | d_2 | d_3 | d_4 | d_5 |
|------------|-------|-------|-------|-------|-------|
| Valeurs | 0.05 | 3.44 | -2.12 | 0.002 | 0.61 |

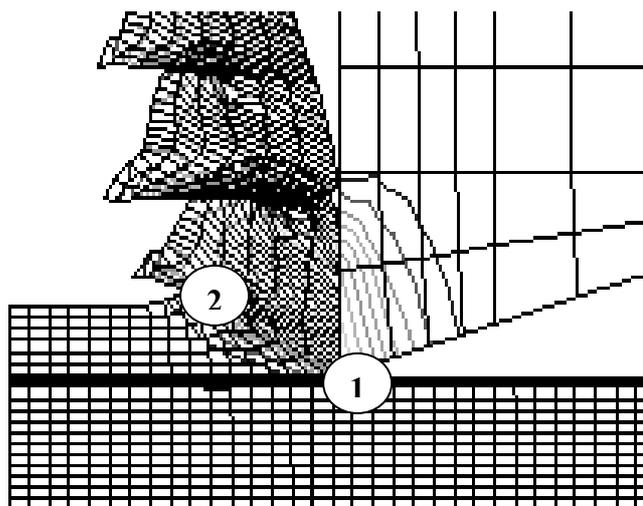


Figure III.40 : Zones nécessitant la définition d'un critère de rupture.

III. 6-2- Discussion des résultats de la simulation numérique :

Les résultats des simulations numériques de la coupe orthogonale en fonction de la vitesse de coupe sont illustrés sur les figures III.41 et III.42. L'analyse de ces résultats montre que la température dans la zone de coupe augmente avec l'augmentation de la vitesse de coupe. Il a été précisé que le calcul de la température était réalisé par résolution de l'équation de la chaleur pour un échauffement adiabatique, issu de l'énergie de déformation plastique (chapitre I. paragraphe I.5.3). Il convient alors de remarquer que l'apparition de déformations plastiques importantes (figure III.42) dans la zone de coupe engendre rapidement un échauffement important du matériau [121, 122], sans possibilité de diffusion (hypothèse d'adiabaticité locale), et donc une chute de la contrainte d'écoulement pour une déformation plastique toujours croissante [107]. L'ajout de la conduction joue son rôle en diffusant la chaleur dans la pièce et évitant ainsi une trop forte élévation locale de la température. L'influence du terme de conduction sur la répartition des températures dans le copeau est particulièrement intéressante. En effet l'ajout du terme de conduction met en évidence la compétition entre les phénomènes de transports, qui ont tendance à évacuer la chaleur dans le copeau, et de conduction, qui tendent à transmettre la chaleur dans la partie massive de la pièce. Cette compétition entre les deux phénomènes conduit à l'apparition d'un point de maximum de température au niveau de l'interface de contact outil/copeau (figure III.43). Ce point chaud coïncide avec la profondeur maximale de cratère [32]. Dans la formulation adiabatique, seul le phénomène de transport (liés à l'écoulement du copeau) est pris en compte, ce qui conduit à une répartition de température homogène dans la longueur du copeau (figures III.41). Les résultats présentés sur la figure III. 43 (C) montre que la source principale de chaleur est clairement identifiée comme se trouvant dans la bande de cisaillement primaire. Il est alors troublant de constater que le point de maximum de température ne coïncide pas avec cette localisation. Néanmoins, on constate sur la même figure III.43 (c), des sources secondaires de chaleur d'amplitudes inférieures. Le point chaud coïncide alors avec la fin de l'apport de chaleur, et est maximal à l'interface outil/copeau (figure III.43 (b)).

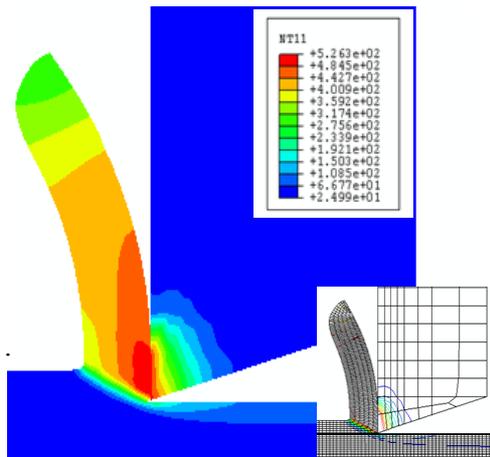
La figure III.41, Montre aussi une partie de la chaleur générée à l'interface outil-copeau est aussi dissipée dans le corps de l'outil. Selon la température atteinte et le matériau du corps d'outil, une dilatation de quelques dizaines de microns peut avoir lieu, ce qui affecte la précision dimensionnelle de la pièce usinée. La déformation thermique du corps d'outil est de ce fait, considérée comme une source d'erreur dans les opérations d'usinage [122, 123].

Il a été souligné, au cours du premier chapitre, les différentes théories proposées dans la littérature pour expliquer la formation du copeau segmenté. Il en ressort deux approches principales : l'une visant à expliquer le phénomène par une fissure périodique qui se forme d'abord à l'extérieur du copeau et se propage ensuite vers la pointe de l'outil. L'autre par la formation de bande de cisaillement adiabatique dans la zone de cisaillement primaire. Il est donc intéressant d'étudier l'influence que la thermique peut avoir sur la phénoménologie de formation du copeau. L'observation de l'évolution de la température laisse donc imaginer la phénoménologie probable de la formation du copeau segmenté. La première phase serait l'initiation d'une fissure dans le plan de cisaillement primaire, qui commence à la pointe de l'outil et se propage vers la surface libre du copeau (figure III.44) [116, 122]. La propagation de cette fissure par cisaillement serait alors favorisée par les températures élevées constatées au niveau de la pointe de l'outil. Après création d'une bande de fort cisaillement, le processus réapparaîtrait périodiquement.

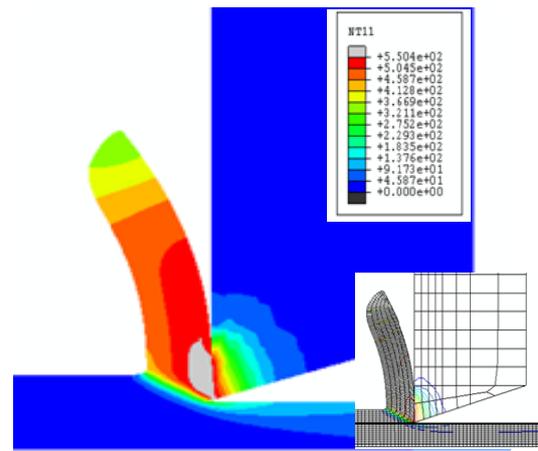
Il est important de noter que malgré la concentration de contrainte en surface libre du copeau pour les vitesses de coupe 1 m.s^{-1} et 2 m.s^{-1} (figure III.42), et l'utilisation du critère de rupture en surface extérieure de la pièce (figure III.40), on n'a pas obtenu un copeau segmenté. Aux vitesses de coupe 3 m.s^{-1} et 4 m.s^{-1} on remarque l'initiation de fissure qui semblent tendre vers l'allure d'un copeau segmenté. A partir de la vitesse de coupe 5 m.s^{-1} on a obtenu un copeau segmenté du fait de l'augmentation de la température dans la zone de coupe. Le modèle démontre ainsi que l'hypothèse d'adiabaticité locale pouvait conduire à l'obtention de copeaux quasi-discontinus. Il est alors possible d'imaginer qu'en augmentant la vitesse de coupe, les phénomènes de transport seraient amplifiés par rapport aux phénomènes de conduction et qu'il serait par conséquent possible de rejoindre l'hypothèse d'adiabaticité locale et d'obtenir des copeaux discontinus.

Il convient également de remarquer, que même pour les grandes vitesses où la température dans la zone de coupe a atteint des valeurs élevées, que sans l'ajout du critère de rupture sur la surface libre du copeau on n'aurait pas obtenu cette allure de copeau segmenté. Ainsi la thermique seule ne peut être à l'origine du phénomène de festonnement [107, 120], mais elle joue un rôle primordial sur ce mécanisme. Pour le mécanisme de formation de la région supérieure du copeau (voisin à la surface libre). Dans le cas des conditions sévères de coupe (dureté élevée et grande vitesse), le mécanisme est celui de la fracture ductile [116].

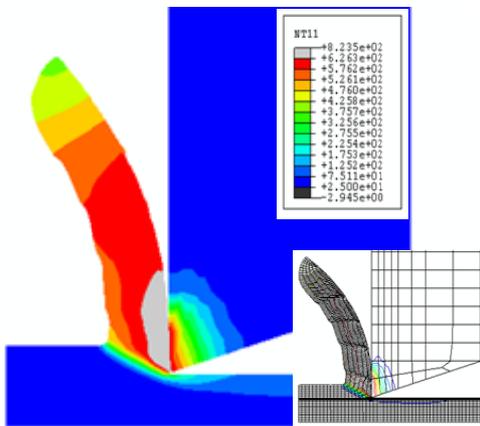
Effectivement l'utilisation du critère de rupture de Johnson et Cook sur la surface libre du copeau a conduit à l'obtention du copeau segmenté.



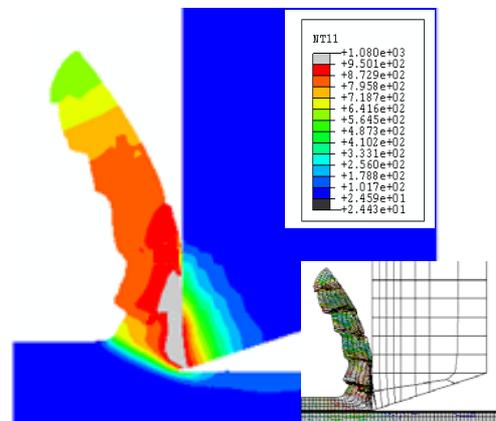
$V = 1 \text{ m.s}^{-1}$ (60 m/min)



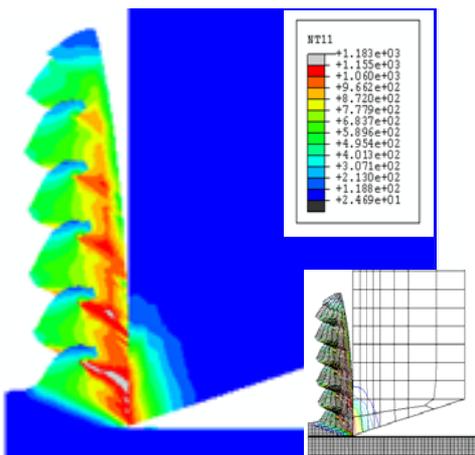
$V = 2 \text{ m.s}^{-1}$ (120 m/min)



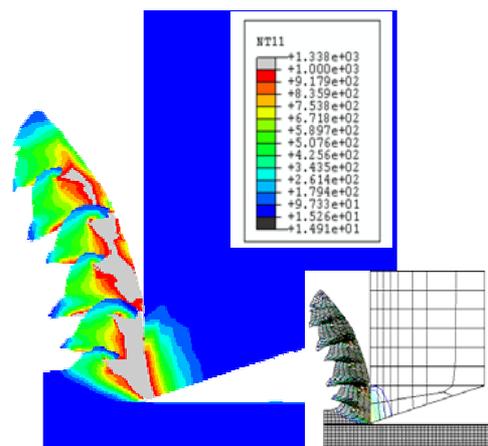
$V = 3 \text{ m.s}^{-1}$ (180 m/min)



$V = 4 \text{ m.s}^{-1}$ (240 m/min)



$V = 5 \text{ m.s}^{-1}$ (300 m/min)



$V = 10 \text{ m.s}^{-1}$ (600 m/min)

Figure III.41 : Valeurs de température ($^{\circ}\text{C}$) pour les différentes vitesses de coupe.
(Coefficient de frottement moyen $\mu = 0.2$, temps = $1.4 \cdot 10^{-3}\text{s}$, ap = 0.2 mm)

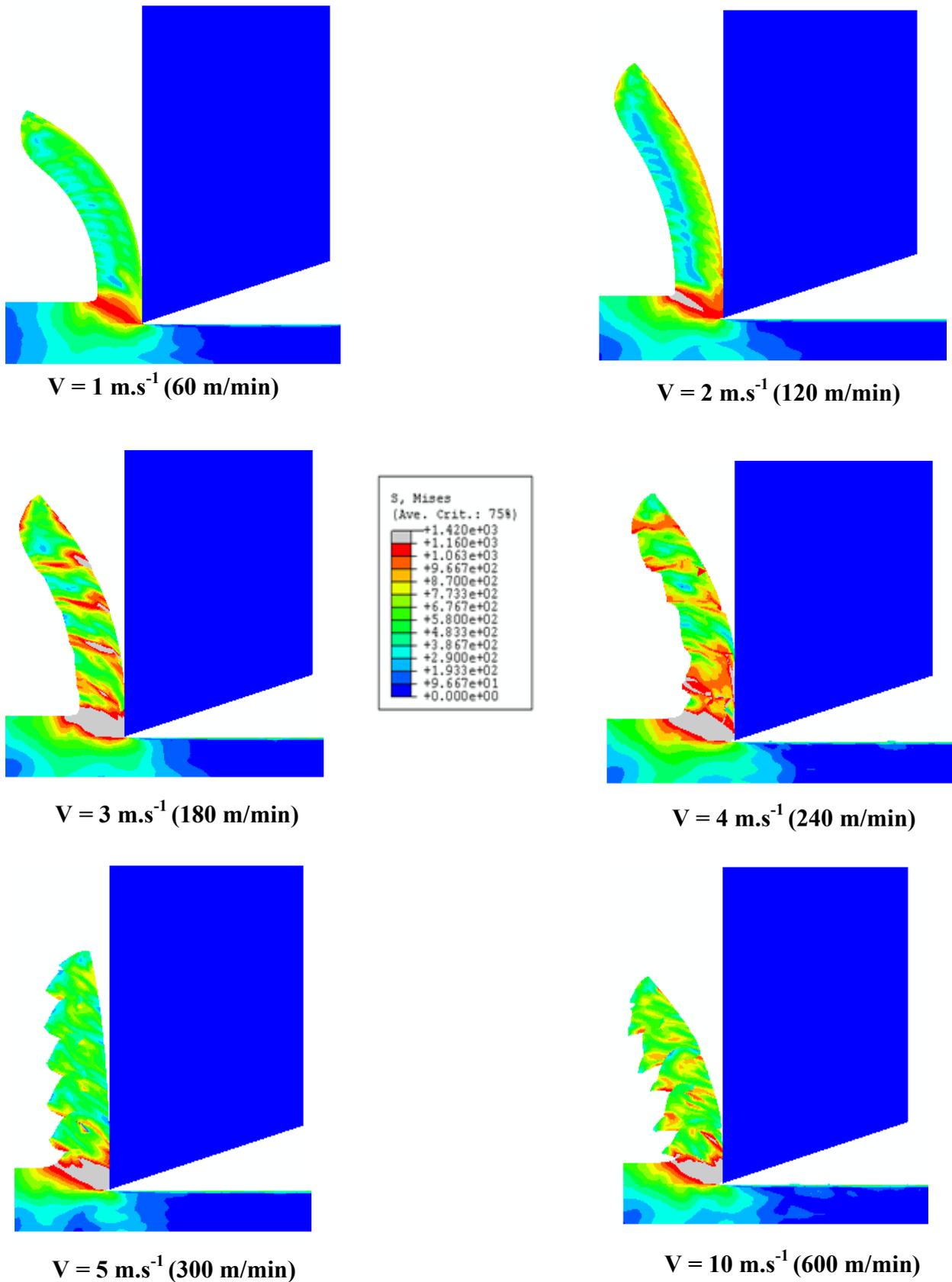


Figure III.42 : Isovaleurs de contrainte de Von Mises (MPa) pour les différentes vitesses de coupe. (Coefficient de frottement moyen $\mu = 0.2$, temps = $1.4 \cdot 10^{-3}$ s, $a_p = 0.2$ mm).

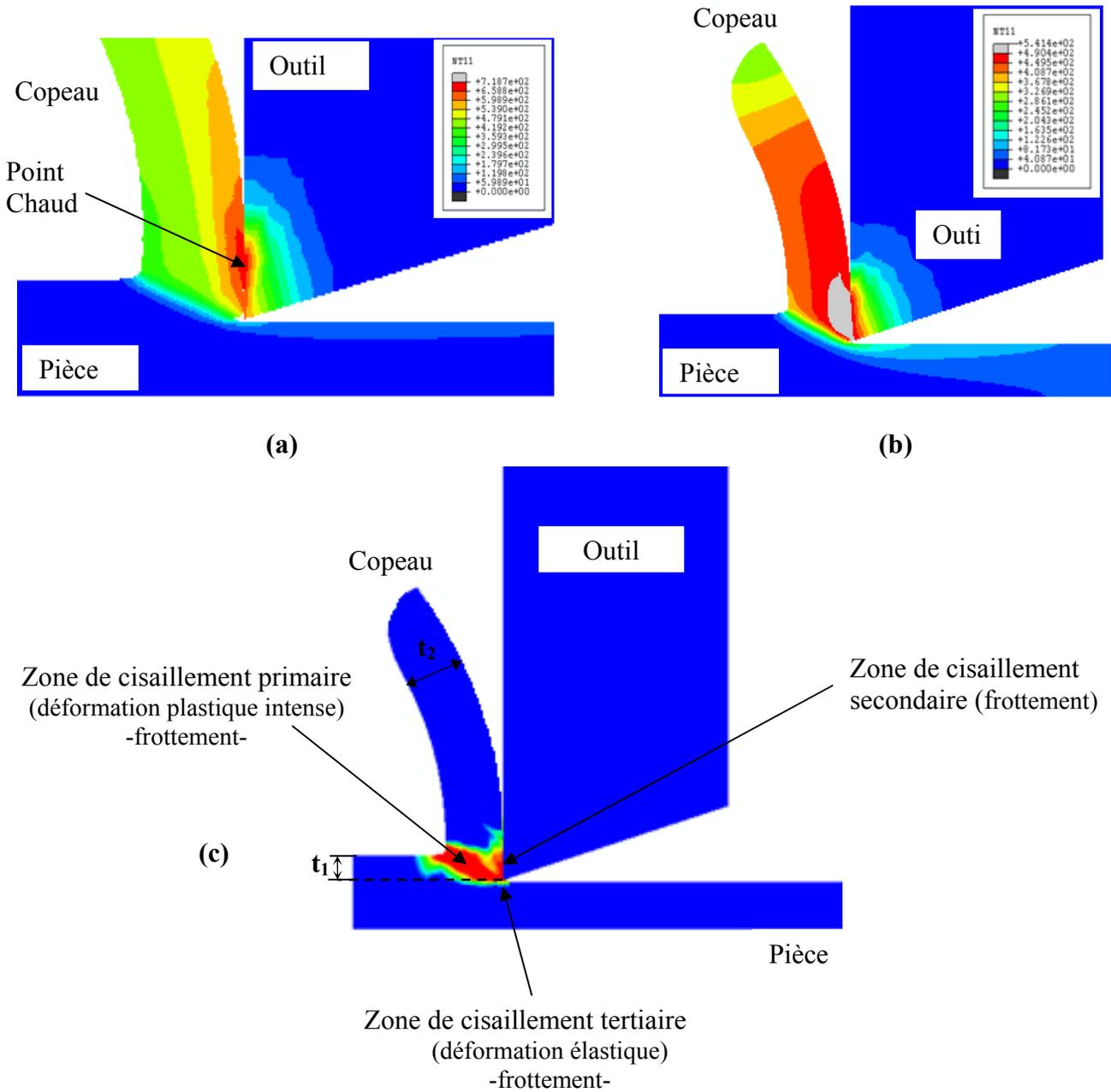


Figure III.43 : (a) Point chaud à l'interface outil-copeau, (b) Sources de températures ($^{\circ}\text{C}$), (c) Répartition des sources de chaleurs.

(a) Coefficient de frottement moyen $\mu = 0.3$, temps = $0.4 \cdot 10^{-3}\text{s}$, $V_c = 3 \text{ m s}^{-1}$, $a_p = 0.2 \text{ mm}$
 (b) et (c) Coefficient de frottement moyen $\mu = 0.2$, temps = $1.4 \cdot 10^{-3}\text{s}$, $V_c = 3 \text{ m s}^{-1}$, $a_p = 0.2 \text{ mm}$.

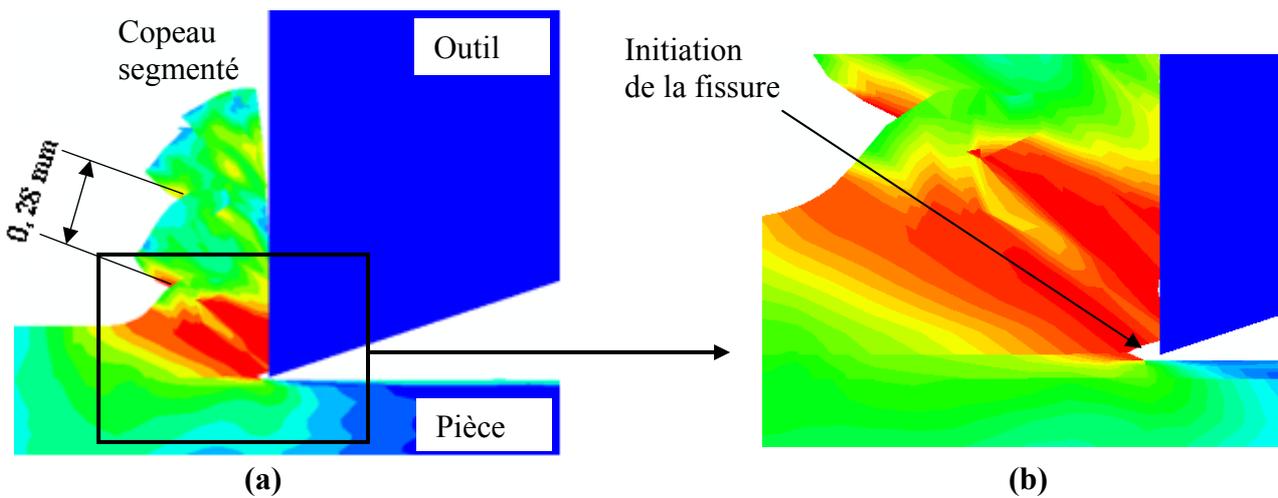


Figure III.44 : Initiation de la fissure au niveau de la pointe de l'outil de coupe.
($V_c = 5 \text{ m.s}^{-1}$, Coefficient de frottement moyen $\mu = 0.2$, temps = $0.8 \cdot 10^{-3} \text{ s}$, $a_p = 0.2 \text{ mm}$)

III. 6-2-a- Etapes de formation du copeau segmenté

Les schémas de la figure III.45, présentent les différentes étapes du processus de formation d'un segment de copeau dentelé en simulation numérique. La première étape est de charge, où la matière non coupée exerce une force de compression sur l'outil. Dans cette phase il n'y a pas d'écoulement du segment en formation, la vitesse relative entre le segment et la face de coupe de l'outil est pratiquement nulle. L'apparition de déformations plastiques importantes dans la zone de coupe engendre rapidement un échauffement important du matériau (hypothèse d'adiabaticité locale), et donc une chute de la contrainte d'écoulement pour une déformation plastique toujours croissante. La fin de cette première étape est définie par le déclenchement d'une fissure dans le plan de cisaillement primaire (point A), qui commence à la pointe de l'outil (figure III.45 (a)). La deuxième phase comprend la propagation de cette fissure par cisaillement vers la surface libre du copeau et le déplacement relatif entre le coin de la matière non coupée et le segment en formation (figure III.45 (b)). Ce déplacement pousse le segment, ce qui génère l'écoulement du copeau le long du plan de cisaillement primaire (AB), et enfin la rupture de la surface libre du copeau en point B (figure III.45 (c)). Le processus réapparaît périodiquement.

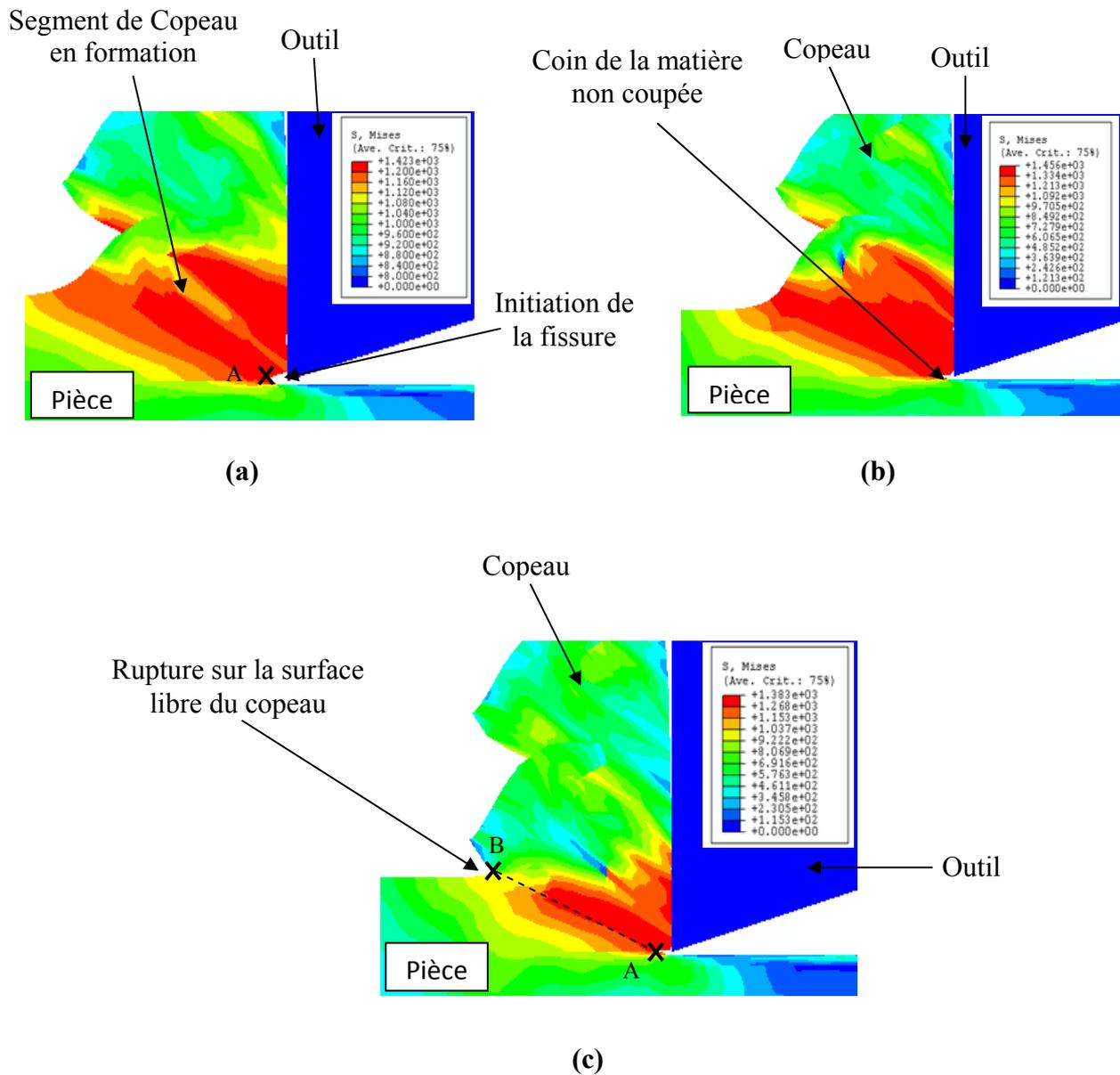


Figure III.45 : Différentes étapes de formation d'un copeau segmenté. ($V_c = 5 \text{ m.s}^{-1}$, Coefficient de frottement moyen $\mu = 0.2$, $a_p = 0.2 \text{ mm}$).

ANNEXE I : Etalonnage du dynamomètre pour la mesure des efforts de coupe

L'étalonnage du dynamomètre se fait avec des charges « Q_i » connues, puis on relève les nombres de graduations correspondantes « n_i » (figure 1). Ensuite, on procède de la même façon pendant le déchargement. Les résultats relevés sont présentés dans le tableau 1, et graphiquement sur les figures 2 et 3.

Tableau 1 : Etalonnage du dynamomètre pour la détermination de la rigidité des machines-outils utilisées.

| N° | Charges (Kg) | | « n_i » lors du chargement | « n_i » lors du déchargement |
|----|--------------|------------------|------------------------------|--------------------------------|
| | Q_i | $\overline{Q_i}$ | | |
| 1 | 0 | 0 | 0 | 0,2 |
| 2 | 1 | 5 | 1,2 | 2 |
| 3 | 3 | 15 | 3,6 | 4,2 |
| 4 | 5 | 25 | 6,2 | 6,7 |
| 5 | 8 | 40 | 9,7 | 10,4 |
| 6 | 10 | 50 | 12,1 | 12,6 |
| 7 | 15 | 75 | 17,8 | 18,4 |
| 8 | 18 | 90 | 21,8 | 22,2 |
| 9 | 22 | 110 | 25,8 | 26,4 |
| 10 | 26 | 130 | 30,8 | 31,2 |
| 11 | 31 | 155 | 36,5 | ---- |

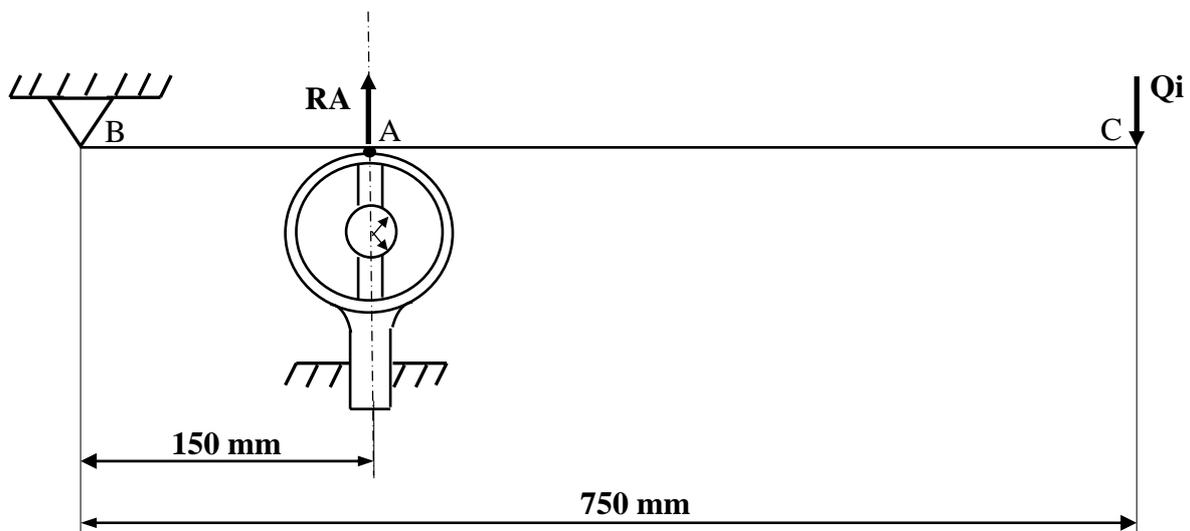


Figure 1 : Schéma d'étalonnage du dynamomètre pour la détermination de la rigidité des machines-outils utilisées.

$$R_{Ai} = 5 Q_i = Q_i$$

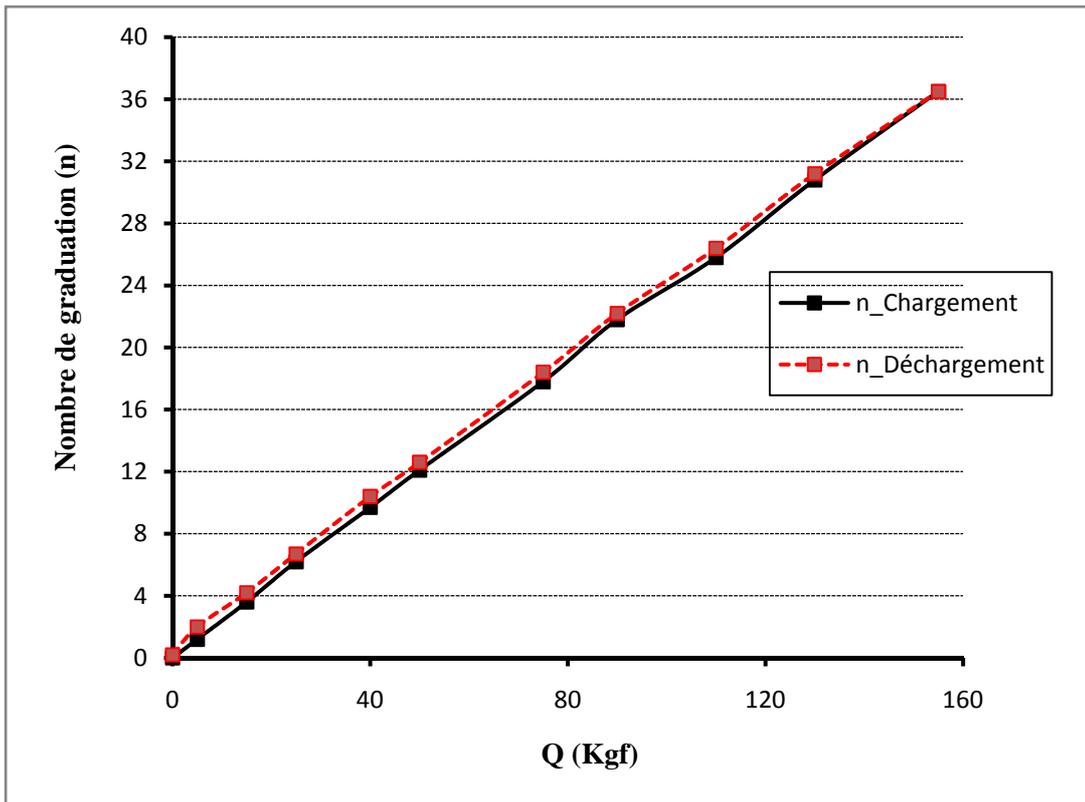


Figure 2 : Etalonnage du dynamomètre

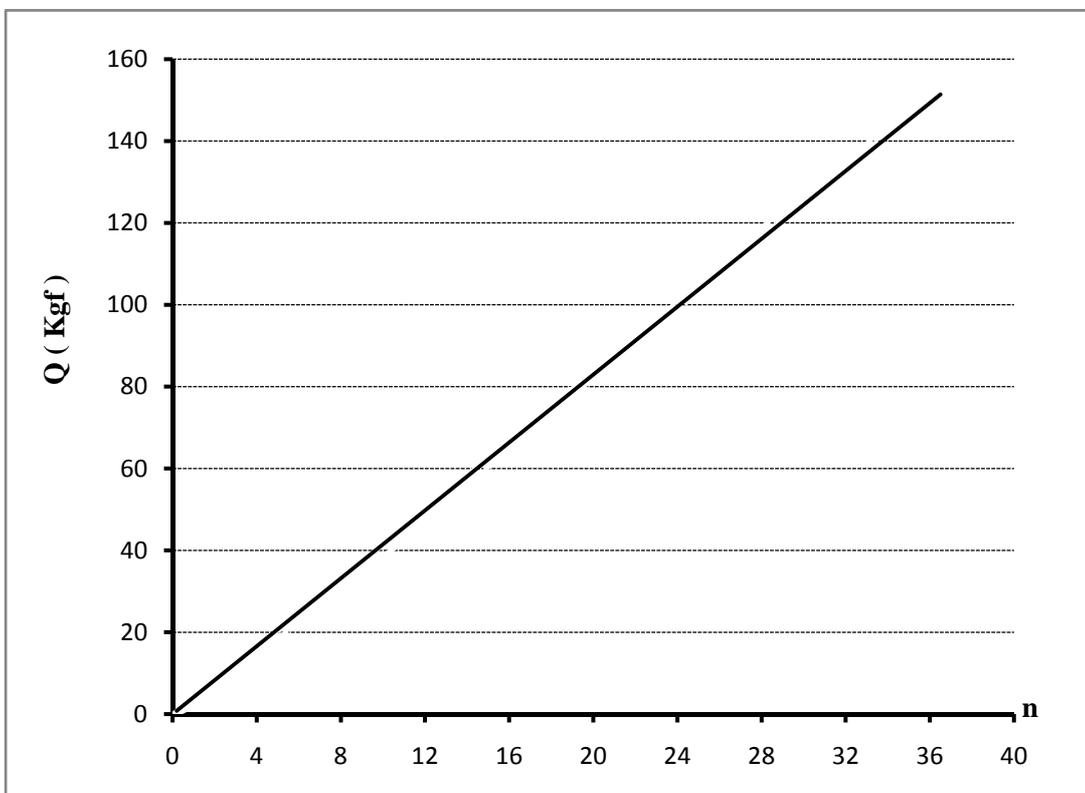


Figure 3 : Droite moyenne d'étalonnage du dynamomètre.

Annexe II : Résultats des expériences effectuées pour la détermination de la rigidité des machines-utilisées.

Après avoir étudié les données tableau 1 (droite moyenne d'étalonnage, chargement, déchargement) selon la méthode des moindres carrés, et les valeurs relevées d'après les expériences, on a pu définir les résultats, présentés dans le tableau 2, 3, 4, 5, 6 et graphiquement sur les figures 4, 5, 6 et 7.

Il est à noter que la moyenne des trois mesures est retenue pour la détermination de la rigidité des différentes machines-outils utilisées.

Avec :

$$F_{Y_i} = \frac{ni}{b} \quad (1)$$

$$y_{mi(x=L/2)} = Y_{chi} + \frac{1}{2}Y_{pi} + \frac{1}{2}Y_{cpi} \quad (2)$$

F_{y_i} : Valeurs des charges appliquées.

ni : Nombre de graduations relevées sur le comparateur du dynamomètre.

b : Tangente de la droite moyenne d'étalonnage du dynamomètre.

Y_{mi} : Refoulement totale de la machine au point $x = L/2$.

Y_{pi} : Refoulement de la poupée fixe.

Y_{cpi} : Refoulement de la contre poupée.

Y_{chi} : Refoulement du chariot.

Le traitement des résultats présentés dans les tableaux 2, 3, 4, 5, et 6 selon la méthode décrite précédemment au chapitre III a permis la détermination des valeurs des coefficients de rigidités des différentes machines-outils utilisées au point $X = L/2$, qui sont respectivement,

$J_{tour N1} = 3059,421 \text{ Kgf / mm}$, $J_{tour N2} = 1854,869 \text{ Kgf / mm}$, $J_{tour N3} = 1523,903 \text{ Kgf / mm}$,
 $J_{tour N4} = 5468,55 \text{ Kgf / mm}$, $J_{tour N5} = 6266,44 \text{ Kgf / mm}$.

Sachant que :

$$J_{tour Ni} = \frac{1}{b_{tour Ni}}, i=(1 \div 3) \quad (3)$$

Avec :

$b_{tour Ni}$: Tangente des droites moyenne (refoulements totaux des tours en fonction des charges appliquées) selon la méthode des moindres carrés.

Tableau 2 : Refoulements des éléments du tour N1 en fonction des charges appliquées.

| N° | « ni » du dyna | Fy (Kgf) | Refoulement de la poupée fixe yp (μ m) | | Refoulement de la poupée mobile yep (μ m) | | Refoulement du chariot ych (μ m) | | Refoulement de la machine (μ m) | |
|----|-------------------|----------|--|--------------------|---|--------------------|--|--------------------|--------------------------------------|--------------------|
| | | | Lors du charg | Lors du décharg | Lors du charg | Lors du décharg | Lors du charg | Lors du décharg | Lors du charg | Lors du décharg |
| 1 | 0 | 0 | 0 | 1,33 | 0 | 5,66 | 0 | 0,73 | 0 | 4,22 |
| 2 | 5 | 20,857 | 1,6 | 2,3 | 9 | 12 | 0,8 | 1,26 | 6,1 | 8,41 |
| 3 | 10 | 41,714 | 3,3 | 3,3 | 19 | 20,6 | 1,56 | 2 | 12,71 | 13,95 |
| 4 | 15 | 62,572 | 6 | 6 | 29,6 | 30,6 | 2,33 | 3 | 20,13 | 21,3 |
| 5 | 20 | 83,429 | 8 | 8 | 41 | 46,6 | 3,2 | 3,8 | 27,7 | 31,1 |
| 6 | 25 | 104,286 | 9,3 | 9 | 48,6 | 52,6 | 3,8 | 4,3 | 32,75 | 35,1 |
| 7 | 30 | 125,144 | 10,3 | 10,3 | 59,3 | 64 | 4,53 | 4,76 | 39,33 | 41,91 |
| 8 | 35 | 146,001 | 11,6 | ---- | 71,3 | ---- | 5,33 | ---- | 46,78 | ---- |

Tableau 3 : Refoulements des éléments du tour N2 en fonction des charges appliquées.

| N° | « ni » du dyna | Fy (Kgf) | Refoulement de la poupée fixe yp (μ m) | | Refoulement de la poupée mobile yep (μ m) | | Refoulement du chariot ych (μ m) | | Refoulement de la machine (μ m) | |
|----|-------------------|----------|--|--------------------|---|--------------------|--|--------------------|--------------------------------------|--------------------|
| | | | Lors du charg | Lors du décharg | Lors du charg | Lors du décharg | Lors du charg | Lors du décharg | Lors du charg | Lors du décharg |
| 1 | 0 | 0 | 0 | 1,66 | 0 | 6,33 | 0 | 1,16 | 0 | 5,15 |
| 2 | 5 | 20,857 | 3,6 | 10,66 | 9,6 | 13,66 | 3,33 | 4,17 | 9,93 | 16,32 |
| 3 | 10 | 41,714 | 10,33 | 17,33 | 19,3 | 23 | 6,66 | 7,33 | 21,47 | 27,49 |
| 4 | 15 | 62,572 | 14 | 22,33 | 30 | 31,6 | 10,16 | 10,5 | 32,16 | 37,46 |
| 5 | 20 | 83,429 | 20,6 | 26 | 40,3 | 42,3 | 13,16 | 14,16 | 43,61 | 48,31 |
| 6 | 25 | 104,286 | 25 | 29 | 50,6 | 51,3 | 17 | 17,33 | 54,8 | 57,48 |
| 7 | 30 | 125,144 | 28,6 | 30,33 | 63,3 | 63 | 20,5 | 20,5 | 66,45 | 67,16 |
| 8 | 35 | 146,001 | 32,3 | ---- | 74 | ---- | 24,3 | ---- | 77,48 | ---- |

Tableau 4 : Refoulements des éléments du tour N3 en fonction des charges appliquées.

| N° | « ni » du dyna | Fy (Kgf) | Refoulement de la poupée fixe yp (μ m) | | Refoulement de la poupée mobile yep (μ m) | | Refoulement du chariot ych (μ m) | | Refoulement de la machine (μ m) | |
|----|-------------------|----------|--|--------------------|---|--------------------|--|--------------------|--------------------------------------|--------------------|
| | | | Lors du charg | Lors du décharg | Lors du charg | Lors du décharg | Lors du charg | Lors du décharg | Lors du charg | Lors du décharg |
| 1 | 0 | 0 | 0 | 1,33 | 0 | 5 | 0 | 2,33 | 0 | 5,49 |
| 2 | 5 | 20,857 | 1,6 | 6,6 | 9,6 | 22,6 | 6,5 | 8,83 | 12,1 | 23,43 |
| 3 | 10 | 41,714 | 4,66 | 10,3 | 19,3 | 31,3 | 9,4 | 13,16 | 21,53 | 33,96 |
| 4 | 15 | 62,572 | 8 | 14,3 | 30,3 | 42,3 | 14,6 | 19,83 | 33,31 | 48,13 |
| 5 | 20 | 83,429 | 10,6 | 17,3 | 41 | 51,3 | 23 | 28,83 | 48,8 | 63,13 |
| 6 | 25 | 104,286 | 14 | 20 | 50,6 | 61 | 30,16 | 34 | 62,46 | 74,5 |
| 7 | 30 | 125,144 | 18 | 21,6 | 63,3 | 66,66 | 39,5 | 43,66 | 80,15 | 87,79 |
| 8 | 35 | 146,001 | 21,6 | ---- | 74,3 | ---- | 45 | ---- | 92,95 | ---- |

Tableau 5 : Refoulements des éléments du tour N4 en fonction des charges appliquées.

| N° | « ni » du dyna | Fy (Kgf) | Refoulement de la poupée fixe yp (μ m) | | Refoulement de la poupée mobile yep (μ m) | | Refoulement du chariot ych (μ m) | | Refoulement de la machine (μ m) | |
|----|-------------------|----------|--|--------------------|---|--------------------|--|--------------------|--------------------------------------|--------------------|
| | | | Lors du charg | Lors du décharg | Lors du charg | Lors du décharg | Lors du charg | Lors du décharg | Lors du charg | Lors du décharg |
| 1 | 0 | 0 | 0 | 1,32 | 0 | 1,48 | 0 | 0,82 | 0 | 2,22 |
| 2 | 5 | 20,857 | 1,84 | 3,14 | 2,04 | 3,32 | 1,16 | 2,18 | 3,1 | 5,41 |
| 3 | 10 | 41,714 | 4,06 | 5,54 | 4,28 | 6,04 | 2,54 | 3,16 | 6,71 | 8,95 |
| 4 | 15 | 62,572 | 5,14 | 6,18 | 5,78 | 7,66 | 4,67 | 5,38 | 10,13 | 12,3 |
| 5 | 20 | 83,429 | 7,85 | 8,12 | 8,39 | 9,78 | 6,58 | 7,75 | 14,7 | 16,7 |
| 6 | 25 | 104,286 | 9,42 | 10,88 | 10,56 | 11,6 | 8,76 | 9,46 | 18,75 | 20,7 |
| 7 | 30 | 125,144 | 12,27 | 13,87 | 15,13 | 15,27 | 9,63 | 10,34 | 23,33 | 24,91 |
| 8 | 35 | 146,001 | 14,86 | ---- | 15,58 | ---- | 12,56 | ---- | 27,78 | ---- |

Tableau 6 : Refoulements des éléments du tour N5 en fonction des charges appliquées.

| N° | « ni » du dyna | Fy (Kgf) | Refoulement de la poupée fixe yp (μ m) | | Refoulement de la poupée mobile ycp (μ m) | | Refoulement du chariot ych (μ m) | | Refoulement de la machine (μ m) | |
|----|-------------------|----------|--|--------------------|---|--------------------|--|--------------------|--------------------------------------|--------------------|
| | | | Lors du charg | Lors du décharg | Lors du charg | Lors du décharg | Lors du charg | Lors du décharg | Lors du charg | Lors du décharg |
| 1 | 0 | 0 | 0 | 1,32 | 0 | 1,38 | 0 | 0,8 | 0 | 2,15 |
| 2 | 5 | 20,857 | 1,64 | 2,14 | 2,72 | 2,22 | 1,54 | 2,14 | 2,9 | 4,32 |
| 3 | 10 | 41,714 | 3,36 | 4,38 | 3,76 | 4,8 | 2,34 | 2,86 | 5,9 | 7,45 |
| 4 | 15 | 62,572 | 4,92 | 6,58 | 5,78 | 7,61 | 3,71 | 4,14 | 9,46 | 10,86 |
| 5 | 20 | 83,429 | 6,85 | 7,36 | 7,43 | 9,02 | 5,67 | 6,12 | 12,81 | 14,31 |
| 6 | 25 | 104,286 | 8,32 | 8,88 | 9,8 | 10,76 | 7,54 | 7,86 | 16,6 | 17,68 |
| 7 | 30 | 125,144 | 10,27 | 10,87 | 11,97 | 12,17 | 9,13 | 9,64 | 20,25 | 21,16 |
| 8 | 35 | 146,001 | 12,62 | ---- | 13,56 | ---- | 10,86 | ---- | 23,95 | ---- |

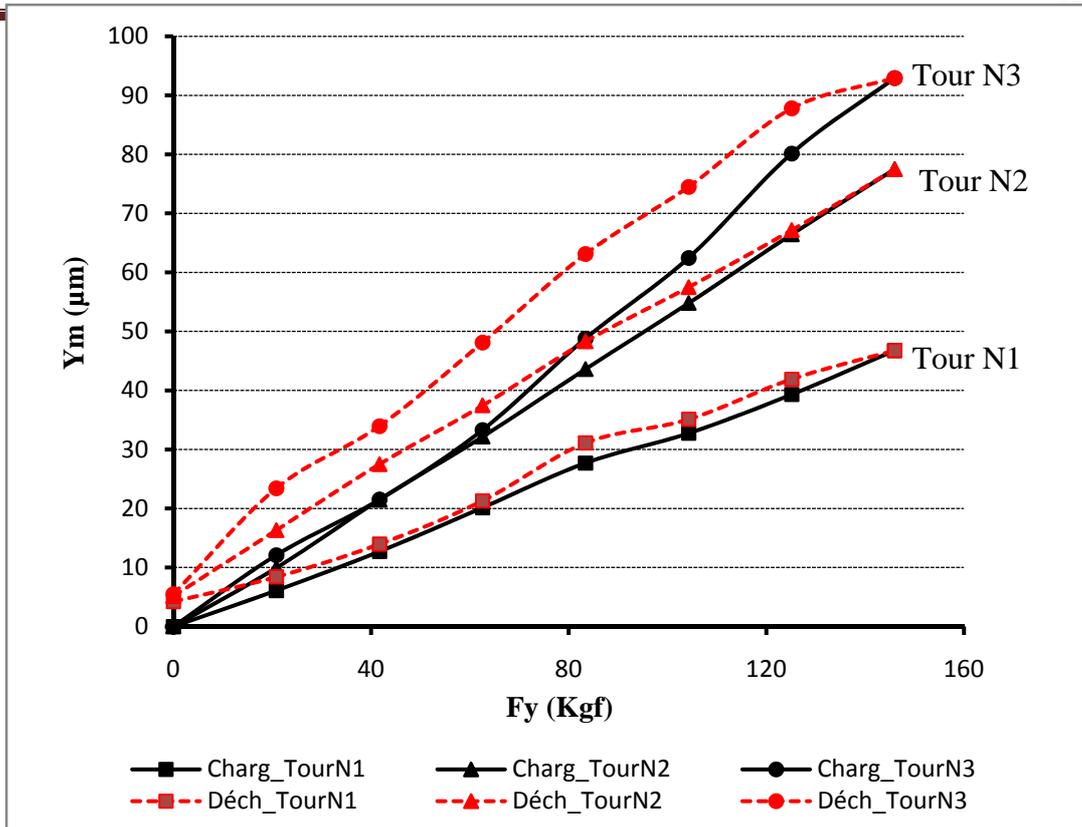


Figure 4 : Refoulements totaux des tours en fonction des charges appliquées.

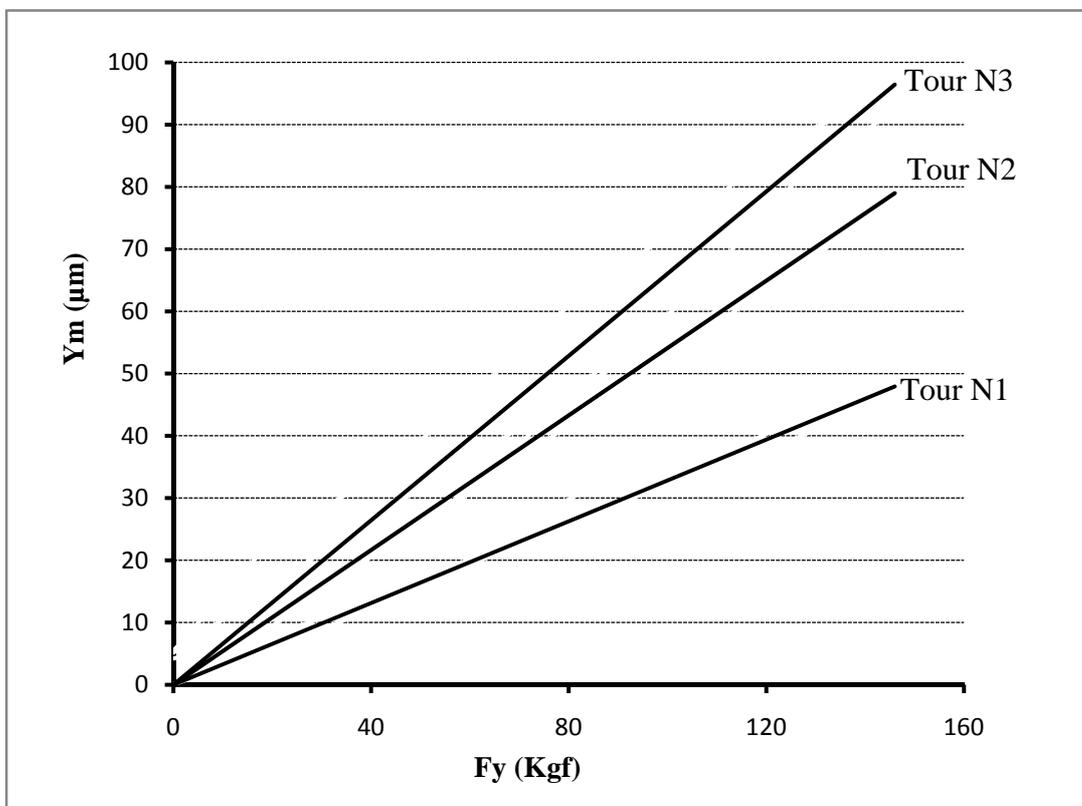


Figure 5 : Droite moyennes

(Refoulements totaux des tours en fonction des charges appliquées).

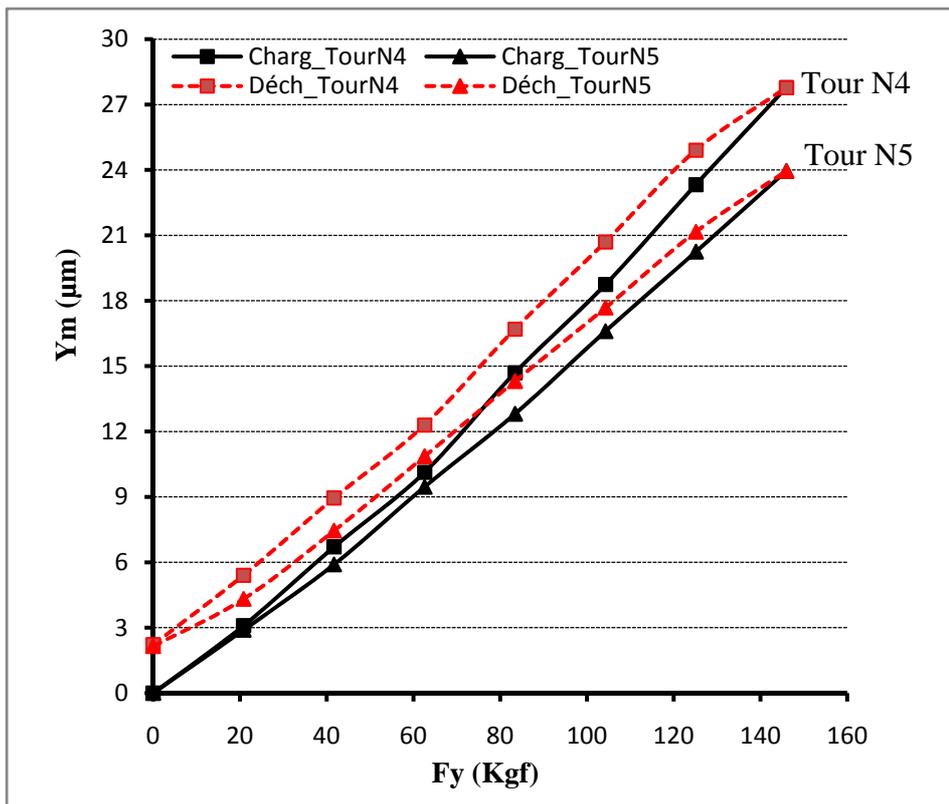


Figure 6 : Refoulements totaux des tours en fonction des charges appliquées.

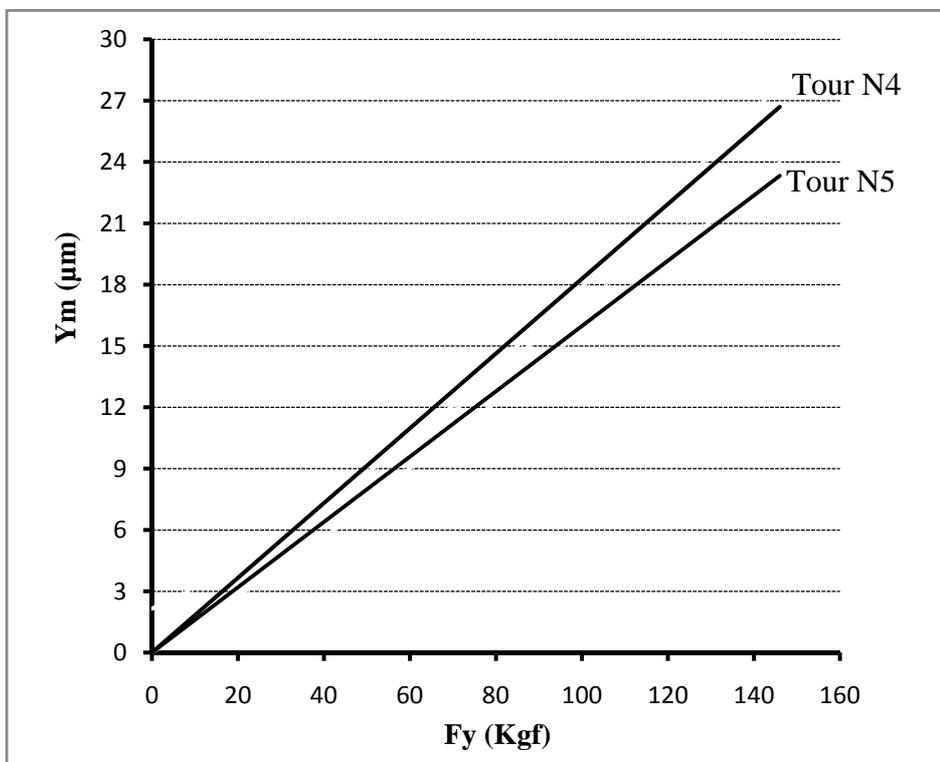


Figure 7 : Droite moyennes

(Refoulements totaux des tours en fonction des charges appliquées).

Annexe III : Suivi de l'évolution de l'usure en cratère obtenue avec un interféromètre à lumière blanche pour les différentes combinaisons du régime de coupe.

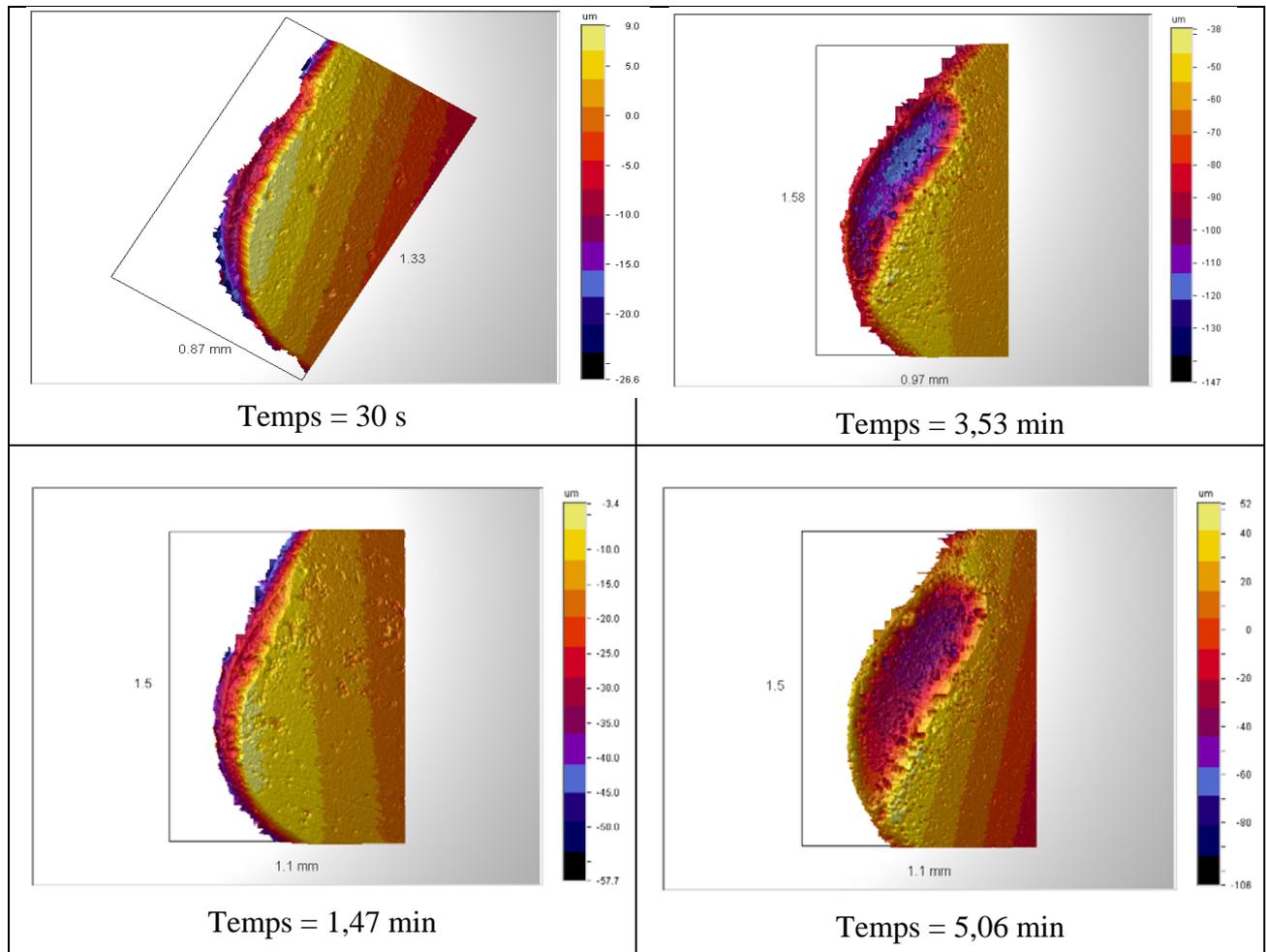


Figure 8 : Evolution de l'usure en cratère de l'outil CBN7020 pour différents temps de coupe. $V_c = 300$ m/min; $f = 0.1$ mm/tr; $d = 1$ mm.

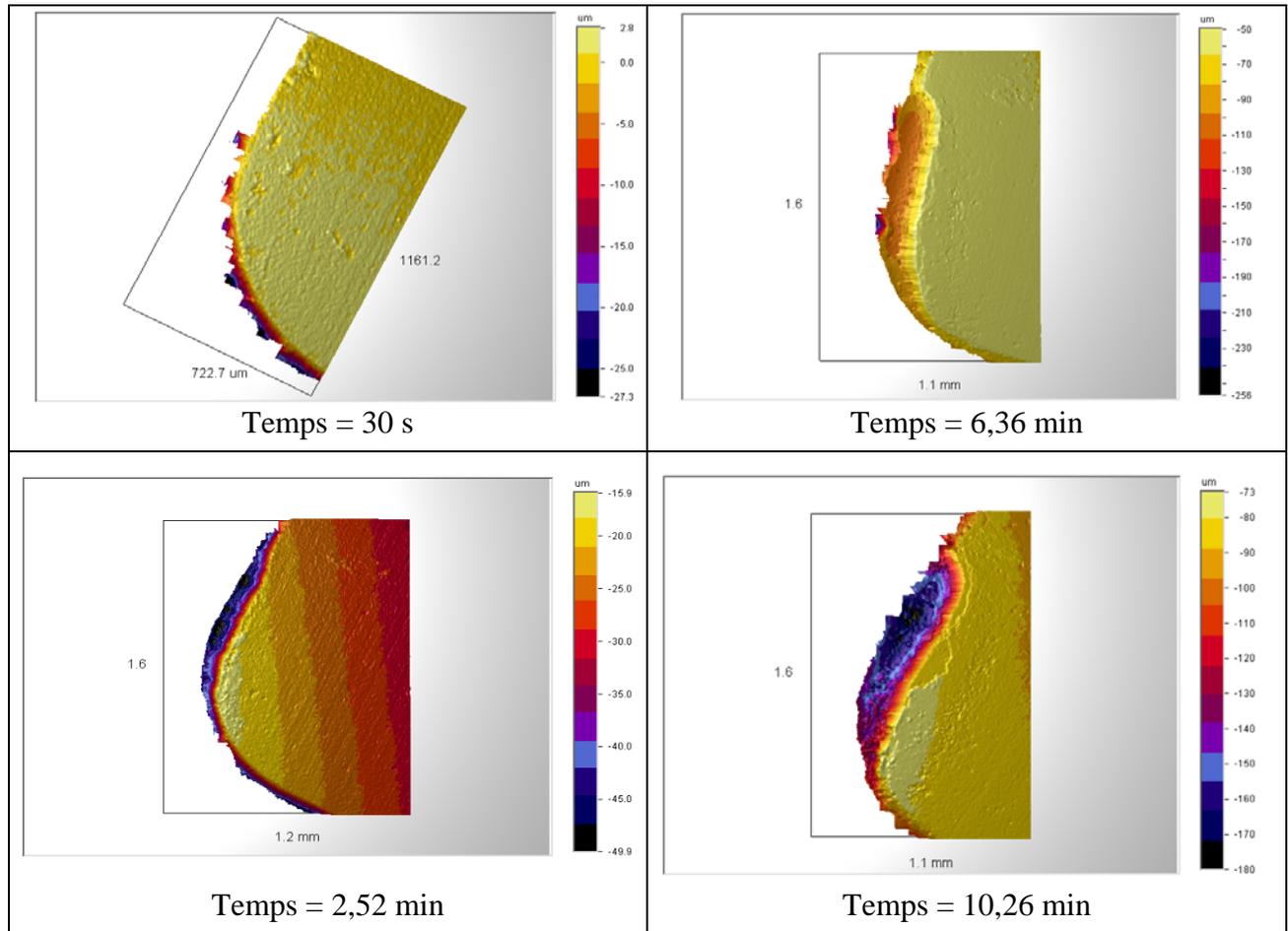


Figure 9 : Evolution de l'usure en cratère de l'outil CBN7020 pour différents temps de coupe. $V_c = 300$ m/min; $f = 0.05$ mm/tr; $d = 1$ mm.

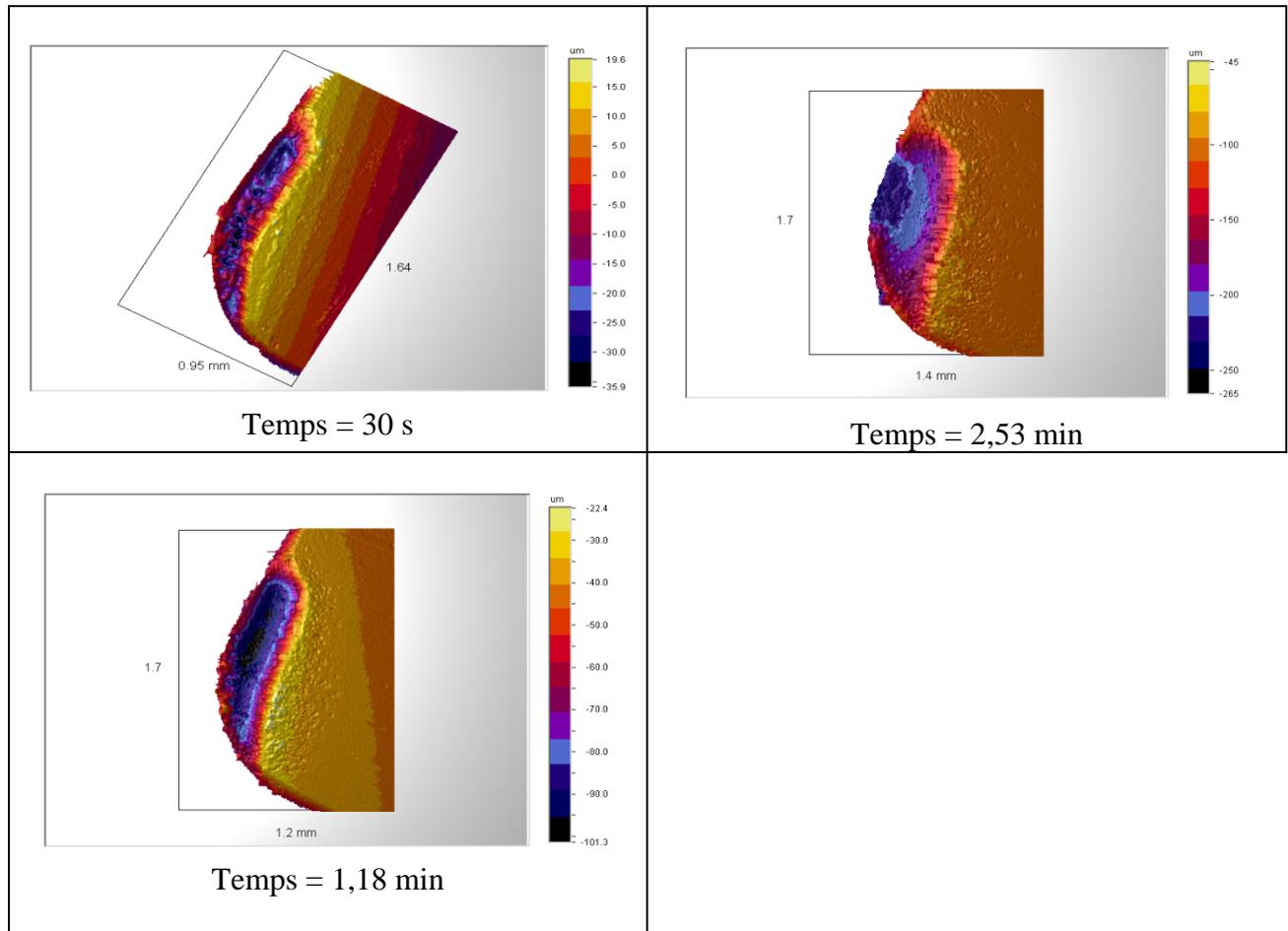


Figure 10 : Evolution de l'usure en cratère de l'outil CBN7020 pour différents temps de coupe. $V_c = 400 \text{ m/min}$; $f = 0.1 \text{ mm/tr}$; $d = 1 \text{ mm}$.

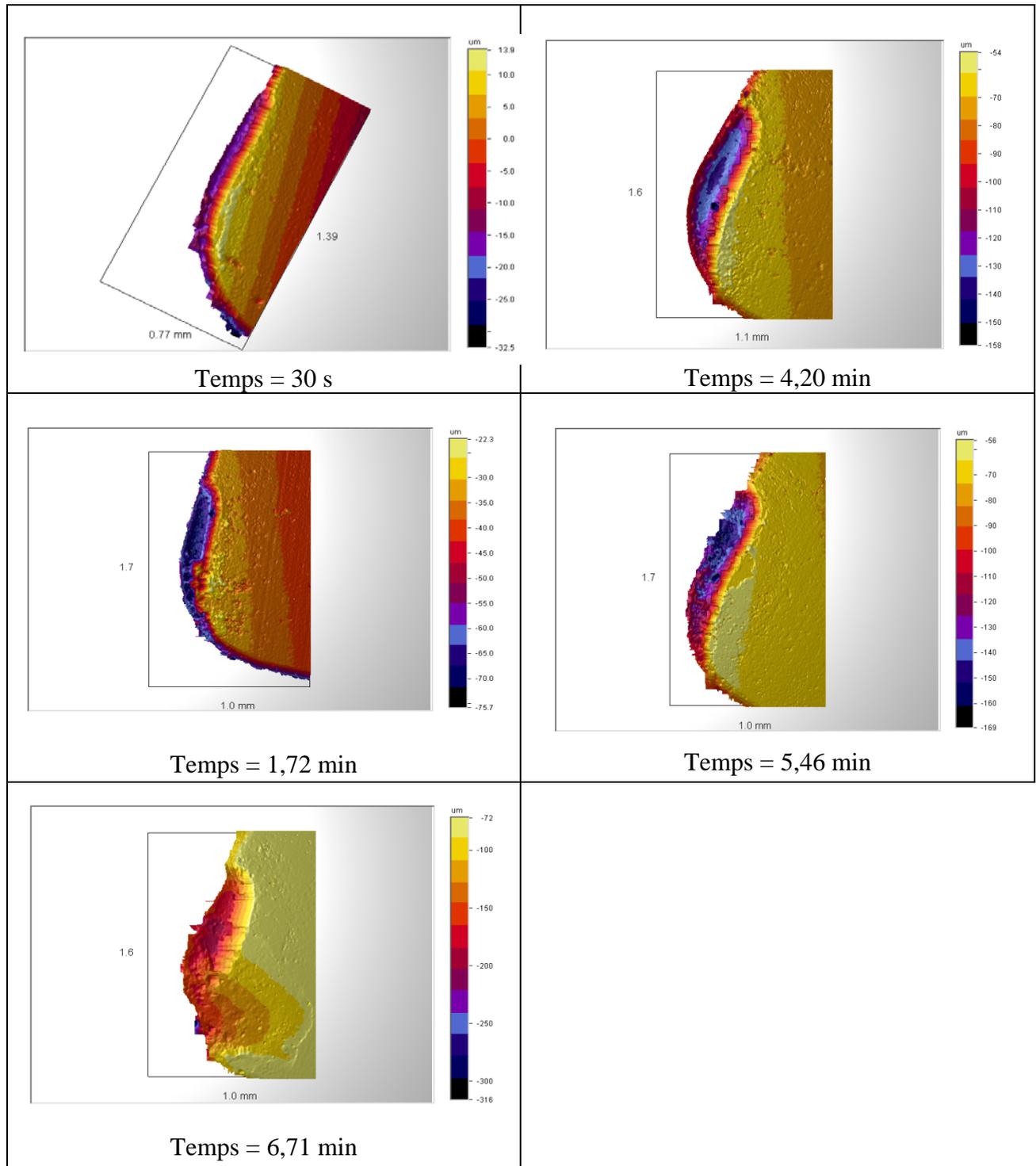


Figure 11 : Evolution de l'usure en cratère de l'outil CBN7020 pour différents temps de coupe. $V_c = 400$ m/min; $f = 0.05$ mm/tr; $d = 1$ mm.

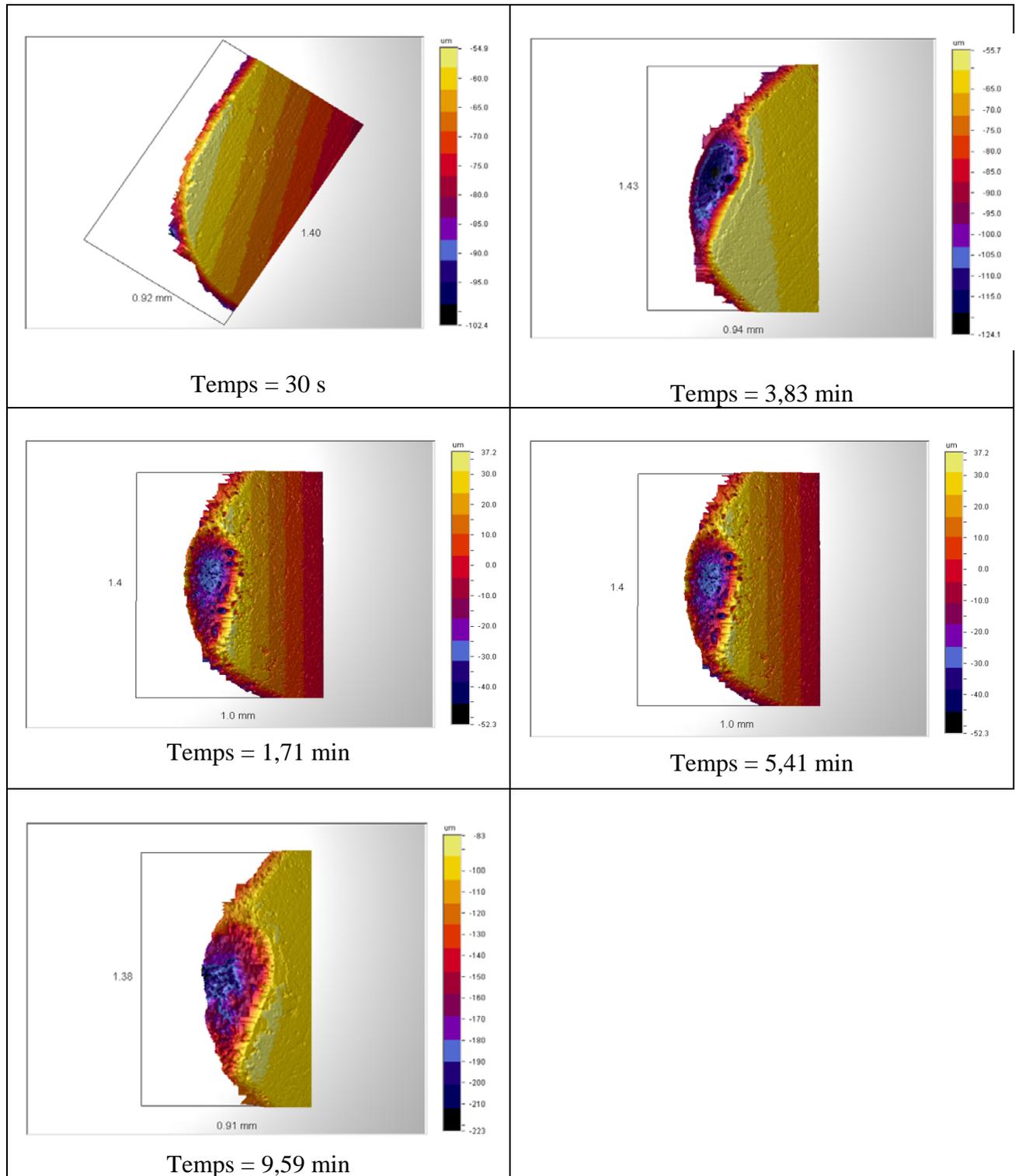


Figure 12 : Evolution de l'usure en cratère de l'outil CBN7020 pour différents temps de coupe. $V_c = 300$ m/min; $f = 0.1$ mm/tr; $d = 0,5$ mm.

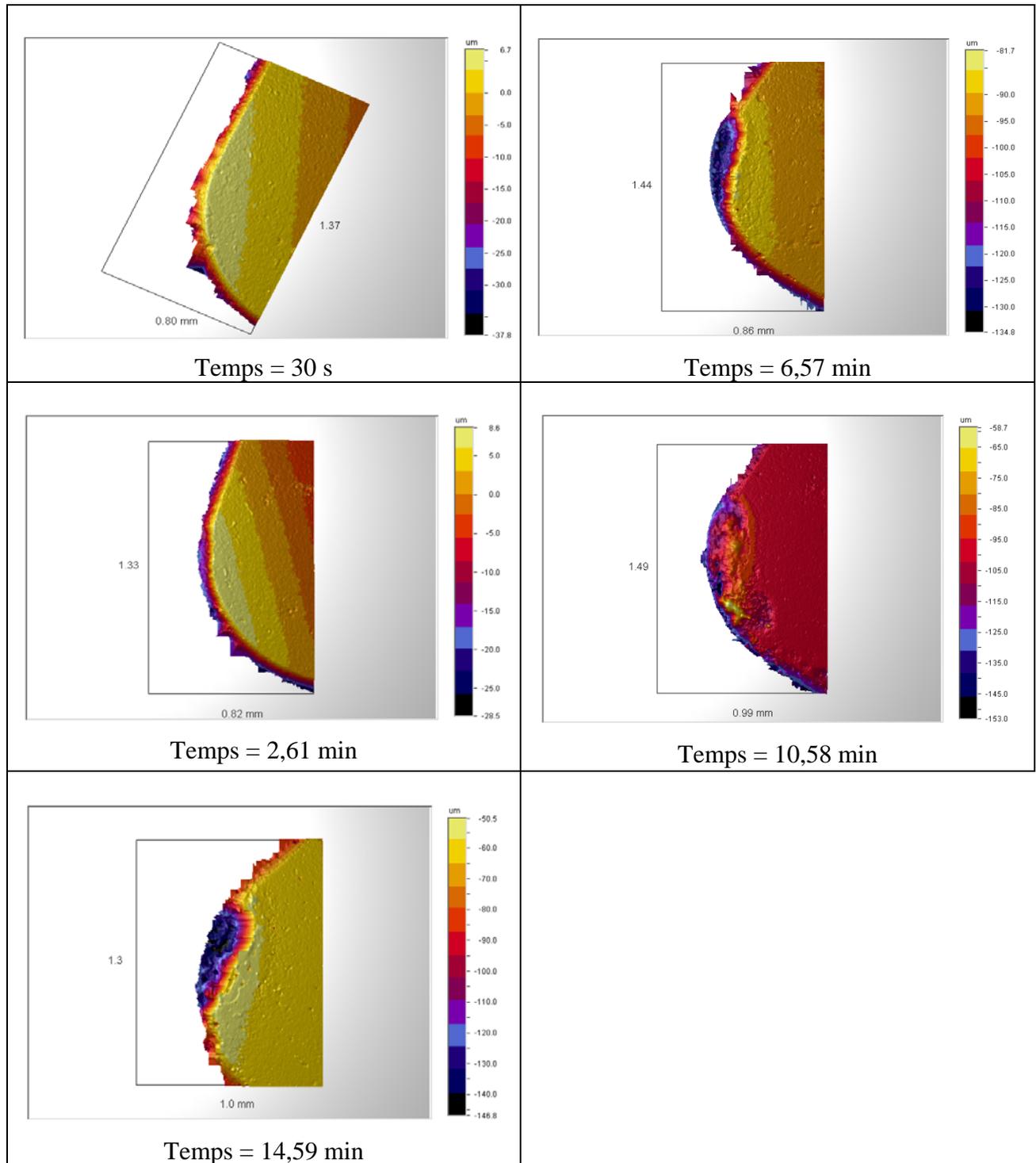


Figure 13 : Evolution de l'usure en cratère de l'outil CBN7020 pour différents temps de coupe. $V_c = 300$ m/min; $f = 0.05$ mm/tr; $d = 0,5$ mm.

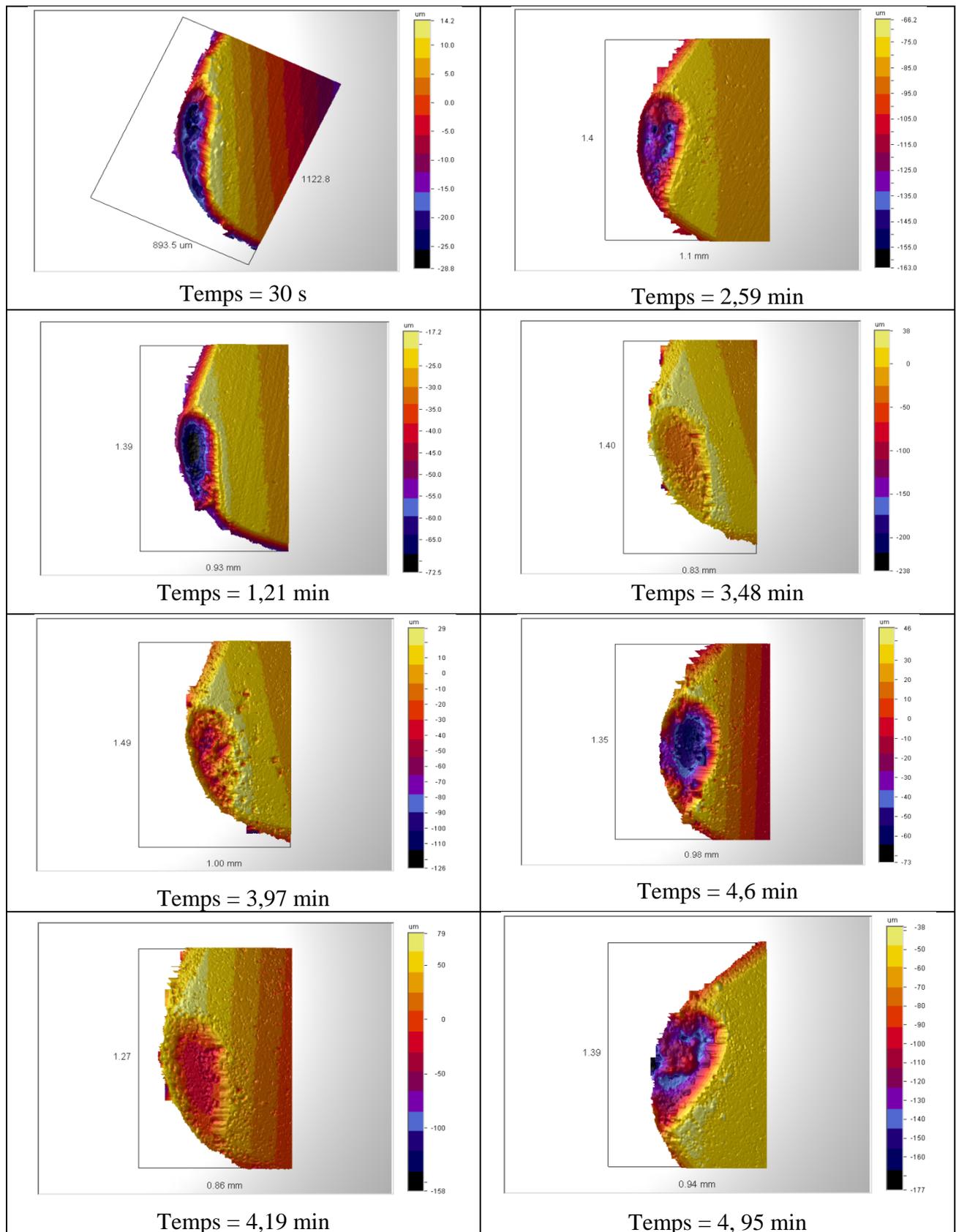


Figure 14 : Evolution de l'usure en cratère de l'outil CBN7020 pour différents temps de coupe. $V_c = 400$ m/min; $f = 0.1$ mm/tr; $d = 0,5$ mm.

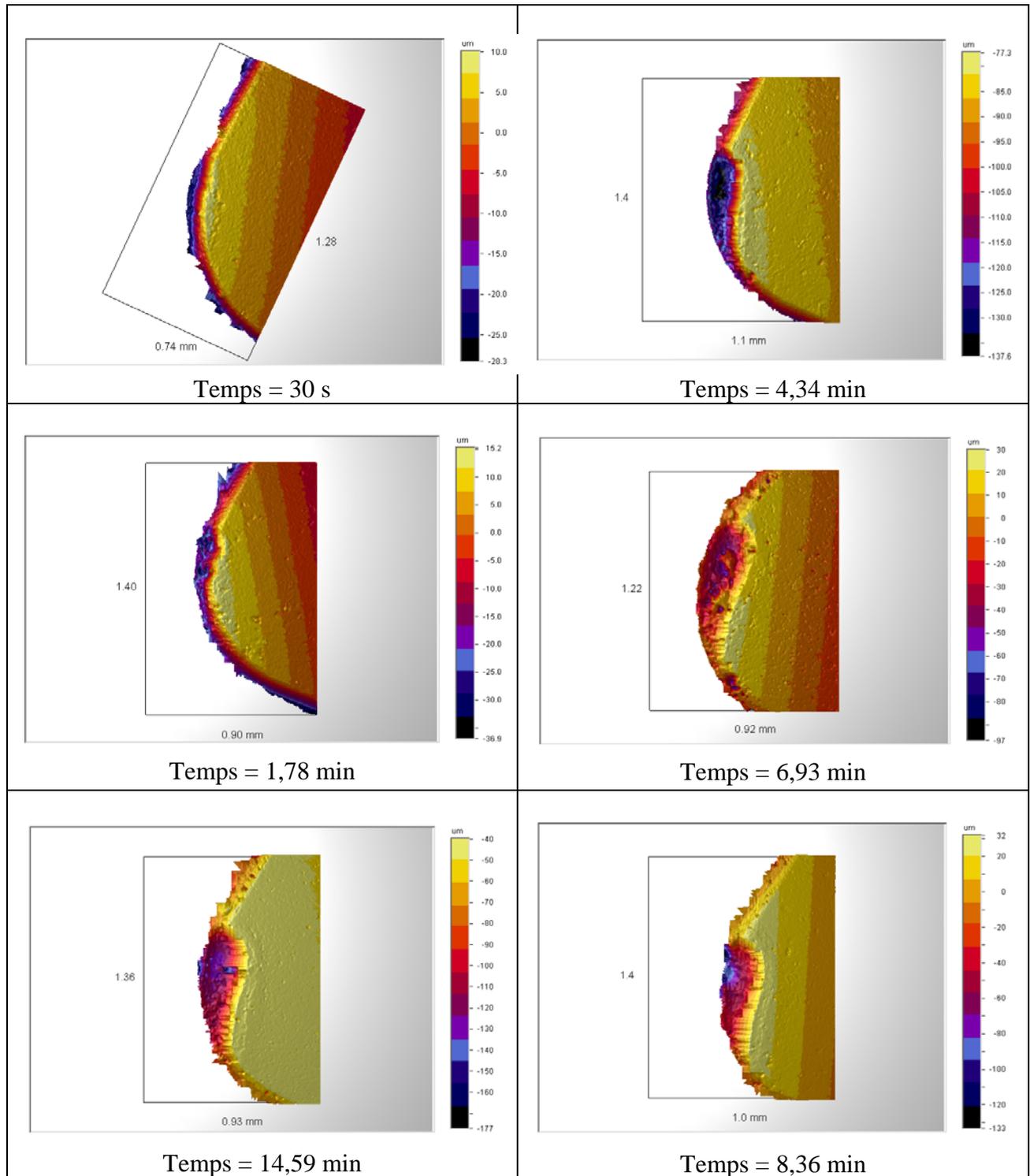


Figure 15 : Evolution de l'usure en cratère de l'outil CBN7020 pour différents temps de coupe. $V_c = 400$ m/min; $f = 0.05$ mm/tr; $d = 0,5$ mm.

Annexe IV : Méthode de traitement de l'Hourglass [107]

L'utilisation d'éléments quadrilatères à intégration réduite engendre un type de déformation particulièrement néfaste pour les résultats, appelé mode d'hourglass. Flanagan et Belytschko [126] ont identifié quatre vecteurs représentant les modes de déplacements d'éléments quadrilatères (figure 16).

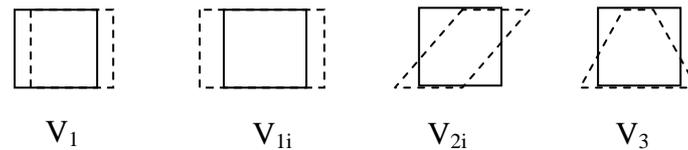


Figure 16 : Modes de déplacements associés aux éléments quadrilatères [126].

Le premier vecteur V_1 , correspond à une translation de corps rigide. Les vecteurs V_{1i} et V_{2i} peuvent être combinés pour représenter les modes de déformation normale uniforme, de cisaillement uniforme et de rotation de corps rigide. Le dernier vecteur V_3 donne lieu à un mode de déformation qui est négligé lors de l'utilisation d'éléments à un point d'intégration, c'est le mode dit d'hourglass. L'excitation de ce mode peut donc conduire à des distorsions de maillage sévères sans qu'aucune contrainte ne s'y oppose. Différentes méthodes sont proposées pour palier à ce problème. Elles consistent à ajouter une raideur et/ou un amortissement artificiel afin de prévenir respectivement les fortes amplitudes et les oscillations du mode d'hourglass. La méthode de traitement dite "Relax Stiffness", proposée par le logiciel ABAQUS [124], repose sur la combinaison d'une raideur, agissant pour maintenir une résistance nominale dans l'analyse de la simulation, et d'un amortissement, générant une résistance supplémentaire sous chargement dynamique soudains.

Conclusions et recommandations :

L'étude bibliographique a montré que malgré l'apparition de nouvelles techniques au cours des dernières années le procédé d'usinage reste à l'heure actuelle l'un des procédés les plus largement utilisés. Le procédé de tournage, objet de notre étude, représente à lui seul 33% du domaine de l'usinage par enlèvement de copeaux. La connaissance du comportement du procédé est encore limitée, de nombreux points apparaissent importants à traiter. Toutefois, nous nous sommes fixer comme objectif important de ce travail est d'étudier l'influence de la machine-outil caractérisée par sa rigidité statique sur les paramètres technologiques en particulier lors de l'usinage des matériaux durs, nous pensons l'avoir atteint.

La machine-outil, à aucun moment ne doit être considérée comme un accessoire de second ordre, mais comme un élément indispensable à la bonne exécution de ces opérations. Cela au même titre que l'outil de coupe, l'association de ces deux paramètres "outil et machine" devra en fait, être complétée par la notion d'usinabilité. L'étude de l'influence de la machine-outil sur les paramètres technologiques est jugée d'un immense intérêt économique, technologique et scientifique du fait que les résultats aux quels nous avons abouti permettent d'une part d'enrichir notre champ de connaissance et d'autre part d'optimiser les conditions d'usinage afin d'atteindre la productivité optimale.

Les principales conclusions et recommandations tirés de cette étude sont :

❖ Lors de l'usinage de l'acier C22 sur des tours parallèles :

- les valeurs de l'usure (Tenues), relevées sur la même machine se reproduisent avec une différence relative moyenne d'environ $\pm 1,59$ %.
- La rigidité statique des tours parallèles a des répercussions sur la vitesse d'accroissement de l'usure et par conséquent sur la durée de vie des outils. A cet effet si le rapport de rigidité varie de 1.0 à 2.0, les tenues des outils augmentent de 0 à 35,5 %.
- En travaillant sur des machines-outils (tours parallèles), ayant des rigidités statiques qui varient entre 1514,32 et 3046,55 daN/mm, nous avons trouvé des modèles mathématiques permettant de calculer la durée de vie de l'outil en fonction des différentes combinaisons des éléments du régime de coupe, appartenant au plan des expériences établi. Evidement ces modèles sont spécifiques aux machines testées, mais ils sont valables également pour toute autre machine, ayant une rigidité statique équivalente.

- Les modèles mathématiques déduits permettent aussi de calculer la durée de vie de l'outil en fonction non seulement des éléments du régime de coupe, mais aussi en fonction de la rigidité statique de la machine. Dans ce cas le modèle trouvé est valable pour toute autre machine du même type, ayant une rigidité appartenant à l'intervalle (1514,32 et 3046,55) daN/mm et travaillant dans les intervalles de variation des éléments du régime de coupe adopté.
- La rigidité statique des machines-outils a des répercussions sur les efforts de coupe. A cet effet si le rapport de rigidité varie de 1.0 à 2.0, l'effort tangentiel "Fz" diminue de 0 à 38,53 %.
- En travaillant sur des machines-outils (tours parallèles), ayant des rigidités statiques qui varient entre 1514,32 et 3046,55 daN/mm, nous avons trouvé des modèles mathématiques permettant de calculer l'effort tangentiel de coupe en fonction des différentes combinaisons des éléments du régime de coupe, appartenant au plan des expériences établi. Evidement ces modèles sont spécifiques aux machines testées, mais ils sont valables également pour toute autre machine, ayant une rigidité statique équivalente.
- Les modèles mathématiques déduits permettent aussi de calculer l'effort tangentiel en fonction non seulement des éléments du régime de coupe, mais aussi en fonction de la rigidité statique de la machine.
- Il a été établi que les valeurs de la rugosité (Ra), relevées sur la même machine se reproduisent avec une différence relative moyenne d'environ $\pm 3,83$ %.
- Il a été établi également que le travail sur des machines-outils ayant différentes rigidités a des répercussions sur la qualité de la surface des pièces usinées. En effet si le rapport des Rigidités est égale à deux (2), la rugosité (Ra) des pièces usinées diminue de 35,27 %.
- IL a été établi expérimentalement que l'utilisation des outils dont l'arête tranchante auxiliaire parallèle à la surface usinée ($\alpha_{r1} = 0^\circ$) sur une longueur $l = 1,4$ mm conduit a l'obtention des états de surface remarquables.
- Les modèles mathématiques déduits sont nécessaires pour l'établissement des abaqes et l'optimisation éventuelle du processus de coupe. Ils permettent d'une part le calcul des paramètres technologiques (Tenue des outils de coupe, l'effort tangentiel, la rugosité de la surface usinée) pour toutes les combinaisons des éléments du régime de coupe appartenant au

plan des expériences, et d'autre part ils expriment la relation qualitative et quantitative entre les paramètres technologiques et les éléments du régime de coupe sur chaque machine.

❖ Lors de l'usinage de l'acier 42CrMo4 / AISI 4140 de 50 HRC sur des tours à commande numérique :

Dans cette étude, le tournage dur de finition de l'acier 42CrMo4 / AISI 4140 de 50 HRC a été réalisé à des vitesses de coupe élevées ($V_c = 300\div 400$ m/min) afin d'étudier d'une part, l'influence des machines-outils utilisées (tours à commande numérique) sur les paramètres technologiques et d'autre part l'usure de l'outil PCBN (57% CBN, 35% TiC).

- Le travail dans ces conditions sur des tours à commande numériques, ayant un rapport de rigidité $R_r = 1$ et $R_r = 1,14$, a permis des valeurs de la tenue des outils de coupe qui sont reproductibles avec une différence relative moyenne qui ne dépasse pas les 10 %.
- En travaillant sur des machines-outils (tours numériques), ayant des rigidités statiques qui varient entre 5468,55 et 6266,44 daN/mm, nous avons trouvé des modèles mathématiques permettant de calculer la durée de vie de l'outil pour les deux critères d'usure $[VB] = 0,3$ mm et $[VB] = 0,2$ mm. Ces modèles expriment la relation qualitative et quantitative entre la tenue des outils de coupe et les éléments du régime de coupe (V_c , f et d). L'augmentation des éléments du régime de coupe provoquent une diminution de la tenue (T). Il est à noter aussi que la vitesse de coupe a le degré d'influence le plus grand, suivi par la profondeur de passe et enfin l'avance. Il est intéressant de souligner que malgré l'évolution de l'usure jusqu'à des la valeur admissible 0,3 mm, la rugosité R_a reste toujours bons (Tableau III.9).
- L'usure et la durée de vie de l'outil ont été discutées par les mesures de l'usure en dépouille (VB), de la profondeur du cratère (KT) et de rugosité de surface (R_a) en utilisant l'interférométrie à lumière blanche.
- Pour choisir un critère d'usure, l'effondrement de l'outil et la formation du cratère doivent être pris en compte. On recommande de choisir $[VB] = 0.2$ mm ou bien $[KT] = 0,07$ mm comme critère d'usure afin d'éviter d'entrer dans la troisième zone de l'usure. En effet, les résultats ont prouvé qu'en général la rugosité (R_a) de la surface usinée est bonne jusqu'à l'effondrement de l'outil qui peut se produire à tout moment, une fois qu'on est entré dans la zone de l'accélération de l'usure. Ainsi, l'usure en cratère (KT) est le critère le plus important pour la rupture de l'outil.

- Des mécanismes de la formation de cratère ont été étudiés en utilisant des techniques de microscopie électronique. On a constaté que les phénomènes complexes d'usure se produisent dans des conditions tribologiques sévères.
- En augmentant la vitesse de coupe, l'usure chimique devient le phénomène dominant de l'usure de l'outil. Une couche constituée est formée sur la surface d'attaque de l'outil par l'oxydation de différents éléments du matériau de la pièce.
- La couche adhésive est la cause de la formation de cratère, mais en même temps, elle protège l'outil contre l'abrasion mécanique causée par des particules dures contenues dans le matériau usiné.
- L'étude a prouvé que le tournage dur effectué à des vitesses de coupe élevées ($V_c = 300\div 400$ m/min) est acceptable pour l'application industrielle. Une meilleure compréhension des mécanismes de la formation du cratère et de l'effondrement de l'outil permettra d'améliorer l'exploitation de l'outil PCBN.
- Il a été établi que les valeurs des efforts de coupe relevés sur les machines-outils utilisées (tours numériques), ayant un rapport de rigidité $R_r = 1,14$, sont reproductibles avec une différence relative moyenne inférieure à 3%.
- Les modèles mathématiques des efforts de coupe obtenus (Tableau III.12), expriment avec précision les tendances ainsi que les degrés d'influence des différents facteurs sur les trois composantes de l'effort de coupe (F_x , F_y et F_z). par conséquent l'augmentation de chacun des deux facteurs "f" et "d" contribue à l'élévation des trois composantes de l'effort de coupe, alors qu'ils décroissent avec l'accroissement de la vitesse de coupe. Le classement des exposants des différents facteurs, traduit le degré d'influence de chaque paramètre des éléments du régime de coupe sur les efforts de coupe. On note également que l'augmentation de la rigidité de la machine de 14,59 % n'a pas vraiment des répercussions sur les valeurs des degrés d'influence des éléments du régime de coupe, ainsi que la valeur (C) qui reflète l'influence de tous les facteurs qui ne figurent pas dans ces modèles.
- Il a été établi également que le travail sur des machines-outils (tours numériques), ayant un rapport de rigidité $R_r = 1,14$, a permis des résultats de la rugosité (R_a) de la surface usinée qui sont reproductibles avec une différence relative moyenne inférieure à 5 %.
- À ces vitesses de coupe, le processus de tournage dur donne des résultats semblables à ceux obtenus par le procédé de rectification, en particulier la combinaison de la vitesse de

coupe la plus élevée ($V_c = 400$ m/min), jumelée avec l'avance et la profondeur de passe les plus faibles ($f = 0.05$ mm/tr, $a_p = 0.5$ mm) des différentes combinaisons des éléments de coupe choisis, où on a enregistré le meilleur état de surface ($R_a = 0.21$ μm).

➤ Les modèles mathématiques de la rugosité de la surface usinée obtenus expriment la relation qualitative et quantitative entre le critère de la surface usinée (R_a) et les éléments du régime de coupe. Par conséquent, l'augmentation de la vitesse de coupe améliore la qualité de la surface usinée à cause de la diminution des efforts de coupe qui se traduit par une stabilité du système usinant. Par contre les augmentations de l'avance et de la profondeur de passe contribuent à l'élévation de la rugosité.

➤ L'augmentation de l'usure (VB) conduit à l'augmentation de la rugosité (R_a) de la surface usinée. D'autre part malgré l'évolution de l'usure, pour les vitesses testées avec les faibles avances ($f = 0,05$ mm), les valeurs de la rugosité (R_a) restent aux alentours de $0,6\mu\text{m}$ même au-delà du critère d'usure admissible d'où la nécessité de travailler avec les faibles avances pour l'usinage des matériaux durs.

➤ L'intégration de l'usure (VB) dans le modèle habituel de la rugosité de la surface usinée est d'une grande importance technique et économique. En effet le modèle mathématique (III.12) déduit permet de calculer la rugosité (R_a) de la surface usinée en fonction non seulement des éléments du régime de coupe, mais aussi en fonction de l'usure (VB) de l'outil. Dans ce cas le modèle (III.12) trouvé est valable pour toute autre machine du même type, ayant une rigidité équivalente et travaillant dans les intervalles de variation des éléments du régime de coupe adopté. Ce modèle présente une information très précieuse, notamment pour l'exploitation à l'échelle industrielle.

➤ Tous les modèles mathématiques déduits dans le cadre de cette thèse sont nécessaires pour l'établissement des abaques et l'optimisation du processus de coupe. Ils expriment la relation qualitative et quantitative entre les paramètres étudiés et les éléments du régime de coupe. Evidemment ces modèles sont spécifiques aux machines testées, mais ils sont valables également pour toute autre machine, ayant une rigidité statique équivalente.

➤ Une étude sur la présence des couches blanches a été faite. En effet le tournage dur de l'acier 42CrMo4 / AISI 4140 traité à 50HRC révèle la présence de cette dernière pour toutes les combinaisons des éléments du régime de coupe utilisé.

❖ **Simulation numérique de la coupe Orthogonale :**

La modélisation numérique de la coupe orthogonale à travers le code de calcul ABAQUS est réalisée, ce qui montre réellement la capacité de méthode des éléments finis à reproduire ce type d'opération. Néanmoins Il résulte de cette étude la difficulté à obtenir un modèle suffisamment robuste pour que les paramètres numériques n'influent pas sur les résultats physiques. La modification de la géométrie de la pièce (ajout du chanfrein) pour une meilleur gestion du contact au début de l'opération et l'utilisation de la méthode de traitement "Relax stiffness" (Annexe IV) dans le module Maillage et la simplification des hypothèses sur la formulation du problème thermique et le frottement a l'interface outil-copeau permet de s'affranchir de l'influence de certain d'entre eux. Les principales conclusions tirées de cette partie sont :

- Le terme de conduction présente une influence sur la répartition des températures dans le copeau. En effet ce dernier met en évidence la compétition entre les phénomènes de transports, qui ont tendance à évacuer la chaleur dans le copeau, et de conduction, qui tendent à transmettre la chaleur dans la partie massive de la pièce. Cette compétition entre les deux phénomènes conduit à l'apparition d'un point de maximum de température au niveau de l'interface de contact outil/copeau. Ce point chaud coïncide avec la profondeur maximale de cratère [32].
- L'utilisation du critère de rupture de Johnson et Cook [110] sur la surface libre du copeau conduit à l'obtention du copeau segmenté. Ce résultat est obtenu on considérant que le mécanisme de formation de la région supérieure du copeau (voisin à la surface libre), dans le cas des conditions sévères de coupe (dureté élevée et grande vitesse), est celui de la fracture ductile [116].
- Il a été établi que la thermique seule ne peut expliquer les phénomènes de segmentation du copeau mais elle joue sans doute un rôle de catalyseur sur ces mécanismes.
- Le modèle éléments finis proposé souffre encore d'un certain nombre de faiblesses vis à vis desquelles de premières solutions sont proposées. La prise en compte de modèles de rupture adaptés en pointe d'outil et en surface libre de copeau semble conduire à une représentation physique des phénomènes rencontrés en usinage dur (segmentation du copeau).

Perspectives

Les travaux effectués et les résultats obtenus ouvrent de nouvelles perspectives de recherche :

- S'intéresser au côté dynamique de la coupe, en particulier l'étude de l'influence de la fonction de réponse fréquentielle (FRF) de la machine-outil sur la tenue des outils de coupe, la rugosité de la surface usinée et les efforts de coupe.
- La simulation numérique de l'usinage est un aspect à développer. Le premier axe de développement concerne la gestion du contact, le deuxième celui de la rupture et enfin celui de la formulation thermique. Les résultats obtenus dans le cadre de cette thèse présentent des informations précieuses pour leurs validations.
- L'analyse expérimentale des phénomènes de rupture en coupe en vue de leurs modélisations.
- Approfondir la connaissance de l'état métallurgique de la surface usinée lors de l'usinage des matériaux durs. La structure des couches blanches lors de l'usinage de l'acier 42CrMo4 / AISI 4140 traité à 50 HRC reste un point essentiel à éclaircir.

Références bibliographiques

- [1] **J. Binns**, Rough Turning and Hogging with Ceramic Cutters, ASTME, paper N° SP-64-40, 1964, pp. 1-12
- [2] **K. Gettleman**, hogging with Ceramic is Rigid Proposition, Modern Machine Shop, April 1977.
- [3] **G. Poulachon**, Aspects phénomenologiques, mécaniques et métallurgiques en tournage c-BN des aciers durcis. Application : usinabilité de l'acier 100Cr6, Thèse de Doctorat, ENSAM de Cluny, 1999, 165 p.
- [4] **V. Kovan**, Technologie de construction mécanique, Edition Mir, Moscou 1970.
- [5] **C. François, Pruvot**, Machine-outil principaux organes, Techniques de l'Ingénieur, B7 121 pp 3- 4, 2005.
- [6] **P. Dépincé, Jean-Yves Hascoet**, Active integration of tool deflection effects in end milling. Part 1. Prediction of milled surfaces, International Journal of Machine Tools and Manufacture (2005) 1 – 8.
- [7] **T.H.C. Childs, K. Maekawa, T. Obikawa, Y. Yamane**, Metal Machining Theory and Applications, Arnold, Pans, 2000.
- [8] **Trent, E. M. and Wright, P. K**, 2000, Metal cutting, Butterworth-Heinemann, Fourth Edition.
- [9] **P. Fallböhmer, C.A. Rodriguez, T. Özel, T. Altan**, High-speed machining of cast iron and alloy steels for die and mold manufacturing, Journal of Materials. Processing Technology 98, (2000), pp. 104-115.
- [10] **Y. K. Chou**, Hard turning of M50 steel with different microstructures in continuous and intermittent cutting, Wear, 225, 2003, pp. 1388-1394.
- [11] **S. R. Agha, C. R. Liu**, Experimental study on the performance of super finish hard turned surfaces in rolling contact, Wear 244 (2000), pp. 52-59.
- [12] **J. R. GONTHIER**, Tournage de matières trempées. Marché des systèmes management, Août 1998, Vol.27, n°9, pp.17-23.
- [13] **CETIM**, Tournage dur et usinage à grande vitesse (UGV), Centre technique des industries mécaniques (CETIM), 2000. Rapport , 86p.

- [14] **G. Werner, W. Knappert**, Machining hardened bearing races with Pc-BN, *Industrial Diamond, Review*, 3 (87), 1985, pp.117-120.
- [15] **E. L. Emerson**, Wear performance of cubic boron nitride, S. B. Thesis, M.I.T, USA, 1981.
- [16] **G. Gladel, D. Gourdet, J. L. Tous**, Matériaux pour outils de coupe, *Technique de l'ingénieur*, B 7080, pp 2-16, 1984
- [17] **L. Gautier**, Etude des mécanismes d'endommagement des outils carbure WC-CO par la caractérisation de l'interface Outil-Copeau, Application à l'usinage à sec de l'alliage d'aluminium aéronautique AA2024 T351, Thèse de Doctorat, Ecole Nationale D'art et Metiers, 2004.
- [18] **J. Calderon**, Caractérisation dynamique du système Pièce-Outil-Machine : usinage de pièces minces. Thèse de doctorat, INSA de Lyon 1998, 221 p.
- [19] **J. P. Reyre, J. Roby**, Application des revêtements céramiques dans l'industrie mécanique, *CETIM Information* n° 94, pp. 56, 1986
- [20] **Hertel**, Manuel technique de céramique, 1986.
- [21] **J. Wentorf**, Cubic boron nitride, *J. Chem. Phys.* 26, 1957, 956.
- [22] **M. Remadna**, Le comportement du système usinant en tournage dur. Application au cas d'un acier trempé usiné avec des plaquettes CBN, thèse de doctorat, Laboratoire de Conception et Analyse de Systèmes Mécaniques (C.A.S.M) de l'INSA de Lyon, 2001.
- [23] **G. Poulachon, A. Moisan**, Tournage dur: endommagement d'outil PCBN durant l'usinage d'un acier à roulement 100Cr6 traité à 62HRC, *Bulletin du cercle des métaux*. Nov1998, Vol 17, n°18.
- [24] **ENSAM- TOOL- GIAT Industries**, *Croupe*, [CDROM], Paris, ENSAMTOOL-GIAT Industries, 1996.
- [25] **M. Yallese, J-F. Rigal, K. Chaoui et L. Boulanouar**, The effects of cutting conditions on mixed ceramic and cubic boron nitride tool wear and on surface roughness during machining of X200Cr12 Steel (60HRC), *Journal of Engineering Manufacture, Proceedings of the ImechE part B*, Vol. 219, (2005), pp. 35-55.
- [26] **D. Gelin, M. Vincent**, *Elément de fabrication*, Eddition Ellipses 1995.

- [27] **L. Boulanouar et I. Andonov**, Statistical modelling of the machinability of cutting tool steel X40 Cr Mo6-2, *Revue de métallurgie CIT*, N°10, pp1311-1318, Octobre 1996.
- [28] **L. Carrino et al**, Dimensional errors in longitudinal turning based on the unified generalized mechanics of cutting approach, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 42 (2002) 1517 – 1525.
- [29] **M. A. Salgado et al**, Evaluation of the stiffness chain on the deflection of end-mills under cutting forces, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 45 (2005) 727 –739.
- [30] **G. Jianliang, Han Rongdi**, An united model of diametral error in slender bar turning with a follower rest, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* (2005) 1 – 11.
- [31] **J. R. René Mayer, Anh-Vu Phan, G. Gloutier**, Prediction of diameter errors in bar turning, a computationally effective model, *Applied Mathematical Modelling* 24 (2000) 943 – 956.
- [32] **A. Molinari, M. Nouari**, Modeling of tool wear by diffusion in metal cutting, *Wear* 252 (2002) 135–149.
- [33] **Y. Naherheim, E.M. Trent**, Diffusion wear of cemented carbide tools when cutting steel at high speeds, *Metal Technology* (1977), 548-555.
- [34] **R. Weill**, *Techniques d’usinage*, Dunod, 1971.
- [35] **H.S. Qi and B. Mills**, On the formation mechanism of adherent layers on cutting tool, *Wear* 198 (1996), pp. 192–196.
- [36] **B.AMRI**, Contribution à l’étude du comportement des matériaux modernes pour outils coupants. Thèse de doctorat, INSA de Lyon, 1987, 137 p.
- [37] **C. Barlier**, *Mémotech ; productique*, A. Casteila, Paris, 1986.
- [38] **M. Yalèse**, Etude du comportement a l’usure des matériaux de coupe modernes en tournage dur, Thèse de doctorat, Annaba 2005.
- [39] **W. König, R. Komanduri, H. K. Tönshoff**, Machining hard aterials. *annals of the cirp* 1984, vol 33, n°2, pp.417-427.
- [40] **S. Enache**, *La qualité des surfaces usinées*, Dunod, Paris 1971.

- [41] **Z. Jun, D. Jianxin, Z. Jianhua, A. Xing**, Failure mechanisms of a whisker-reinforced ceramic tool when machining nickel-based alloys, *Wear*, 208, 1997, pp. 220-225.
- [42] **J.D. Thiele, S.N. Melkote**, Effect of cutting edge geometry and work piece hardness on surface generation in the finish hard turning of AISI 52100 steel, *Journal of Mater. Process. Technology*, 94, 1999, pp. 216-226.
- [43] **M. Yallese, L. Boulanouar, et K. Chaoui**, Usinage de l'acier 100C6 trempé par un outil en nitrure de bore cubique, *Mécanique & Industries* 5, 2004, pp. 355-368.
- [44] **J.P. Cordebois, et Coll**, Fabrication par usinage, Dunod, Paris, 2003, ISBN-2 10 0055860.
- [45] **B.J. Griffiths**, Mechanisms of white layer generation with reference to machining and deformation processes. *Journal of Tribology, Transactions of the ASME* 109, 3. 1987. 525-530.
- [46] **Y. K. Chou, C.J. Evans**, Tool Wear mechanism in continuous cutting of hardened tool steels, *Wear* (1997), pp. 59-65.
- [47] **G. Poulachon, A. Albert, M. Schluraff**, An experimental investigation of work material microstructure effects on white layer formation in PCBN hard turning. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 45, 2. 2005. 211-218.
- [48] **A. Ramesh, S.N. Melkote, L.F. Allard, L. Riester, T.R. Watkins**, Analysis of white layers formed in hard turning of AISI 52100 steel. *Materials Science and engineering A* 390, 1-2. 2005. 88-97.
- [49] **E. Brinksmeier, T. Brockhoff**, Proceedings of the 2nd International German and French Conference on High Speed Machining. 1999. 7-13.
- [50] **S. Akcan, S. Shah, S.P. Moylan, P.N. Chhabra, S. Chandraseksar, T.Y. Yang**, *Metall. Mater. Trans. A* 33A. 2002. 1245-1254.
- [51] **X. Sauvage, J.M. Le Breton, A. Guillet, A. Meyer, J. Teillet**, Phase transformations in surface layers of machined steels investigated by X-ray diffraction and Mössbauer spectrometry. *Materials Science and Engineering A Volume 362, Issues 1-2*. 2003. 181-186.
- [52] **C. Duan, M. Wang**, Some metallurgical aspects of chips formed in high speed machining of high strength low alloy steel. *Scripta Materialia* 52, 10. 2005. 1001-1004.

- [53] **T.S. Eyre, A. Baxter**, Formation of white layers at rubbing surfaces. Tribology 5, 6. 1972. 256-261.
- [54] **D.M. Turley**, Dislocation substructures and strain distributions beneath machined surfaces of 70/30 brass. Journal of the Institute of Metals 99. 1971. 271-276.
- [55] **L. Boulanouar, M. Khéhana et S. Belhadi**, Comportement à l'usure des plaquettes en carbure métallique P25, face à l'acier XC30, 4^{ème} Séminaire National de Mécanique, E.N.S.E.T. d'Oran, les 25 et 26 avril 1995.
- [56] **M. Robelt, G. Godin**, Etude comparative de test rapide d'usinabilité, corrélation avec les resultants d'essais de longue durée, Revue de matériaux, pp 1021-1032, 1973
- [57] **Y.P. Adler et E.V. Markova**, planification des expériences pour rechercher les conditions optimales, Naouka, Moscou 1971.
- [58] **L. Boulanouar et al**, Détermination statique de l'usinabilité d'un acier donné dans le cas du perçage, Proceedings du 1^{er} Séminaire National de Mécanique, Guelma les 29 et 30 Novembre 1994.
- [59] **A. A. Czaplicki**, L'usinabilité et la coupe des métaux, Revue de la société Royale Belge des Ingénieurs et Industries N° 12, pp 708-736, 1962.
- [60] **L. Boulanouar**, Modélisation statistique pour la détermination de l'usinabilité des aciers difficilement usinables, Thèse (Ph. D), pp. 200, Sofia, 1986.
- [61] **B. Roumesy**, Détermination des lois d'usure des outils de coupe, Machine-outil Juillet 1975.
- [61] **M. A. Salgado et al**, Evaluation of the stiffness chain on the deflection of end-mills under cutting forces, International Journal of Machine Tools and Manufacture 45 (2005) 727 -739.
- [62] **L. Boulanouar et al**, The effect of high speed steel tool lathe geometry on tool life, International Colloquium, évolution of cutting materials, Cercle d'Etude des Métaux, St- Etienne, France, 13 et 14 Novembre 1996.
- [63] **A. S. More, W. Jiang, W.D. Brown, Ajay P. Malshe**, Tool wear and machining performance of cBN-TiN coated carbide inserts and PCBN compact inserts in turning AISI 4340 hardened steel, Journal of Materials Processing Technology 180, 2006, 253-262
- [64] **G. Poulachon**, Usinabilité des matériaux difficiles - Application aux aciers durcis. Techniques de l'Ingénieur Avril 2004 - BM7048.

- [65] **G. Poulachon, B.P. Bandyopadhyay, I.S. Jawahir, S. Pheulphin**, The influence of the microstructure of hardened tool steel workpiece on the wear of PCBN cutting tools, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 43 (2003) pp139-144.
- [66] **R. Pavel, I. Marinescu, M.Deis, Jim Pillar**, Effect of tool wear on surface finish for a case of continuous and interrupted hard turning, *Journal of Materials Processing Technology* 170 (2005) 341–349
- [67] **S. Giménez , O. Van der Biest, J. Vleugels**, The role of chemical wear in machining iron based materials by PCD and PCBN super-hard tool materials, *Diamond & Related Materials* (2006), article in press.
- [68] **J. Barry, G. Byrne**, Cutting tool wear in the machining of hardened steels. Part II: cubic boron nitride cutting tool wear, *Wear* 247 (2001), pp. 152-160.
- [69] **Y. K. Chou**, Hard turning of M50 steel with different microstructures in continuous and intermittent cutting, *Wear* 225, 2003, pp. 1388-1394.
- [70] **M. Zimmermann, M. Lahres, D. V. Viens, B.L. Laube**, Investigations of the wear of cubic boron nitride turning tools using Auger spectroscopy and X-ray analysis by EPMA, *Wear* 209, 1997, 241-246
- [71] **J.A. Arseculatne, L.C. Zhang, C. Montross, P. Mathew**, On machining of hardened AISI D2 steel with PCBN tools, *Journal of Materials Processing Technology* 171, 2006, 244-252.
- [72] **N. Narutaki, Y. Yamane**, Tool wear and cutting temperature of cBN tools in machining of hardened steels, *Ann. CIRP*, vol. 28/1/1979.
- [73] **J. Barry, G. Byrne**, Cutting tool wear in the machining of hardened steels. Part I: alumina/TiC cutting tool wear, *Wear* 247 (2001), pp. 139-151.
- [74] **X.D. Fang and D. Zhang**, An investigation of adhering layer formation during tool wear progression in turning of free-cutting stainless steel, *Wear* 197 (1996), pp. 169–178.
- [75] **G. Bittès, F. Leroy and G. Auclair**, The relationship between inclusionary deposits and the wear of cutting tools *Journal of Materials Processing Technology* 54 (1995), pp. 88-96
- [76] **G. List, M. Nouari, D. Géhin, S. Gomez**, Wear behaviour of cemented carbide tools in dry machining of aluminium alloy, *Wear* 259 (2005), pp. 1177-1189

- [77] **R. T. Coelho, Eu-Gen Ng, M.A. Elbestawi**, Tool wear When turning hardened AISI 4340 with coated PCBN tools using finishing cutting conditions, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* (2006).
- [78] **E-G. Ng, D.K. Aspinwall, D.Brazil, J. Monaghan**, Modelling of Temperature and Forces when Orthogonally Machining Hardened Steel, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 39 (1999) pp 885-903.
- [79] **R. Pavel, I. Marinescu, M.Deis, Jim Pillar**, Effect of tool wear on surface finish for a case of continuous and interrupted hard turning, *Journal of Materials Processing Technology* 170 (2005) 341–349.
- [80] **H.A. Kishawy, M.A. Elbestawi**, Effects of process parameters on material side flow during hard turning, *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 39 (1999) 1017–1030
- [81] **J.D. Thiele, S.N. Melkote**, Effect of cutting edge geometry and work piece hardness on surface generation in the finish hard turning of AISI 52100 steel, *Journal of Materials Processing, Technology*, 94, 1999, pp. 216-226.
- [82] **L.C. Lee , X.D. Liu, K.Y. Lam**, Détermination of Stress Distribution on the Tool Rake Face using a composite Tool, *International Journal of Machina Tools and Manufacture* Vol. 35 (1995), 373-382.
- [83] **C. Bedrin**, Généralités sur la coupe des métaux. Conférences CAST, Lyon, INSA de Lyon, 1971, pp 5-71.
- [84] **J. Pomey**, Phénomènes de mécanique physique qui régissent la coupe des métaux, *Mécanique, Matériaux*, Novembre 1970.
- [85] **Norme Internationale ISO 3685-1977 (F)**, Tool-life testing with single-point turning tools, Première édition-1977-05-15.
- [86] **Sandvik**, Outils de tournage, Prduit pour l'usinage des métaux, Elanders, 2002.
- [87] **Sandvik**, Application guide : titanium machining. AB Sandvik Coromat. 2004. 12. Suède. 88p.
- [88] **Y. Déforge, A. Leynaud et C. Ortis**, Manipulations et travaux pratiques de métrologie, Dunod, 1971.
- [89] **P. Fallböhmer, C.A. Rodriguez, T. Özel, T. Altan**, High-speed machining of cast iron and alloy steels for die and mold manufacturing, *Journal of Materials. Processing Technology* 98, pp. 104-115.

- [90] **G. Schneider**, Cutting tool applications, Chapter 1, Prentice-Hall Publication, 2002, pp. 2-65.
- [91] **G. Brandt, A. Gerendas , M. Mikus**, Wear mechanisms of ceramic cutting tools when machining ferrous and non-ferrous alloys, Journal of the European Ceramic Society, Vol. 6, Issue 5, 1990, pp. 273-290.
- [92] **J.A. Arseculatne, L.C. Zhang, C. Montross**, Wear and tool life of tungsten carbide, PCBN and PCD cutting tools, International Journal of Machine Tools and Manufacture 46, 2006, 482-491.
- [93] **S.Y Luo, Y.S Liao et Y.Y Tsai**, Wear characteristics in turning high hardness alloy steel by ceramic and cBN tools, Journal of Material Processing. Technology 88, 1999, pp. 114-121.
- [94] **F. Nabhani**, Wear mechanisms of ultra-hard cutting tools materials, Journal. of Materials Processing Technology 115 (2001), pp. 402-412.
- [95] **J.D. Thiele, S.N. Melkote**, Effect of cutting edge geometry and work piece hardness on surface generation in the finish hard turning of AISI 52100 steel, Journal of Materials Processing, Technology, 94.
- [96] **T. Marusich, M. Ortiz**, Modelling and simulation of high speed machining, Int. Journal Numer. Meth. Engineering, 1995, Vol.38, p.3675 -369
- [97] **Z.C. Lin, S-P. Lo**, 2D discontinuous chip cutting model by using strain energy density theory and elastic-plastic finite element method, Int. Journal of Mech. Sciences Vol 43, 2001, p 381-398.
- [98] **M.R. Movahhedv, y. Altintas, M.s. Gadala**, Numerical analysis of metal cutting with chamfered and blunt tools, Transactions of ASME,vol. 124, 2002, p 178-188.
- [99] **Y-C. Yen, A. Jain, T. Altan**, A finite element analysis of orthogonal machining using different tool edge geometries, J. of Materials Processing Technology, Vol 146, 2004, p 72-81.
- [100] **T. Ozel, T. Altan**, process simulation using finite element method - Prediction of cuttin forces, tool stresses and temperatures in high-speed flat end milling, Int. Journal of Mach.Tools & Manufacture, vol 40, 2000, p.713-738.
- [101] **W. Grzesik, M. Bartoszuk, P. Nieslony**, Finite difference analysis of the thermal behaviour of coated tools in orthogonal cutting of steels, Int. Journal of Mach. Tools & Manufacture, Vol 44, 2004, p 1451-1462.

- [102] **T.D. Marusich, E. Askari**, Modeling residual stress and workpiece quality in machined surfaces, Metal cutting and High Speed Machining, 3rd Int. Conference on Métal Cutting and High Speed Machining, Metz, 2001.
- [103] **C.R. Liu, Y.B. Guo**, Finite element analysis of the effect of sequential cuts and tool-chip friction on residual stresses in a machined layer, Int. Journal of Mech. Sciences, Vol 42. 2000, p 1069 -1086
- [104] **F. Michaël**, Modélisation thermomécanique du fraisage de forme et validation expérimentale, Thèse de doctorat, pp. 262, Metz, 2004.
- [105] **F. ALI**, Modélisation et simulation thermomécanique de la coupe des métaux, Thèse de doctorat de l'Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers de Paris, 2001.
- [106] **J.L. BACARIA**, Un modèle comportemental et transitoire pour la coupe des métaux, Thèse de doctorat de l'Institut National Polytechnique de Toulouse, 2001.
- [107] **M. BARGE**, Etude Expérimentale et numérique des mécanismes de coupe par abrasion, Thèse de doctorat de l'Ecole Centrale de Lyon, 2005
- [108] **G. R. JOHNSON, W. H. COOK**, A constitutive model and data for metals subjected to large strains, strain rates and high temperatures, 7th Int. Symp. Ballistics, 1983, pp. 541-547.
- [109] **A. JUANICOTENA**, Etude théorique et expérimentale du comportement viscoplastique des matériaux aux grandes déformations et grandes vitesses de déformation, Thèse de doctorat, Metz, 1998.
- [110] **G. R JOHNSON, W. H. COOK**, Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures, Engineering Fracture Mechanics, 1985, vol. 21, pp. 31-48.
- [111] **J. LEMAITRE, J.L. CHABOCHE**, Mécanique des matériaux solides, Dunod, 2nd Ed, 1988, pp. 69-70.
- [112] **T.J. Burns, M.A. Davies**, On repeated adiabatic shear band formation during highspeed Machining, International Journal of Plasticity 18, 2002. 487-506.
- [113] **A.E. Bayoumi, J.Q. Xie**, Some metallurgical aspects of chip formation in cutting Ti-6wt,%Al-4wt,%V alloy. Materials Science and Engineering A 190. 1995. 173-180.
- [114] **J.Q. Xie, A.E. Bayoumi, H.M. Zbib**. A study on the shear banding in chip formation of orthogonal machining. International Journal of Machine Tools and Manufacture 36, 7. 1996. 835-847.
- [115] **R. Komanduri, T. Schroeder, J. Hazra**, On the catastrophic shear instability in high-speed machining of an AISI 4340 steel. Journal of Engineering for Industry 104. 1982. 121-131.

- [116] **J. Barry, G. Byrne**, The mechanisms of chip formation in machining hardened steels. Transactions of the ASME - Journal of Materials Science and Engineering 124. 2002. 528-535.
- [117] **A.Vyas , M.C. Shawn**, The mechanism of chip formation with hard turning steel, Annals of the CIRP Vol. 47-1 (1998) 77-82.
- [118] **T. Mabrouki, L. Deshayes, R. Ivester, J.-F. Rigal, K. Jurrens**, Material modelling and experimental study of serrated chip morphology, Proceedings of the Seventh CIRP International Workshop on Model. Machin, Operation ENSAM Cluny (France), April 4–5, 2004.
- [119] **K. Li, X.-L. Gao, J.W. Sutherland**, Finite element simulation of the orthogonal metal cutting process for qualitative understanding of the effects of crater wear on the chip formation process, J. Mater. Proc. Techn. 127/3 (2002) 309–324.
- [120] **Mabrouki, J.-F. Rigal**, A contribution to a qualitative understanding of thermo-mechanical effects during chip formation in hard turning, Journal of Materials Processing Technology 176 (2006) 214–221.
- [121] **R. Komanduri**, Machining and grinding, a historical review of classical papers, Applied Mechanics Reviews 46. 1993, 80-132.
- [122] **J. D. P. VELÁSQUEZ**, Etude des copeaux et de l'intégrité de surface en usinage à grande vitesse de l'alliage de titane TA6V, Thèse de doctorat, Metz, 2007.
- [123] **T.H.C. Childs, K. Maekawa, P Maulik**, Effects of coolant on temperature distribution in metal machining. Mater. Sci. Tech. 4. 1988. 1006-1019.
- [124] **ABAQUS** – Analysis user's manual – Abaqus Inc, 2003.
- [125] **J. BESSON, D. STEGLICH, W. BROCKS**, Modeling of plane strain ductile rupture, International Journal of Plasticity. 2003, vol. 19, pp. 1517–1541.
- [126] **D. P. FLANAGAN, T. BELYTSCHKO**, A uniform strainhexaedron and quadrilateral with orthogonal hourglass control – International Journal for Numerical Methods in Engineering. 1981, vol. 17, pp. 679–706.
- [127] **D.J. Benson**, A mixture theory for contact in multi-material Eulerian formulations, J. Comput. Meth. Appl. Mech. Eng. 140 (1997) 59–86.