

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE
Ministère De L'enseignement Supérieur Et De La Recherche Scientifique
Université Badji Mokhtar - Annaba



جامعة باجي مختار - عنابة

Faculté des sciences de l'ingénieur
Département de génie mécanique

THÈSE

Présenté pour obtenir le grade de

DOCTEUR

Spécialité : Mécanique

Soutenu publiquement

Par

Slimane Benchiheb

**Etude de l'interaction « outil - pièce »
lors de l'usinage des matériaux durcis**

Directeur de thèse : Pr. Lakhdar Boulanouar

Jury :

M^r. Mohammed Ouali, Professeur, Université de Blida

M^r. Lakhdar Boulanouar, Professeur, Université de Annaba

M^r. Mohamed Lamine Fares, Professeur, Université de Annaba

M^r. Mohamed Athmane Yallese, Maître de Conférences, Université de Guelma

Président

Rapporteur

Examineur

Examineur

02/05/2010

Remerciements

Ce travail a été réalisé au Laboratoire de Recherche Mécanique des Matériaux et Maintenance Industrielle (LR3MI) de l'université de Annaba sous la direction de Monsieur le Professeur Lakhdar Boulanouar. Je le remercie chaleureusement pour m'avoir guidé efficacement pendant ces quatre années en me faisant ainsi profiter de ses compétences, de ses conseils fructueux et de m'avoir permis de mener à terme cette thèse Scientifique.

Je remercie également Monsieur le Professeur Mohammed. Ouali qui m'a fait le plaisir et l'honneur de présider le jury de cette thèse.

J'exprime toute ma gratitude à Messieurs : Mohamed Lamine Fares, Professeur au département de métallurgie de l'université de Annaba et Mohamed Athmane Yallese, Maître de conférence au département de mécanique de l'université de Guelma qui m'ont fait l'honneur d'être des examinateurs de ma thèse et qui ont consacré de leur précieux temps à son évaluation. Je les remercie vivement pour l'intérêt qu'ils ont porté à mon travail.

Que soit également associé à ces remerciements Messieurs : Ahmed Hebbar Professeur à l'université de Mostaganem, Hichem Arioui Maître de conférence à l'université d'Yvry Val d' Essonne (France) et Abdelaziz Amirat de l'université de Annaba pour leurs aides précieuses.

J'adresse mes sincères remerciements à toutes celles et tous ceux qui m'ont aidé à différents stades de ce travail.

Enfin je dédie ce travail à toute ma famille.

في مجال الصناعة، مازالت طرق التحسين تعتمد كثيرا على المعارف المكتسبة خلال سنوات، و على تجارب مطولة و مكلفة. و لكن قبل وضع الحلول أو تطوير نماذج، من الضروري التمييز بدقة بين مختلف أنماط التلف، و التحكم في جميع العوامل المؤدية إلى تآكل أدوات القطع. في هذا الإطار يهدف هذا العمل لدراسة التأثير المتبادل للثنائية "أدوات القطع - المادة"، بهدف التحليل و إبراز الظواهر الناتجة عن تفاعل الثنائية السابقة. و ضمن آفاق التطبيقات الصناعية يعتمد هذا العمل على تطبيق المخططات التجريبية، و يحتوي على البحث على نظام قطع أمثل باستعمال طريقتي Steepest Descent و Newton Reflective Interior.

أعطت النتائج التجريبية أحسن مردود لمدة الحياة (T) بالنسبة لأدوات القطع للنتريد البوري المكعب (CBN 7020/7050) متفاوتة بذلك أقلام القطع الخزفية (CC 650)، كما أن حالات السطح كانت موافقة مع تلك التي تعرضت للتجليخ ($1,1 \mu m Ra \pi 0,2 \mu m$). كما سجلت أقلام القطع الخزفية حالة سطح خارج مجال التجليخ.

يعتبر نظام القطع الأمثل المتحصل عليه بالطرق المذكورة أعلاه لمختلف مواد أدوات القطع المختبرة، حلا بديلا لتشغيل الفولاذ 100 Cr6 المعالج، الذي يمكن استعماله في آلة التحكم العددي من جهة، و يستوفي توجيهات Sandvik من جهة أخرى.

الكلمات المفتاحية : تآكل - خشونة - النتريد البوري المكعب - fmincon - Steepest Descent.

ABSTRACT

In industry, the methods of optimization are still largely based on the knowledge obtained during years and long and expensive tests. But before setting up solutions or developing models, it is necessary to characterize in a precise way the various damaging modes and to control all the factors which lead to the wear of the tools. It is in this context that we plan in this work to study the reciprocal influence of the couple “tool - workpiece”, with an aim to interpret and or to put forward the phenomena resulting from the latter interaction. This work which raises many prospects for industrial applications is founded on the application of the experimental designs. It includes the search for an optimum relating to the mode of cut by the methods of steepest descent and that of Newton Reflective interieur. The experimental results show better output in terms of lifetime (T) in favour of tools CBN7020/7050, exceeding largely the black ceramics (CC 650) and of surface qualities comparable with those of grinding ($0,2 \mu\text{m} \pi \text{ Ra} \pi 1,1 \mu\text{m}$). The CC 650 recorded a surface quality out from these limits. The optimum relating to the mode of cut obtained respectively by the methods quoted above for various materials with tools tested, is regarded as an alternative solution with the machining of steel 100 Cr6 soak, exploitable on a machine with numerical control on one hand, and a satisfied report compared to the Sandvik recommendations on the other hand.

Key words: Wear - Roughness - CBN - Steepest Descent - fmincon.

RESUME

Dans l'industrie, les méthodes d'optimisation sont encore largement basées sur les connaissances acquises au cours des années et sur des essais longs et coûteux. Mais avant de mettre en place des solutions ou de développer des modèles, il est nécessaire de caractériser de manière précise les différents modes d'endommagement et de maîtriser tous les facteurs qui conduisent à l'usure des outils. C'est dans ce contexte que nous envisageons dans ce travail d'étudier l'influence réciproque du couple « outil - matière ». Ceci dans le but d'interpréter et de mettre en exergue les phénomènes issus de l'interaction du couple « outil - matière ». Ce travail qui relève des perspectives d'applications industrielles est fondé sur l'application des plans d'expériences. Il inclut la recherche d'un optimum relatif au régime de coupe par la méthode de la Plus Grande Pente (Steepest descent) et celle du Newton Réflective Intérieure. Les résultats expérimentaux ont donné lieu à un meilleur rendement en termes de durée de vie (T) en faveur des outils CBN7020/7050, dépassant ainsi de loin la céramique noire (CC 650) et des états de surfaces comparables à ceux de la rectification ($0,2 \mu\text{m} \leq Ra \leq 1,1 \mu\text{m}$). La CC 650 a enregistré un état de surface en dehors de ces limites. L'optimum relatif au régime de coupe obtenu respectivement par les méthodes citées ci-dessus pour les différents matériaux à outils testés est considéré comme une solution alternative à l'usinage de l'acier 100 Cr6 traité, exploitable sur une machine à commande numérique d'une part et un satisfecit par rapport aux recommandations Sandvik d'autre part.

Mots clés : Usure - Rugosité - CBN - Méthode de la Plus Grande Pente - fmincon.

SOMMAIRE

Listes des abréviations	8
Introduction générale	9

Chapitre I : Mécanismes et physique de la coupe des métaux

I.1. Les besoins liés à l'usinage.....	14
I.2. Usinage.....	15
I.3. Coupe orthogonale et paramètres associés.....	15
I.4. Développement des outils de coupe.....	17
I.5. Endommagement des outils de coupe.....	19
I.5.1. Introduction.....	19
I.5.2. Influence des paramètres de coupe sur l'usure.....	19
I.5.3. Mécanismes d'endommagement des outils.....	20
I.5.3.1. Introduction.....	20
I.5.3.2. Déformation plastique et fatigue.....	22
I.5.3.3. Usure par abrasion.....	22
I.5.3.4. Usure par adhésion : arête rapportée et attrition.....	23
I.5.3.5. Usure par diffusion.....	24
I.5.4. Formes d'usure.....	24
I.5.5. Critères d'usure et durée de vie des outils.....	25
I.5.5.1. Critères de surveillance de l'usure.....	25
I.5.5.1.1. Critères directs.....	25
I.5.5.1.2. Critères indirects.....	25
I.5.6. Modèles de durée de vie et modèles d'usure.....	27
I.6. Formation du copeau.....	28
I.6.1. Echelle macroscopique.....	29
I.6.2. Echelle microscopique.....	30
I.6.2.1. Copeau continu.....	30
I.6.2.2. Copeau avec arête rapportée.....	31
I.6.2.3. Copeau discontinu.....	31
I.6.3. Cas particuliers.....	32
I.7. Formation de couches blanches.....	34
I.8. Modèles analytiques de la coupe.....	36
I.8.1. Approche énergétique : Modèle de Merchant.....	36
I.8.2. Approche mécanique.....	37
I.8.3. Approche thermo - mécanique.....	37
I.8.4. Autres modèles de coupe.....	37
I.9. Analyse thermique de la coupe.....	39
I.9.1. Température à l'interface outil-copeau.....	42
I.9.2. Mesures indirectes de la température.....	43
I.9.3. Mesures directes de la température.....	43
I.9.3.1. Mesure de la température de coupe par thermocouple.....	43
I.9.3.2. Mesure de la température par la méthode optique.....	43
I.10. Caractéristiques des surfaces usinées.....	44
I.10.1. Définition des critères de rugosité.....	44
I.10.2. Etats de surface.....	45
I.10.3. Dimensions et formes.....	46
I.10.4. Modèles théoriques de la rugosité.....	47
I.11. Conclusion.....	48

Chapitre II : Outils d'aide à l'optimisation

II.1. La méthodologie des plans d'expériences.....	50
II.1.1. Introduction.....	50
II.1.2. Modèle mathématique.....	51
II.1.3. Choix du type de plan.....	51
II.2. Les Méthodes d'optimisation.....	52
II.2.1. Introduction.....	52
II.2.2. Modélisation mathématique d'un problème d'optimisation.....	52
II.2.3. Problème d'optimisation sans contraintes.....	53
II.2.4. Classification des méthodes d'optimisation.....	53
II.2.4.1. Méthodes déterministes.....	54
II.2.4.1.1. Méthode de la plus grande pente.....	54
II.2.4.2. Méthodes stochastiques.....	55
II.2.5. Problèmes d'optimisation contraints.....	56
II.2.5.1. Fonctions préprogrammées en MATLAB.....	56
II.2.5.2. Méthode de Newton Réflective Intérieure.....	58
II.2.5.3. Méthode du gradient conjugué préconditionné.....	60
II.3. Conclusion.....	61

Chapitre III : Partie expérimentale

III.1. Introduction.....	63
III.2. Présentation du matériel.....	63
III.3. Conditions expérimentales.....	63
III.4. Définition de l'acier utilisé.....	63
III.5. Matériaux à outils utilisés.....	66
III.6. Résultats des essais.....	67
III.6.1. Usure.....	67
III.6.2. Rugosité Ra.....	68
III.6.3. Précision dimensionnelle.....	69
III.6.4. Efforts de coupe.....	69
III.7. Précautions prises lors de ces essais.....	69
III.8. Conclusion.....	71

Chapitre IV : Analyse des résultats

IV.1. Analyse des résultats.....	73
IV.1.1. Analyse de l'usure obtenue par la méthode unifactorielle.....	73
IV.1.2. Analyse de l'usure obtenue par la méthode multifactorielle.....	82
IV.1.2.1. Influence de la vitesse de coupe sur la durée de vie.....	83
IV.1.2.2. Influence de l'avance sur la durée de vie.....	84
IV.1.2.3. Influence de la profondeur de passe sur la durée de vie.....	85
IV.1.3. Analyse de la rugosité obtenue par la méthode unifactorielle.....	86
IV.1.4. Analyse de la rugosité obtenue par la méthode multifactorielle.....	87
IV.1.5. Analyse de la précision dimensionnelle et morphologie du copeau.....	90
IV.1.6. Analyse des efforts de coupe.....	91
IV.1.7. Recherche de l'optimum.....	93
IV.1.7.1. Optimisation par la méthode de la Plus Grande Pente.....	94
IV.1.7.1.1. Surfaces de réponse pour le CBN 7020.....	94
IV.1.7.1.2. Recherche de l'optimum pour le CBN 7020.....	96
IV.1.7.1.3. Surfaces de réponse pour le CBN 7050.....	97
IV.1.7.1.4. Recherche de l'optimum pour le CBN 7050.....	99
IV.1.7.1.5. Surfaces de réponse pour la CC 650.....	100
IV.1.7.1.6. Recherche de l'optimum pour la CC 650.....	102
IV.1.7.2. Optimisation par la méthode de Newton Réflective Intérieure.....	103
IV.1.8. Conclusion.....	105
Conclusion Générale	107
Annexes I à IV	108
Travaux publiés	118
Références	119

LISTE DES ABRÉVIATIONS

ap	Profondeur de passe [mm]
f	Avance par tour [mm/tr]
F _t	Effort de coupe tangentiel [N]
F _r	Effort de coupe radial [N]
F _a	Effort de coupe axial [N]
∇f	Gradient de la fonction objective
∇ ² f	Matrices des dérivées secondes partielles
HRC	Dureté Rockwell
KT	Usure en cratère [mm]
K _c	Pression spécifique de coupe [N/mm ²]
R ²	Coefficient de détermination
R _ε	Rayon du bec de l'outil [mm]
L	Longueur d'usinage (passe) [mm]
R _a	Rugosité moyenne arithmétique (μm)
T	Tenue de l'outil [mn]
PC	Perte de cote [mn]
[V _b]	Usure en dépouille admissible [mm]
V _c	Vitesse linéaire de coupe [m/min]
α	Angle de dépouille [degré]
X _r	Angle de direction principale [degré]
γ	Angle d'attaque [degré]
λ	Angle d'inclinaison d'arête [degré]
S	Section du copeau [mm ²]
f _{mincon}	Routine d'optimisation non linéaire
F	Test de FISHER
t	Test de STUDENT

INTRODUCTION GENERALE

INTRODUCTION GENERALE

La coupe de métaux, procédé d'usinage dont l'origine est très ancienne, a connu une grande expansion avec la mécanisation de plus poussée des ateliers de fabrication. Malgré l'apparition de nouvelles techniques au cours des dernières années, elle reste à l'heure actuelle l'un des procédés les plus largement utilisés. Pour se convaincre de son importance économique, il suffit de considérer le volume des dépenses faite aux U.S.A. pour l'usinage des métaux. Il représente 5% du produit national brut, ce qui est énorme pour une seule technique [1].

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 qui le contrôle.

Depuis, les machines outils ont donc considérablement évoluées afin de répondre à des exigences telles qu'un meilleur rendement, une plus grande sécurité, une meilleure rigidité, de plus grandes vitesses de déplacement, une puissance accrue, une amélioration de la productivité, une diminution de l'usure des outils, etc,... En contre partie, l'amélioration de toutes ces performances fait ressortir un ensemble de phénomènes dont l'ignorance ne remettait pas en cause la fabrication traditionnelle des pièces mais dont l'importance ne peut être ignorée pour des conditions d'usinage à Grandes Vitesses [2].

Aujourd'hui, plus que jamais, les industriels cherchent à gagner du temps et à diminuer les coûts de fabrication tout en respectant l'environnement. En dépit de ces considérations, les concepts liés à l'usinage ont surtout évolué grâce à de nombreux essais expérimentaux sans bénéficier de vraies approches scientifiques. Ce n'est que récemment que des modèles numériques ont vu le jour. Cependant, la capacité de ces modèles à reproduire la coupe reste limitée, ce qui ne répond pas toujours aux attentes des industriels. Améliorer la fiabilité de ces modèles nécessite de palier le manque de données expérimentales nécessaires afin de confronter les simulations numériques. Ces données expérimentales et numériques vont par la suite permettre de mieux appréhender les différents mécanismes régissant l'interaction copeau-outil-pièce.

L'interface outil-copeau qui est générée lors d'un processus d'usinage par enlèvement de matière est un lieu d'interactions complexes entre phénomènes mécaniques, thermiques et physico-chimiques.

La surface de l'outil en contact avec le copeau subit diverses formes d'usure qui sont le résultat de mécanismes telles que l'adhésion, l'abrasion et la diffusion.

La qualité de la surface usinée ainsi que la durée de vie des outils dépendent largement des conditions dans lesquelles s'effectue la coupe. En particulier, l'emploi de fluides de coupe est un paramètre important puisqu'il permet de limiter l'élévation de la température dans les zones de coupe et d'établir la présence d'un film fluide entre les différentes surfaces, atténuant ainsi les effets du frottement. Cependant, dans le souci de protection de l'environnement et de la santé des opérateurs, la tendance actuelle est de limiter, et même de supprimer, l'emploi des lubrifiants [3].

L'usinage des aciers "durs" est un nouveau procédé qui fait appel à des outils de coupe performants et aux géométries de coupe particulières. Ce procédé a été développé pour remplacer des opérations très coûteuses, telles que la finition par abrasion, et pour protéger l'environnement en supprimant la lubrification (recours à l'usinage à sec). Malgré les avancées dont a bénéficié ce procédé, notamment la mise en service de nouveaux outils comme le CBN (Nitrure de Bore cubique), il n'est toujours pas répandu dans l'industrie. Le coût des plaquettes et le domaine de fonctionnement mal défini pour un couple outil-matière à usiner le rendent difficilement exploitable. De plus, la microstructure du matériau peut affecter le produit final et l'usure de ces plaquettes.

Dans l'industrie, les méthodes d'optimisation sont encore largement basées sur les connaissances acquises au cours des années et sur des essais longs et coûteux. Mais avant de mettre en place des solutions ou de développer des modèles, il est nécessaire de caractériser de manière précise les différents modes d'endommagement et de maîtriser tous les facteurs qui conduisent à l'usure des outils. C'est dans ce contexte que nous envisageons dans ce travail d'étudier l'influence réciproque du couple « outil - matière ». Ceci dans le but d'interpréter et ou mettre en exergue les phénomènes issus de l'interaction du couple « outil - matière ». Sachant dans ce cas le processus d'usinage se déroule dans des conditions très sévères, pouvant engendrer des répercussions considérables sur l'outil et la pièce. Ainsi l'impact sur la qualité, le coût et le délai de livraison du produit est de taille.

Le présent manuscrit est structuré en deux grandes parties autour desquelles s'articulent quatre chapitres qui renferment des généralités sur l'usinage, les méthodes d'optimisation employées, l'étude comportementale de l'acier 100 Cr6 étudié ainsi que l'analyse des résultats obtenus.

La première partie, qui repose sur le chapitre I, relate les fondements scientifiques concernant les phénomènes régissant le processus de coupe (liés à l'usinage et plus particulièrement la configuration de la coupe orthogonale) et fait référence aux différents résultats issus de la littérature.

Le chapitre II est consacré à la méthode des plans d'expériences utilisée par l'emploi des modèles correspondants ainsi qu'aux techniques d'optimisation où les méthodes les plus utilisées seront abordées.

La deuxième partie a trait aux travaux qui ont été réalisés. Celle-ci comporte deux chapitres. Dans le troisième chapitre, sont représentés les moyens et l'équipement utilisés ainsi que la méthodologie entreprise pour la réalisation de la partie expérimentale. Ce chapitre contient les résultats expérimentaux qui traitent principalement le suivi de l'usure en dépouille V_b et en cratère des différents matériaux à outils utilisés lors de l'usinage de l'acier à roulement 100 Cr6 traité. Nous nous sommes également intéressé aux techniques de mesure des efforts de coupe F_c et à l'état de surface produit (rugosité R_a).

Le dernier chapitre est réservé à l'interprétation et l'analyse des résultats expérimentaux obtenus par comparaison des performances des différents matériaux à outils citées (utilisées) dans le chapitre précédant. A cet effet, deux logiciels (Surfer 6 et Matlab) ont servis respectivement pour la modélisation des paramètres étudiés (V_b , F_c et R_a) et à la recherche d'un optimum relatif au régime de coupe.

Dans la partie finale de ce manuscrit, nous donnerons une conclusion relative à notre étude et les perspectives qui nous semblent essentielles et envisageables pour la suite de ces travaux.

**MECANISMES ET PHYSIQUE
DE LA COUPE DES METAUX**

I. MECANISMES ET PHYSIQUE DE LA COUPE DES METAUX

I.1. Les besoins liés à l'usinage

Depuis leur apparition, les techniques d'usinage ont subi de multiples améliorations. Les procédés de mise en forme des matériaux par enlèvement de matière n'ont cessé d'être remis en question afin de rester en phase avec les exigences industrielles, quelles soient économiques ou écologiques. Aujourd'hui, l'ingénieur de fabrication se doit donc de pouvoir répondre à une multitude de questions afin de réaliser rapidement des pièces avec la qualité demandée et à moindre coût.

Par exemple, dans le cas de l'usinage :

- Quel type de machine faut-il utiliser et suffira-t-elle en terme de puissance et de précision ?
- Quelles sont les conditions de coupe à utiliser pour minimiser l'endommagement des outils ou du matériau usiné ?
- Quelles sont les solutions à adopter lors de la conception des outils et dans quels matériaux doivent-ils être fabriqués pour améliorer leur durée de vie et/ou la qualité des états de surface des pièces usinées ?
- Quelles sont les propriétés mécaniques de la pièce après usinage ?
- Est-il possible d'usiner sans apport de lubrifiant ? ...

Il y aurait encore un nombre considérable de questions, dont il est difficile d'établir une liste exhaustive. L'état d'avancement des connaissances sur le plan fondamental ne peut apporter de réponse à toutes ces questions. En revanche, la technologie et les techniques d'usinage ont permis de faire évoluer et d'optimiser la production.

L'évolution de la technologie a été pour une grande part dans l'augmentation des vitesses de coupe et de la productivité de l'usinage, tout en permettant aussi une amélioration de la qualité des usinages.

Ainsi sont apparus et ont évolués en même temps que l'informatique, des centres d'usinage entièrement robotisés [4]. L'émergence récente des machines UGV a été rendue possible grâce aux progrès réalisés dans le développement des outils de coupe, aux avancées très récentes et considérables au niveau des broches des machines outils, des guidages, de transmissions de mouvement, des commandes numériques, et depuis la révolution industrielle du début du siècle dernier, les machines outils ont donc considérablement évoluées afin de répondre à des exigences telles qu'un meilleur rendement, une plus grande sécurité, une meilleure rigidité, de plus grandes vitesses de déplacement, une puissance accrue, une amélioration de la productivité, une diminution de l'usure des outils, etc.

En contre partie, l'amélioration de toutes ces performances fait ressortir un ensemble de phénomènes dont l'ignorance ne remettait pas en cause la fabrication traditionnelle des pièces mais dont l'importance ne peut être ignorée pour des conditions d'usinage à Grandes Vitesses.

I.2. Usinage

L'usinage est un procédé de génération de surfaces. Il consiste à créer une nouvelle surface par enlèvement de matière (formation de copeaux) en utilisant un outil coupant. Les caractéristiques de cette surface dépendent du couple outil-matière, c'est-à-dire des paramètres mis en jeu pendant la coupe (vitesse de coupe, vitesse d'avance, profondeur de passe ...).

En usinage, il existe plusieurs configurations utilisables selon le procédé de coupe (le fraisage, le rabotage, le tournage ...). Durant notre étude, nous nous intéresserons plus précisément à la technique d'enlèvement de matière par tournage suivant deux configurations : la coupe tridimensionnelle (le chariotage) et la coupe bidimensionnelle (connue sous le nom de coupe orthogonale).

En tournage, dans une opération de chariotage paraxial : la pièce et l'outil sont respectivement animés par un mouvement de rotation autour d'un axe bien défini et par un mouvement de déplacement parallèle à cet axe (Figure I.1). La rotation de la pièce définit la vitesse de coupe, quant au déplacement de l'outil, il définit la vitesse d'avance. La configuration de ces deux mouvements associés à la géométrie de l'outil permet d'obtenir la création du copeau.

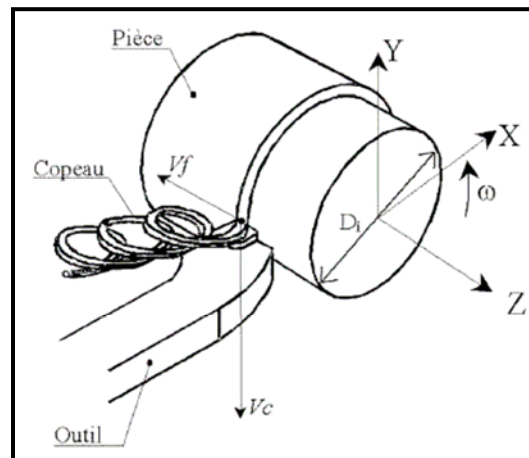


Figure I.1 Représentation du tournage (chariotage).

I.3. Coupe orthogonale et paramètres associés

La coupe orthogonale est définie lorsque la matière est usinée avec une seule arête de coupe qui doit être rectiligne et perpendiculaire à la direction donnée par la vitesse de coupe et à la direction donnée par l'avance de l'outil (Figure I.2). En général, elle n'est utilisée dans l'industrie que pour une opération de séparation (tronçonnage) ou pour rainurer des tubes.

En usinage, la coupe orthogonale est la configuration la plus simple. En occultant les effets de bords nous pouvons considérer que l'on se trouve dans un état de déformation plane. En effet, contrairement au chariotage qui est un problème tridimensionnel, la coupe orthogonale peut se ramener à un problème plan (écoulement plan de la matière) car l'épaisseur du copeau reste faible vis à vis de sa largeur.

Cette configuration est largement utilisée par les scientifiques puisqu'elle permet d'isoler la formation du copeau et ainsi faciliter la compréhension de la coupe et conduire à une grande simplification pour les simulations analytiques ou numériques de l'opération de coupe. Elle a été utilisée pour la première fois dans l'approche analytique de Merchant [5,6].

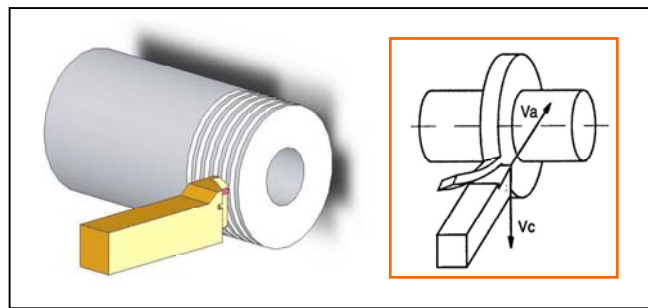


Figure I.2 Représentation de la coupe 2D (coupe orthogonale).

Les paramètres classiques caractéristiques de la coupe orthogonale sont répertoriés dans le tableau I.1. C'est la valeur de l'angle de direction d'arête $Kr = 90^\circ$ qui traduit le caractère de coupe orthogonale.

a_p	Profondeur d'avance	W	Largeur de coupe
R_ϵ	Rayon de bec d'outil	γ	Angle de coupe de l'outil
α	Angle de dépouille de l'outil	Kr	Angle de direction d'arête
V_c	Vitesse de coupe	V_a	Vitesse d'avance
F_c	Effort de coupe	F_a	Effort d'avance

Tableau I.1 Paramètres associés de coupe.

Une hypothèse simplificatrice supplémentaire communément employée consiste à ne prendre en considération qu'une présentation bidimensionnelle, en déformations planes, du processus.

I.4. Développement des matériaux des outils de coupe

L'industrie sidérurgique se veut une industrie très innovante qui travaille en collaboration avec ses clients afin d'améliorer ses produits. Un chiffre montre cette volonté : 50% de matériaux nouveaux tous les 5 ans. L'industrie a ainsi fait évoluer les matériaux d'usinage [7].

L'évolution des matériaux constituant les outils de coupe a été une source de gain de productivité très importante pour l'industrie. Elle a entraîné, au cours du XX^{ième} siècle, un doublement de la productivité tous les dix ans (Figures I.3 et I.4).

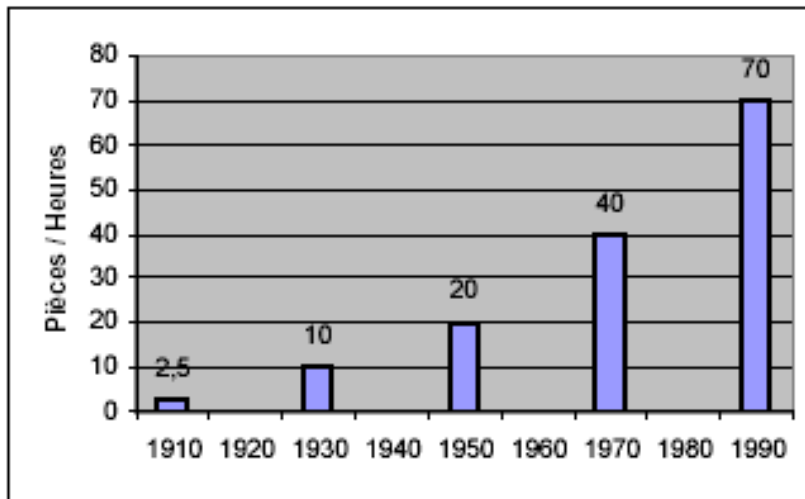


Figure I.3 Augmentation de la productivité en usinage (Acier) [8].

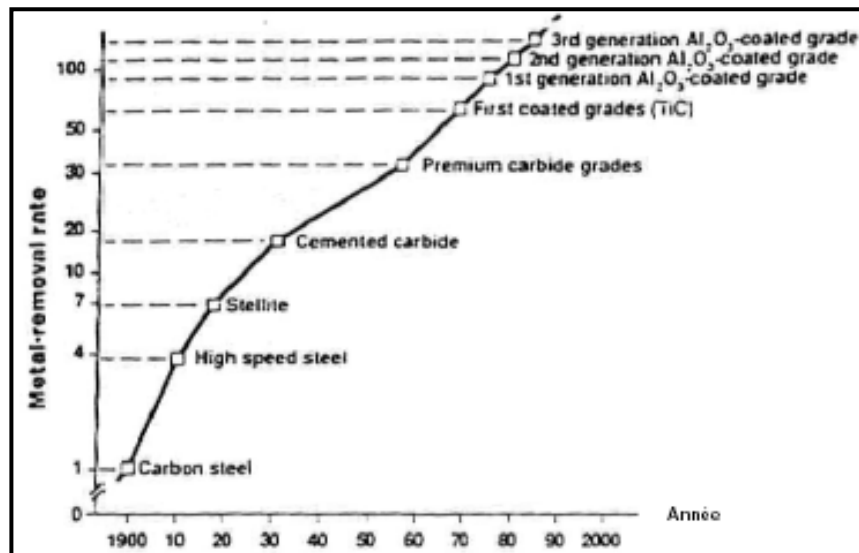


Figure I.4 Augmentation de la productivité due à l'évolution des matériaux des outils de coupe [8].

Cette amélioration de la productivité résulte d'un accroissement important des vitesses de coupe permises, grâce à l'amélioration des performances des matériaux des outils. Elle résulte aussi des études et travaux à la fois techniques et fondamentaux portant sur les propriétés suivantes des matériaux [9] :

- la dureté : pour combattre l'usure ;
- la résistance mécanique à chaud pour supporter les échauffements à grande vitesse ;
- la ténacité pour encaisser les chocs dus aux interruptions d'usinages (vibrations) ;
- l'inertie chimique pour éviter les dégradations de l'outil par diffusion d'impuretés en provenance de la pièce usinée.

Les Figures I.5a et I.5b schématisent la position des classes de matériaux utilisés dans un diagramme (dureté-température, dureté-ténacité) et permet d'entrevoir que les domaines d'applications de chaque classe doivent être spécifiques.

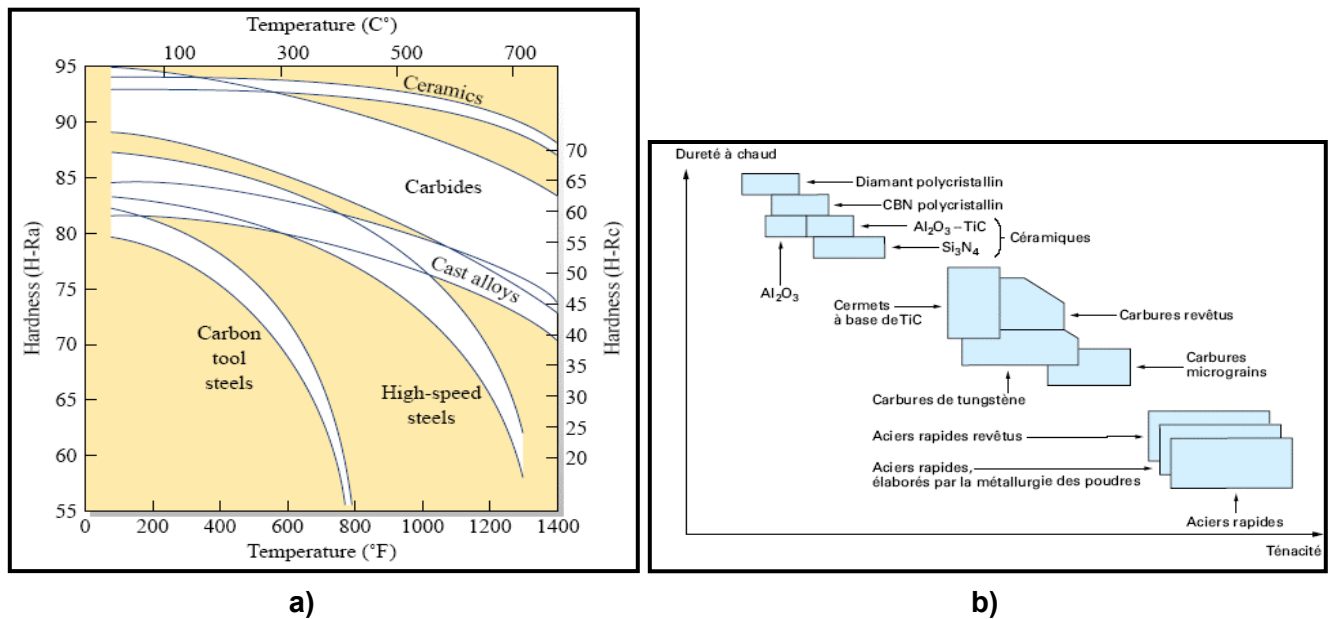


Figure I.5 Comparaison de matériaux de coupe [10].

Le tournage des aciers durcis par trempe (dureté > 45 HRC) nécessite l'utilisation de matériaux composants ayant d'excellentes propriétés de dureté à hautes températures, de résistance à l'usure et de stabilité chimique.

C'est l'avènement des outils comme les carbures micro-grains revêtus, les céramiques, les CBN et le diamant qui a rendu possible l'exploitation industrielle de cette technologie. Une définition de ces outils est donnée à l'annexe I.

Les conditions optimales d'usinage pour un couple outil-matière donné ne sont pas faciles à déterminer. Elles doivent être établies par une série de tests rigoureux tout en tenant compte du choix des matériaux à outils. Dans la suite de ce travail, des matériaux à outils seront présentés par une exploitation pour le tournage de l'acier 100 Cr6.

En outre, les outils sont également caractérisés par leur géométrie. Une partie de notre travail consiste à analyser les résultats fournis par les plaquettes utilisées lors de la campagne d'essais.

I.5. Endommagement des outils de coupe

I.5.1. Introduction

Le choix des meilleures conditions d'usinage vis-à-vis de l'usure, que ce soit avec des vitesses conventionnelles ou à grande vitesse, consiste à trouver les conditions de coupe en tournage, en établissant un compromis entre la vitesse de coupe et la durée de vie des outils.

La durée d'utilisation de l'outil étant limitée par son degré d'usure, il en résulte que les temps d'usinage sont en rapport direct avec l'usure. Le coût de l'usinage, qui intéresse en définitive l'entreprise, est une conséquence de la tenue des outils à l'usure. Les méthodes pour la recherche des conditions opératoires d'un Couple Outil-Matière mettent en évidence la nécessité d'établir la capacité d'usinabilité avant tout autre mesure de ces caractéristiques.

La qualité du travail d'un outil dans le processus d'usinage dépend de son degré d'usure. L'importance de cette usure a une influence directe sur :

- La qualité et la précision dimensionnelle de la surface obtenue ;
- La tenue de l'outil dans le temps ;
- La puissance nécessaire à la coupe.

La définition de la durée de vie T d'un outil selon la norme ISO 3685 :
« C'est le temps de coupe total d'un outil nécessaire pour atteindre un critère de durée de vie spécifique ».

Il faudra donc maîtriser cette durée de vie ainsi que son évolution par rapport aux paramètres d'usinage. Dans la pratique, on pourra ramener cette durée de vie à des éléments plus concrets sur le poste de travail comme un volume de copeau produit entre deux changements d'arête, un nombre de pièces usinées entre deux changements d'arêtes ou une longueur d'usinage entre deux changements d'arêtes.

I.5.2. Influence des paramètres de coupe sur l'usure

On peut observer deux grands groupes de paramètres dans le processus de coupe (Figure I.6). Le premier situé au dessus des lignes en pointillées horizontales est formé par les paramètres d'entrées (matière usinée et les conditions de coupe) à l'exception des vibrations d'outils :

- Vitesse de coupe : La température de coupe étant croissante avec la vitesse de coupe. Ce paramètre aura une très grande influence sur l'usure ;
- Avance : Les grandes avances font augmenter l'intensité des efforts de coupe et diminuent la durée de vie de l'outil ;
- Profondeur de passe : La variation de la profondeur de passe modifie légèrement l'écoulement de la chaleur de long de l'arête tranchante son influence reste modeste sur l'usure ;
- Matériau usiné : Son influence sur l'usure dépend de ses propriétés physiques (conductibilité thermique), de ses propriétés mécaniques (pression spécifique de coupe) et de ses propriétés chimiques (% de ce certains éléments d'addition) ;
- Lubrification : Son influence permet une amélioration de 25% sur la durée de vie.

Le second groupe est formé par les paramètres de sorties physiques et mécaniques de l'outil (géométrie et composition du matériau de l'outil, dureté, efforts et propriétés thermiques). Des chercheurs comme Ber. A et Martin. P ont observé que les différents mécanismes de l'usure interviennent pour différentes plages de vitesse [11]. L'usure par abrasion est la plus forte à basses vitesses, mais lorsque la vitesse augmente, l'usure adhésive devient de plus en plus dominante et l'effet d'abrasion diminue ou disparaît.

La température est une fonction de la vitesse, l'excès de la chaleur catalyse le phénomène d'usure [12,13]. Diminuer la chaleur dans le système d'usinage est une méthode naturelle pour contrôler la vitesse et le niveau d'usure. Comme les propriétés thermiques sont supposées constantes, la seule manière de changer les conditions thermiques est d'agir par des moyens extérieurs au système, tel que (géométrie et composition du matériau de l'outil, dureté ... etc).

La connaissance des mécanismes d'endommagement est un aspect très important de la coupe des métaux car l'usure des outils participe pour une grande part dans le coût des opérations d'usinage.

I.5.3. Mécanismes d'endommagement des outils

I.5.3.1. Introduction

La connaissance des mécanismes d'endommagement est un aspect très important de la coupe des métaux car l'usure des outils participe pour une grande part dans le coût des opérations d'usinage. Le changement de la géométrie des outils, corollaire de l'usure, modifie les conditions de coupe et par conséquent détériore la qualité de l'usinage.

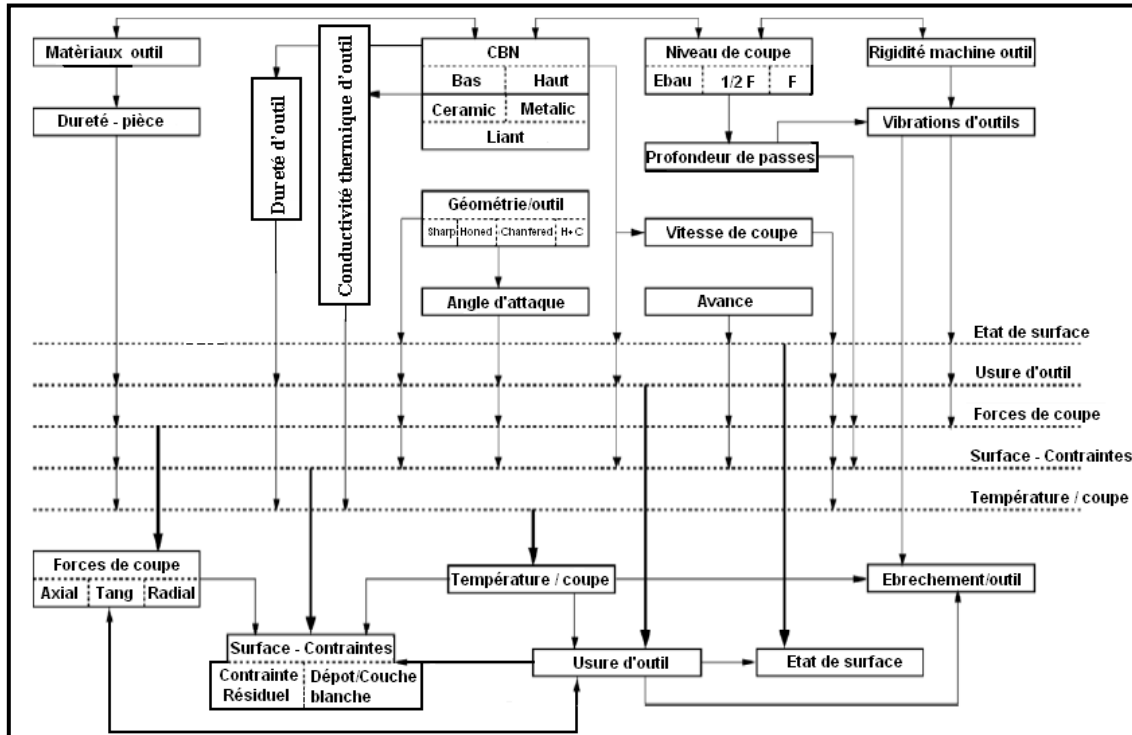


Figure I.6 Interaction entre les différents facteurs dans le tournage dur (TD).

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 ou 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 (Figure I.7).

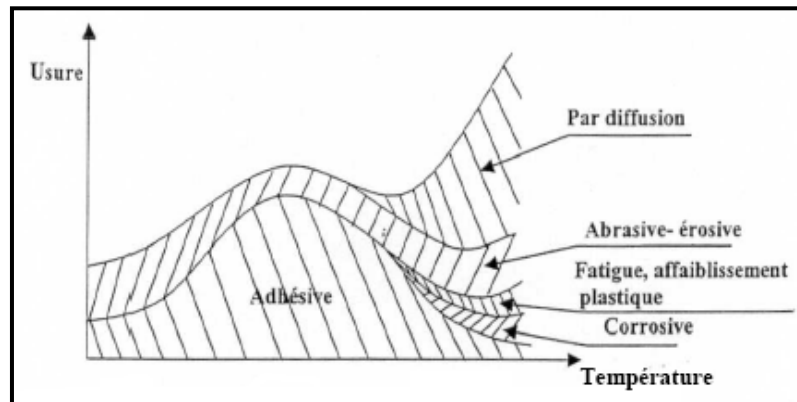


Figure I.7 Usure présentée comme une fonction de la température [14].

I.5.3.2. Déformation plastique et fatigue

Les déformations plastiques se produisent sous l'effet combiné des grandes pressions et des grandes températures générées pendant l'usinage. Elles apparaissent au niveau de la pointe de l'outil et sur la face de coupe de celui-ci (Figure I.8). Les conditions d'usinage sévères (grandes vitesses de coupe et grandes avances) ainsi que la dureté élevée de certaines 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. La fatigue des outils est due aux combinaisons des phénomènes thermiques et mécaniques. Les fluctuations de la température, le chargement et le déchargement des efforts peuvent en effet conduire à la fissuration des outils et/ou à l'effondrement des arêtes de coupe.

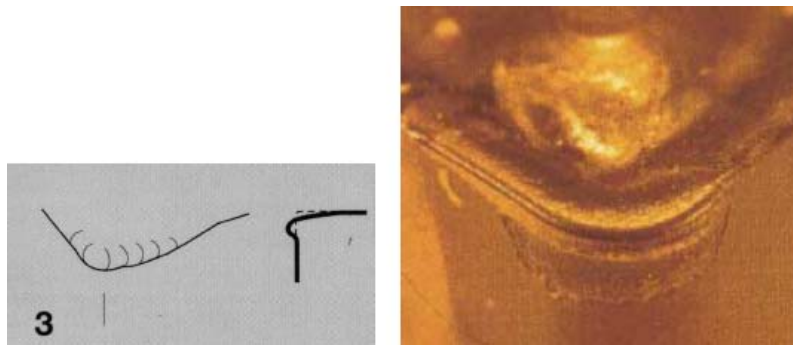


Figure I.8 Usure par déformation plastique (SANDVICK Coromant) [15].

I.5.3.3. Usure par abrasion

L'usure par abrasion se caractérise par la formation de bandes striées 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 par abrasion apparaît donc à la fois sur la face de coupe (Figure I.9a) et sur la face de dépouille des outils (Figure I.9b). Ce sont les particules dures qui sont à l'origine de cette usure. Elles peuvent être présentes dans la pièce sous la forme d'inclusions et de précipités ou provenir de l'outil lui-même par d'autres mécanismes d'usure telle que l'adhésion. De micro copeaux sont ainsi arrachés à l'outil par ces éléments durs qui sont sans cesse renouvelés au cours de l'usinage. L'usure par abrasion est l'usure dominante quand le contact à l'interface outil-copeau est essentiellement du glissement [16].

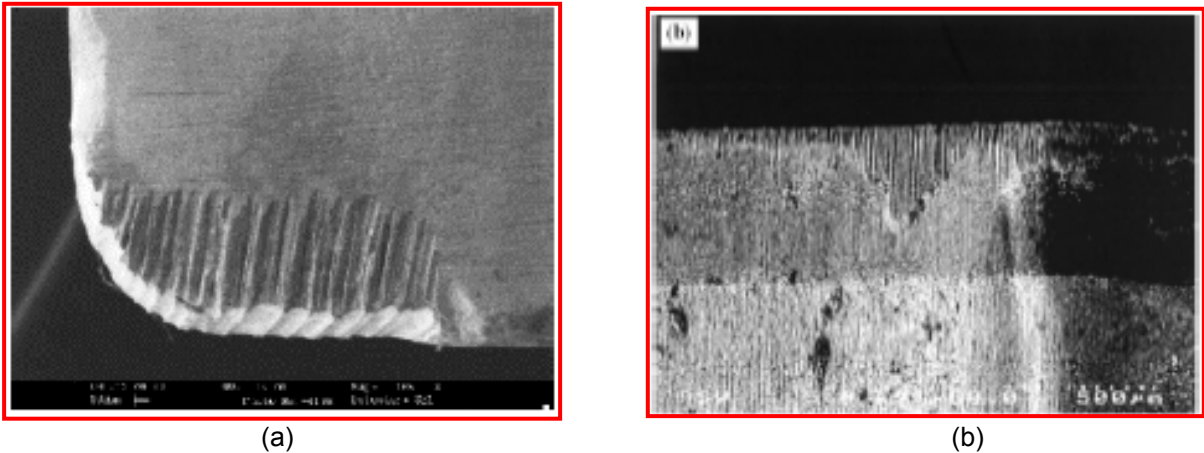


Figure I.9 Usure par abrasion (a) sur la face de coupe après usinage d'alliage de titane, [17] (b) sur la face de dépouille après usinage de Duralcan. [18]

I.5.3.4. Usure par adhésion : arête rapportée et attrition

Sous l'effet de la pression, de véritables soudures se créent entre l'outil et le copeau par écrasement/entrelacement des aspérités ou par des phénomènes d'adsorption et de solubilité s'il existe une affinité chimique entre les atomes qui constituent les deux surfaces. Lorsque les jonctions formées se rompent, des 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 macroscopique (Figure I.10a) que l'on appelle arête rapportée («Built-Up Edge»).

Comme l'arête rapportée (BUE) a tendance à grossir, elle devient instable et finit par se briser. Une partie de la matière est emportée par le copeau, le reste peut passer sous l'arête de coupe et coller à la surface de la pièce. Le processus de formation et de destruction de l'arête rapportée peut se répéter plusieurs fois au cours d'un usinage causant une variation périodique de l'avance et de l'angle de coupe. Il en résulte une modification importante des dimensions souhaitées du produit fini et une détérioration de son état de surface. L'évacuation des fragments de copeaux adhérents ou de l'arête rapportée peut s'accompagner d'arrachement d'une partie de la couche superficielle de l'outil sur laquelle s'est constitué le dépôt, ce phénomène d'usure est appelé attrition. Il est encore plus néfaste vers la fin de l'usinage au moment où l'outil se désengage de la pièce et l'arête rapportée expulsée.

Le mécanisme de formation d'arête rapportée est encore mal connu, mais il est généralement associé au phénomène d'écrouissage de la matière qui semble être prédominant dans la formation du copeau aux faibles vitesses de coupe, [19]. L'utilisation de vitesses de coupe suffisamment élevées permet souvent de limiter l'apparition de l'arête rapportée (Figure I.10b).

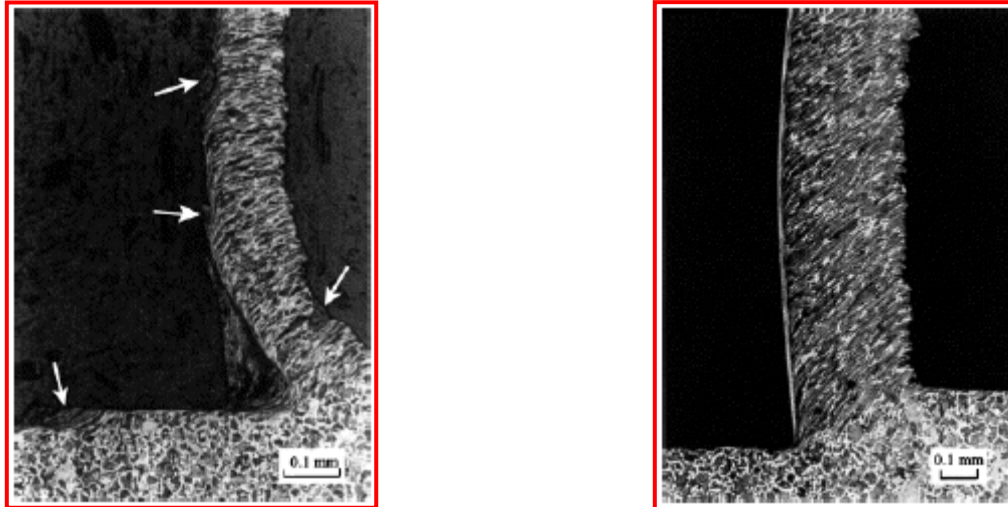


Figure I.10 Coupe orthogonale d'acier [20] (a) $V_c=0,5$ m/s, $f=0,2$ mm/tr, les flèches blanches indiquent les dépôts de matière laissés sur la pièce après l'évacuation de l'arête rapportée, (b) $V_c=2$ m/s, $f=0,2$ mm/tr.

I.5.3.5. Usure par diffusion

Les mécanismes d'usure des outils par diffusion ont fait l'objet de plusieurs études poussées [16,21]. Aux grandes vitesses de coupe, le gradient de températures à la surface copeau/outil est particulièrement important. Une couche de glissement facile, se constitue avec fluage du matériau du copeau.

La vitesse de diffusion éventuelle d'un élément d'alliage de l'outil dans le copeau est très grande en raison des températures atteintes, d'autant plus que cet élément est absent du matériau usiné. Comme il y'a renouvellement continu du copeau, la « demande » en élément diffusant reste constante au cours de l'opération [22].

I.5.4. Formes d'usure

L'observation de la partie active de l'outil fait apparaître les mécanismes d'usure caractéristiques qui correspondent aux conditions dans lesquelles l'outil travaille (Figure I.7). Les formes d'usure des outils de coupe dépendent essentiellement de la nature de l'outil, du matériau usiné, des conditions de coupe et du type d'usinage. La relation décrivant l'effet du temps d'usinage sur l'usure d'un outil est illustrée par la Figure I.11. Les principales formes d'usure rencontrées sur la partie active d'un outil sont données à l'annexe II.

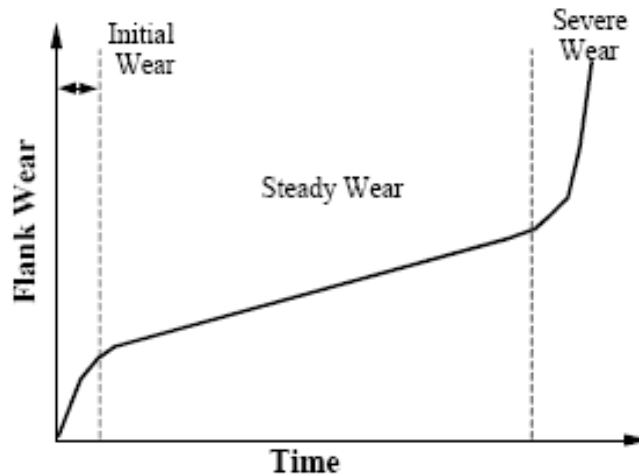


Figure I.11 Evolution de l'usure en dépouille en fonction du temps.

I.5.5. Critères d'usure et durée de vie des outils

I.5.5.1. Critères de surveillance de l'usure

Les critères usuellement utilisés pour des outils en carbures et notamment ceux recommandés par la norme en vigueur concernant l'usure des outils de coupe la norme **NF E 66 505**, se rangent en deux catégories décrites ci-dessous.

I.5.5.1.1. Critères directs

Ils sont basés sur l'évolution de l'usure (Figure I.11) tel que [23] :

- Critère d'usure frontale, caractérisé par une largeur limite V_b limites de la bande d'usure sur la face en dépouille de l'outil ;
- Critère de cratérisation, défini par la valeur limite de la profondeur du cratère K_T limites ou par la valeur limite du rapport de cratérisation K_T/K_M ou par une valeur limite de l'angle de cratérisation γ_c ;
- Critère de « mort d'outil », utilisé principalement pour les outils en acier rapide ;
- Critère d'usure volumétrique ou massique caractérisé par la perte en poids de l'outil, mesurée par pesée ou à l'aide de traceurs radioactifs ;
- Critère basé sur les variations de cotes des surfaces usinées, actuellement utilisé pour la détermination de l'usinabilité des aciers.

I.5.5.1.2. Critères indirects

Ils sont basés sur la variation de certaines grandeurs physiques de la coupe en fonction de l'usure de l'outil, Par exemple :

- Les efforts et le travail spécifique de coupe ;
- La rugosité de la surface usinée ;
- La température à la pointe de l'outil.

D'un point de vue pratique, l'usure frontale est la plus importante à considérer puisqu'elle détermine l'état de surface de la pièce usinée et la précision dimensionnelle. Dans le cas des outils en acier rapide, les mesures de l'usure frontale présentent une dispersion importante due principalement à l'hétérogénéité des aciers à outils et de la matière usinée et la présence d'une zone morte au voisinage du bec, qui se traduit par l'apparition d'une arête qui protège la face en dépouille dans certains cas. Les critères directs les plus utilisés sont ceux de l'usure en dépouille limite Vb_{max} et l'usure en cratère limite KT_{max} (Figure I.12).

On peut aussi rencontrer des critères indirects qui seront considérés dans cette étude et qui sont basés sur la variation de certaines grandeurs physiques de la coupe en fonction de l'usure de l'outil. Nous retiendrons la rugosité comme critère indirect de la surface usinée pour notre étude sur le tournage d'un acier dur (100 Cr6) avec des plaquettes en CBN et céramiques.

Pour des usinages courants en mécanique générale ou en outillage, les limites acceptables pour l'usure en dépouille et l'usure en cratère selon la norme NF E 66 505 sont les suivants :

Une largeur moyenne de la bande d'usure frontale de $Vb = 0,3 \text{ mm}$ si elle est uniforme, ou une largeur maximale $Vb_{max} = 0,5 \text{ mm}$, si elle est irrégulière. Une profondeur maximale du cratère égale à : $KT = (0,1+0,3.f) \text{ mm}$ ou $KT = 0,15 \text{ mm}$.

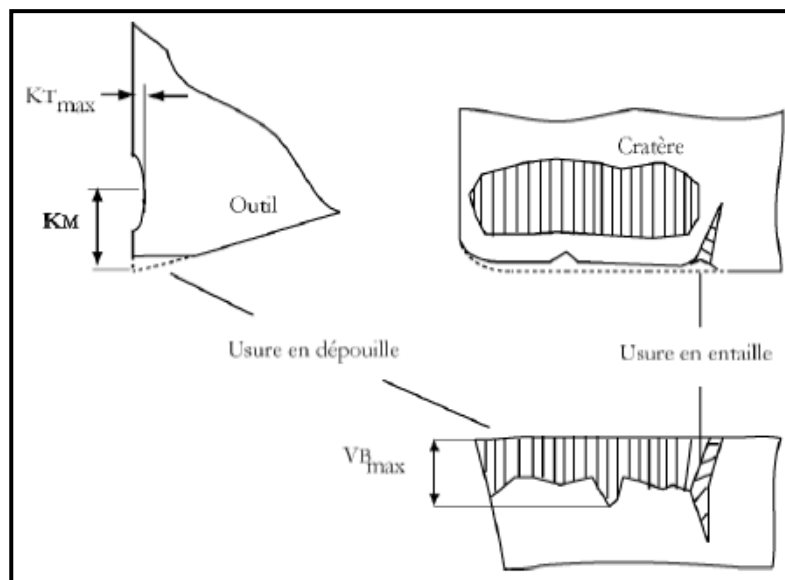


Figure I.12 Manifestation et mesures des usures.

I.5.6. Modèles de durée de vie et modèles d'usure

La durée de vie d'un outil est le temps de coupe total nécessaire pour atteindre 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, VN, KT...). L'analyse de l'endommagement se fait très souvent en considérant l'usure sur la face de dépouille car cette dernière influence directement la qualité de la surface de la pièce. Pour un outil en carbure, les critères suivants sont recommandés par la norme ISO : (a) hauteur moyenne VB = 0,3 mm, (b) hauteur maximale $VB_{max} = 0,6$ mm (c) usure en entaille VN = 1 mm (tournage de finition). A partir des critères d'usure, on établit des modèles de durée de vie. La plus ancienne et la plus utilisée est celle de Taylor (équation I-01) ou de Taylor modifiée (équation I-02)

$$V_c \cdot T^n = C_1 ; \quad (I-01)$$

$$V_c^p \cdot f^q \cdot a_p^r \cdot T = C_2 ; \quad (I-02)$$

Ces équations décrivent la relation entre la durée de vie T et les paramètres de coupe comme la vitesse de coupe V_c , l'avance f et la profondeur de passe a_p . Elles font intervenir des constantes (C_1 , C_2 , n, p, q, r) qui doivent être identifiées expérimentalement pour chaque couple outil/matière considéré et pour chaque procédé d'usinage.

Contrairement aux modèles de durée de vie, les modèles d'usure décrivent le volume de matière perdu dans les zones de contact de l'outil en les reliant à des paramètres physiques comme la température ou les contraintes appliquées sur l'outil. Par exemple, le modèle de Takeyama et Murata [24] (équation I-03) décrit la formation du cratère par l'action combinée de l'abrasion et de la diffusion :

$$\frac{dW}{dt} = G(V_c, f) + D \exp(-E/RT) \quad (I-03)$$

Où dW/dt est le volume de matière perdu par unité de surface de contact et unité de temps, G une fonction de la vitesse de coupe et de l'avance, D une constante, E est l'énergie d'activation du processus, R la constante des gaz parfaits et T la température à l'interface.

D'autres auteurs [25] s'appuient sur la théorie de l'usure par adhésion pour décrire la formation des cratères (équation I-04) :

$$\frac{dW}{dt} = A \sigma_n V_i \exp(-B/T) \quad (I-04)$$

Où, σ_n la contrainte normale à la face de coupe, V_i la vitesse de glissement du copeau, A et B sont des constantes. Mais, comme pour les modèles de durée de vie, les modèles d'usure nécessitent la détermination expérimentale de constantes qui dépendent du couple outil/matière et du procédé d'usinage.

Pour avoir une approche totalement prédictive et se libérer des constantes non physiques, le modèle d'usure doit inclure la modélisation même du mécanisme d'usure. Molinari et Nouari [26] ont par exemple proposé un modèle d'usure par diffusion (équation I-05) en considérant la température de contact comme le paramètre principal contrôlant la diffusion à l'interface outil/copeau :

$$dM(x, t) = 2 a_p dx \left[\sqrt{\frac{t D_{iL}(T_{int}(x))}{\pi}} \right] [(C_{i1}^0 - C_{i2}^0)] \quad (I-05)$$

Où dM est la masse perdue par l'outil à l'instant t à travers un élément de surface de l'outil, la distance à partir de la pointe de l'outil, a_p la profondeur de passe, $T_{int}(x)$ la distribution température à l'interface outil-copeau, D_{iL} le coefficient de diffusion de l'espèce i dans l'outil, C_{i1}^0 et C_{i2}^0 les concentrations initiales d'une espèce i dans l'outil et le matériau usiné. Ce modèle d'usure permet de prédire la forme et l'évolution du cratère K au cours de l'usinage (équation I-06) :

$$K(x, t) = \frac{2}{\rho_{outil}^0} \sum_{i=1}^n \left[\sqrt{\frac{t D_{iL}(T_{int}(x))}{\pi}} \right] [(C_{i1}^0 - C_{i2}^0)] \quad (I-06)$$

Où ρ est la masse volumique initiale de l'outil et la loi de durée de vie T s'écrit sous la forme (équation I-07) :

$$T = \left[\frac{K_{T(lim)} \rho_{outil}^0 \sqrt{\pi}}{2 \sum_{i=1}^n (C_{i1}^0 - C_{i2}^0) \sqrt{D_{iL}(T_{max})}} \right]^2 \quad (I-07)$$

Où T_{max} est la valeur maximale de la température à l'interface et $K_{T(lim)}$ la profondeur limite du cratère au-delà de laquelle l'outil est considéré hors service.

I.6. Formation du copeau

La compréhension des différents phénomènes qui interviennent lors du tournage est complexe et pas encore maîtrisée. L'enlèvement de matière se fait par action mécanique d'un outil coupant (Figure I.13). Dans le cas de la coupe orthogonale en régime stationnaire, la force exercée par l'outil lors de son engagement dans la matière provoque, à l'échelle mésoscopique, une forte compression de la matière (une déformation plastique et un échauffement considérable) et engendre une zone de cisaillement intense entre la pointe de l'outil et la surface externe du copeau.

Cette zone est appelée zone de cisaillement primaire (ZI) et c'est aussi la zone de formation de copeau [4]. En outre, le copeau formé s'écoule et frotte sur la face de coupe de l'outil. Ce frottement intense génère la zone de cisaillement secondaire (ZII) [27]. Cette dernière est constituée d'une fine bande de frottement intense entre le copeau et l'outil et d'une autre bande d'influence du frottement du copeau sur l'outil (cisaillement secondaire) [28,29]. De plus, pendant l'avance de l'outil, la face en dépouille de ce dernier frotte sur la nouvelle surface et produit une troisième zone de cisaillement nommée zone de cisaillement tertiaire ZIII.

Ainsi et comme le montre la Figure I.13, la formation du copeau peut être décrite en définissant différentes zones d'absorption de l'énergie mécanique apportée lors de la coupe, une zone de forte pression hydrostatique au niveau de la pointe de l'outil et les trois zones de cisaillement citées précédemment.

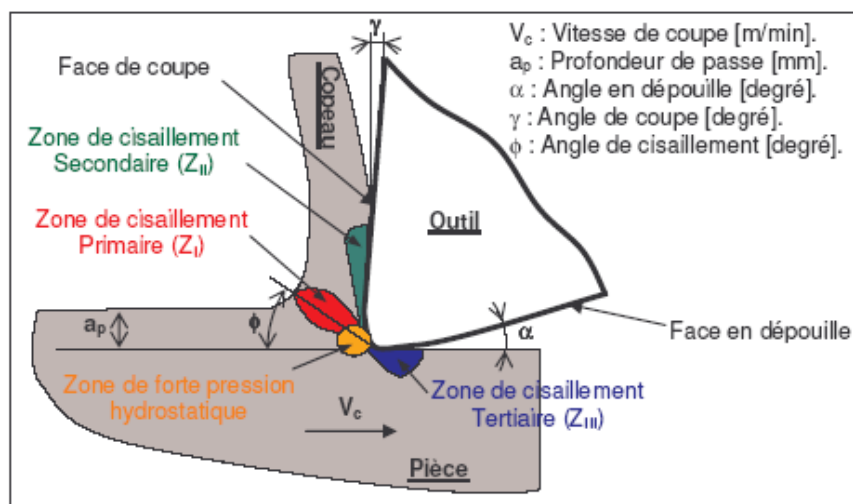


Figure I.13 Les différentes zones de déformation lors de la formation d'un copeau en coupe orthogonale.

Le phénomène complexe de formation de copeau dépend également fortement de :

- La rhéologie du matériau usiné (matériau dur, matériau à usinabilité Amélioré, ...etc.) ;
- Les propriétés thermo-physiques du matériau usiné et usinant ;
- La nature et la géométrie de l'outil ;
- La nature du contact outil-copeau ;
- La nature de l'opération effectuée (coupe orthogonale, chariotage, ...etc.) ;
- Procédé d'usinage utilisé (usinage dur, usinage avec assistance, ...etc.).

I.6.1. Echelle macroscopique

D'un point de vue macrographique, la forme des copeaux varie et dépend des conditions d'usinage et du couple outil/matière. La Figure I.14 présente les différentes formes macrographiques de copeaux obtenus en usinage, classées selon la norme ISO 3685.

I.6.2. Echelle microscopique

Pour mieux comprendre les mécanismes de génération de copeaux, plusieurs auteurs [30,31] ont eu recours à des essais de coupe interrompue. Ce type de test permet à la fin de l'essai de conserver la racine du copeau attachée à la pièce, et de donner ainsi des informations sur le mécanisme mis en jeu lors de la génération du copeau.

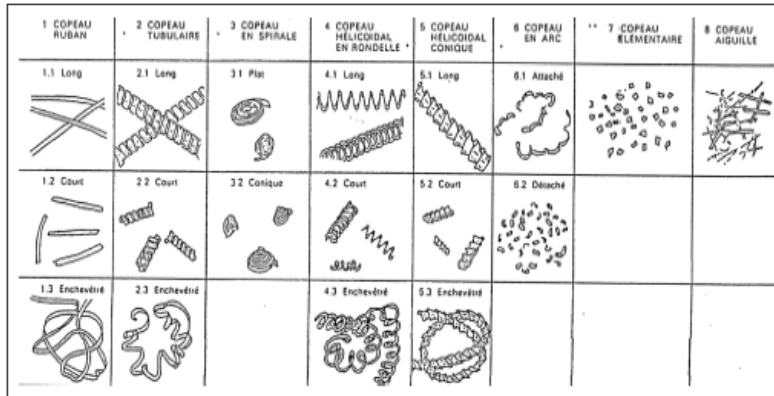


Figure I.14 Formes macrographiques de copeaux classées selon la norme ISO 3685.

Les mécanismes de génération de copeaux et les phénomènes thermomécaniques intervenant conduisent, à l'échelle micrographique, à la formation de copeaux de natures et de morphologies très différentes. Les copeaux peuvent être classifiés suivant trois grands groupes : copeau continu, copeau avec arête rapportée, copeau discontinu.

I.6.2.1. Copeau continu

La Figure I.15 donne un exemple de copeau continu obtenu par Le Calvez pendant l'usinage d'un acier 32CrMoV13 d'une dureté de 270 Hv avec une nuance d'outil en Cermet. Lors de la génération d'un copeau continu, la valeur de la contrainte de cisaillement que subit la matière à la traversée de la zone primaire n'atteint pas la limite de rupture du métal et ce dernier s'écoule de manière continue le long de l'outil. Généralement, ce type de copeau est obtenu pour de faibles vitesses de coupe et/ou d'avance.

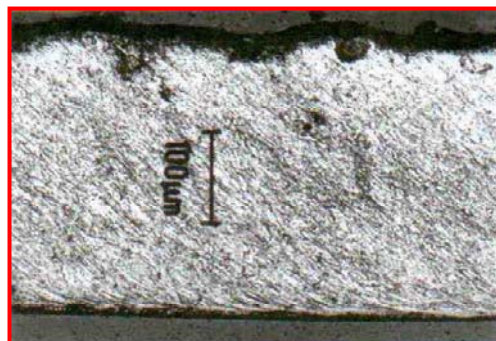


Figure I.15 Copeau continu ($V_c = 100\text{m/min}$, $f = 0,2\text{ mm/tr}$) [32].

I.6.2.2. Copeau avec arête rapportée

Pendant la coupe et pour de faibles vitesses de coupe, une arête rapportée peut se former par accumulation de la matière à la pointe de l'outil de coupe générant ainsi une nouvelle arête, qui déplacera le contact outil copeau (Figure I.16). Les dimensions de l'arête rapportée (l'épaisseur et la longueur), conditionnent la rugosité totale de la surface usinée et sont d'autant plus grandes que les dimensions sont élevées [33].

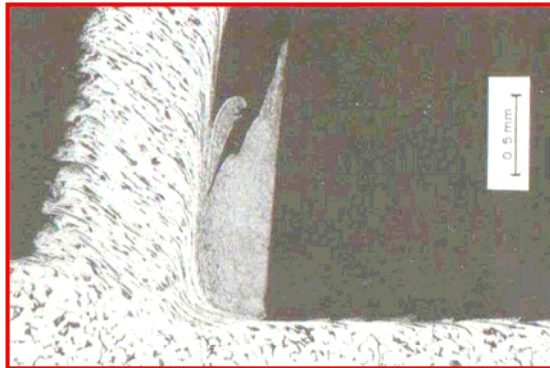


Figure I.16 Copeau avec arête rapportée.

I.6.2.3. Copeau discontinu

Dans ce cas, la valeur de la contrainte de cisaillement dans la zone primaire atteint la limite de rupture du métal usiné et le copeau se casse sous l'effet de cette rupture finale du matériau. Cette morphologie est souvent observée dans l'usinage des aciers inoxydables austénitiques (Figure I.17a), des aciers durs (Figure I.17b) et des aciers fragiles. Les mécanismes de coupe des aciers durs seront présentés dans le paragraphe I.6.3.

Il est très important de comprendre la genèse des copeaux en dents de scie car d'une part, ils sont faciles à fragmenter vu la faible épaisseur qui joint chaque feston, qui à son tour va permettre de dissiper plus de chaleur en comparaison avec un copeau continu. Ainsi, cette petite épaisseur va permettre de diminuer la température de coupe à l'interface Pièce-outil-copeau [34]. D'autre part, la segmentation peut conduire à de fortes variations de la fréquence périodique sur les efforts de coupe [35], à l'augmentation de l'usure de l'outil et à la diminution de la précision de la pièce usinée [36].

Les différentes morphologies présentées ci-dessus, représentent les trois grandes familles de formes de copeaux obtenus en coupe. Il existe le copeau de transition qui est l'intermédiaire entre un copeau continu et un copeau discontinu et d'autres géométries beaucoup plus complexes, à titre d'exemple celle présentée dans la Figure I.18 D'après Changeux [37], cette géométrie est le résultat des vibrations, observées pour de faibles avances, qui se superposent à la segmentation spontanée des copeaux.

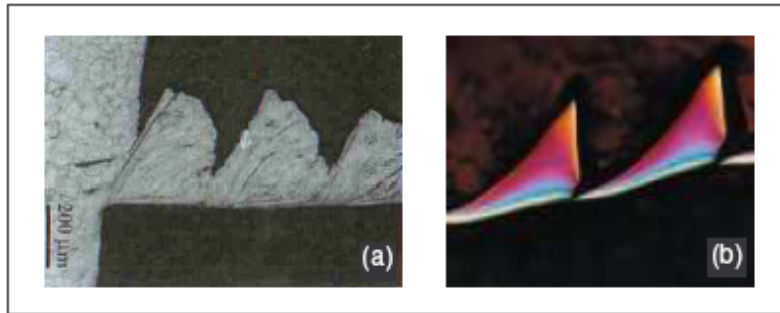


Figure I.17 Copeau discontinu.

(a) cas d'un acier austénitique inoxydable usiné avec un outil carbure ($V_c = 130\text{m/min}$, $f = 0,1\text{mm/tr}$). [38]

(b) cas d'un acier à roulement 100Cr6 à 62HRc usiné avec un outil en céramique renforcé SIC. [39]



Figure I.18 Copeau d'acier inoxydable de géométrie continue (Outil cermet, $V_c = 300\text{ m/min}$, $f = 0,05\text{ mm/tr}$).

I.6.3. Cas particuliers – Formation du copeau en usinage dur

Pour l'usinage des aciers très durs ($\sim 55\text{ HRc}$), la formation de copeaux est différente de celle de l'usinage classique. En général, la coupe des aciers très durs entraîne la formation de copeaux discontinus appelés aussi en dents de scie. Plusieurs auteurs [40] ont étudié les mécanismes de génération de ce type de copeau tout en essayant d'expliquer les causes d'instabilités responsables de cette géométrie. D'après Komanduri. T et al [36], cette instabilité dépend des conditions de coupe, de la rhéologie, des propriétés thermoplastiques du matériau, du cisaillement variable produit dans la zone de cisaillement, de la nature du contact outil copeau et de la réponse vibratoire de la structure de la machine-outil. Dans ses travaux, Shaw [41] rappelle que ce type de copeau est observé pour la première fois dans l'usinage, à faible vitesse de coupe, du titane et des alliages réfractaires, ce qui à son avis favoriserait une concentration de l'énergie thermique dans les zones de cisaillement qui expliquerait la formation de copeaux segmentés. Ainsi, la concentration de l'énergie thermique dans des bandes très fines pourrait être due à un temps trop court de dissipation de chaleur [30]. Vyas et Shaw [42,41] montrent que la rupture périodique est privilégiée sur une localisation purement plastique.

Une étude effectuée par [43] montre que les glissements périodiques observés sont causés par l'amorçage d'une fissure à la surface du copeau. Davies et al [35] ont étudié les copeaux produits lors de l'usinage de deux aciers durcis de microstructures différentes. Ils observent que, pour les deux microstructures, les copeaux obtenus sont en dents de scie et ceci est dû à la formation de bandes de cisaillement localisées dans les deux cas. Ce qui les amène à dire que cette morphologie n'est pas sensible à la microstructure initiale du matériau. Ils ont aussi observé que la périodicité des segments est d'autant plus élevée que la vitesse de coupe est élevée.

D'autres travaux [44,45] ont été menés pour expliquer les mécanismes intervenant lors de l'usinage dur. Les résultats obtenus par Poulachon [30] ont pu mettre en évidence, la formation des copeaux en dents de scie et confirmer la thèse de la rupture périodique et cela grâce à des essais de coupe interrompus réalisés sur l'acier à roulement 100 Cr6 durci. Les différentes phases de la genèse de ce type de copeau sont décrites comme suit (Figure I.19):

L'engagement de l'outil dans la matière crée au niveau de l'arête de l'outil, un état de contrainte correspondant à la géométrie de l'outil (cas de la coupe orthogonale). Les contraintes de compression sont maximales au niveau du rayon de l'arête de l'outil. Par contre, la composante normale à la surface extérieure de la pièce juste devant l'arête de coupe est pratiquement nulle. Cette différence des niveaux de contraintes provoque une amorce de fissure au niveau de la surface externe de la pièce où la contrainte de cisaillement atteint son seuil critique. Ainsi, un plan de glissement apparaît en direction de la pointe de l'outil sous la propagation des dislocations jusqu'au moment où cette rupture par cisaillement évolue en déformation plastique. Dans cette zone, une partie du matériau subit alors une forte déformation plastique qui est favorisée par l'augmentation des températures (Figure I.19, phase 1).

Comme le montre la phase 2 présentée en Figure I.19, les fortes déformations et l'apparition des fissures sont suivies par un glissement de la matière vers l'extérieur de la pièce usinée avec une réduction de l'épaisseur du copeau laissant peu de place à l'évacuation du copeau. Le frottement de la face en dépouille de l'outil sur la pièce et celui du copeau sur la face de coupe vont engendrer une élévation de température importante qui va produire des zones blanches au niveau des zones de cisaillement secondaire et tertiaire. Les hautes températures de coupe atteintes lors de la coupe produisent de l'austénite qui se transformera (partiellement) en martensite de contact obtenue par trempe (l'épaisseur du copeau est très faible ce qui implique une vitesse de refroidissement très rapide). C'est cette martensite de contact qui est appelée zone (ou bande) blanche.

Ensuite, l'épaisseur du copeau est tellement réduite qu'il y a peu de place pour l'évacuation du volume du copeau restant. Ceci va engendrer une élévation de température importante avec de grandes déformations plastiques permettant alors la jonction des deux zones blanches formant ainsi la seconde partie du copeau (Figure I.19, phase 3).

Finalement (Figure I.19, phase 4), la formation du premier feston du copeau conduit presque à la fermeture de l'espace libre qui existait entre la fissure et l'intrados du copeau. Le champ de contraintes de compression va augmenter engendrant ainsi un nouveau glissement.

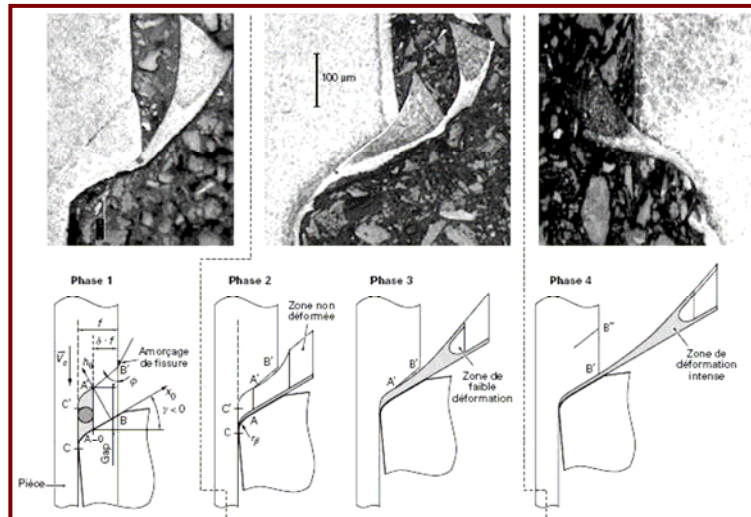


Figure I.19 Différentes étapes de la genèse du copeau en dent de scie obtenue par des essais de coupe interrompue [30].

La formation de copeau présente ainsi des phénomènes mécaniques et thermiques intenses conduisant ainsi à des :

- Modifications structurales du matériau ;
- Phénomènes particuliers (soudage, adhésion, diffusion...)
- Réactions chimiques dans les couches superficielles (contact outil- copeau) ;

L'ensemble de ces phénomènes conduit à une multiplicité de formes d'élaboration des copeaux dont on ne maîtrise pas encore la relation des conditions d'usinage dans le couple outil-matière.

I.7. Formation de couches blanches

Lors du processus de fabrication par enlèvement de matière des aciers durs, il y a apparition de bandes blanches au niveau de la couche superficielle de la pièce usinée. Elles sont appelées ainsi car, sous un microscope optique, elles apparaissent en blanc sur les micrographies des échantillons attaqués chimiquement avec des réactifs standard (ou sans particularité sous un microscope électronique de balayage) (Figure I.20).

La zone blanche est provoquée par une montée en température supérieure à la température de transformation de phase martensite (α) \rightarrow austénite (γ) et par les fortes énergies générées par les frottements (amenée à la surface de la pièce et la face arrière du copeau) appliqués par l'outil sur les zones de cisaillement secondaire (copeau) et tertiaire (pièce).

En tournage, la structure de la couche blanche est considérée comme étant une phase martensitique dont la formation est influencée par l'usure de l'outil et les conditions de coupe.

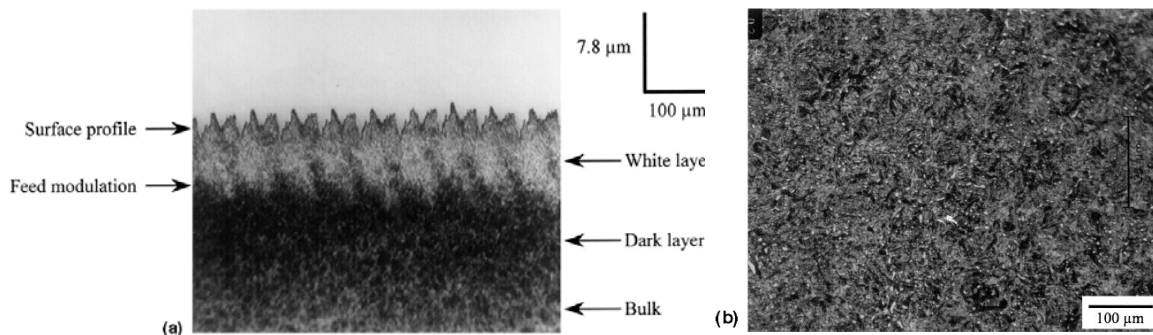


Figure I.20 Changement microstructural de la surface usinée en TD de l'acier 100Cr6 [46].
a - Microstructure de la couche superficielle (couche blanche),
b - Microstructure au cœur de l'échantillon.

En usinage dur et pour des conditions de coupe spécifiques, ce changement structural superficiel est inévitable. Cette modification structurale se produit en raison de la présence d'une intense énergie mécanique et thermique, localisée et rapide ayant pour résultat la transformation métallurgique et donnant naissance à la zone blanche complètement différente du reste de la pièce. Cette zone peut influencer le comportement en fatigue et en rupture.

En outre la couche blanche a une dureté élevée, souvent plus haute que le cœur. Les couches blanches semblent être nuisibles, dans la coupe des aciers durs. Plusieurs rapports sur la couche blanche ont été élaborés [47,48]. La plupart d'entre eux ont noté que la couche blanche se produit quand l'outil de coupe atteint une certaine valeur d'usure.

Des essais de tournage dur ont été menés en utilisant l'acier 100 Cr6 avec un matériau de coupe en céramique. Les essais ont été préparés pour l'examen micro structural (Vitesse de coupe $V_c = 3$ m/s, $f = 0,05$ mm/tr, $a_p = 0,2$ mm, sans lubrification). L'observation est faite sur un microscope à balayage à microscope électronique MEB. La couche blanche est la résultante d'une ré-trempe (température au bec 950 c°) [49], tandis que la couche noire est la résultante d'un recuit (moins dur que la couche blanche). On remarque dans cette figure la présence d'une couche noire sous la couche blanche. Les deux couches sont séparées par une forme de dents de scies. On remarque une différence très nette du changement de la microstructure du matériau en comparant les figures (Figure I.20a et I.20b).

Les grandes valeurs de dureté des couches blanches (jusqu'à 1000 HV), combinées avec des faibles épaisseurs (2 à 3 μm) peuvent entraîner en cours de service des risques d'écaillage de la surface de la pièce. La présence de ces couches fragiles est susceptible de se fissurer et présente actuellement un frein au développement du tournage dur.

I.8. Modèles analytiques de la coupe

I.8.1. Approche énergétique : Modèle de Merchant

Merchant a élaboré un premier modèle d'écoulement d'un copeau sur un outil [5]. Ce modèle traite principalement des copeaux obtenus à faibles vitesses et d'aspects peu dentelés. La zone de cisaillement principal est assimilée à un plan faisant un angle avec la surface usinée. L'effort de coupe « F_c » peut être décomposé en deux composantes « F_t » parallèle à la Face de coupe et « F_n » normale à cette face (Figure I.21).

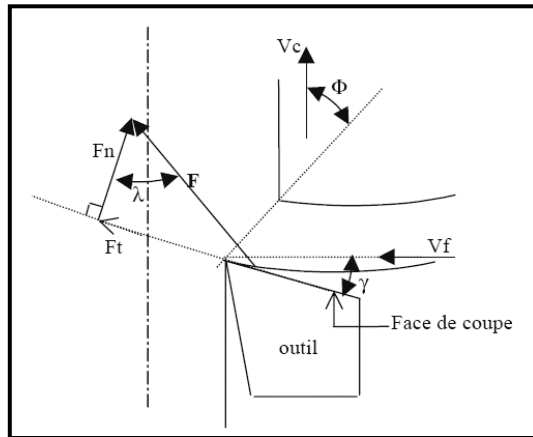


Figure I.21 Décomposition de l'effort de coupe, cas du modèle de Merchant.

On admet que la face de coupe est le siège d'un frottement de coulomb appelons l'angle tel que $\tan \lambda = F_t/F_n$. L'angle ϕ d'orientation du plan de cisaillement par rapport à V_c peut être déterminé à partir des valeurs des angles α et γ (angle de coupe) en faisant l'hypothèse que le plan de cisaillement est incliné de telle façon que la puissance totale dissipée plastiquement soit minimale (Figure I.21).

Si l'on admet que le matériau est parfaitement plastique (équation I-08) :

$$\phi = \frac{\pi}{4} - \frac{\lambda - \gamma}{2} \quad (I-08)$$

Les valeurs des efforts de coupe et de l'épaisseur du copeau peuvent être calculées à partir de cette relation. Merchant a pu observer que la relation liant l'angle ϕ et les deux angles λ et γ était rarement vérifiée. Il perfectionna son modèle en admettant, d'après la théorie de Caquot-Bridgman que la résistance au cisaillement dans le plan de cisaillement est une fonction linéaire de la contrainte normale au plan de cisaillement. Il en déduisit une relation plus générale (équation I-09) liant l'angle ϕ et les angles λ et γ .

$$\phi = c - \frac{\lambda - \gamma}{2}, \text{ avec } C \text{ constante supérieure ou égale à } \pi/4. \quad (I-09)$$

D'autres auteurs ont cherché à améliorer ce modèle. Albert a par exemple développé une théorie de refoulement pour rendre compte des variations apparentes du rapport F_t/F_n en attirant l'attention sur les perturbations dues au rayon de défaut d'acuité d'arête R_ϵ [6].

I.8.2. Approche mécanique

LEE et SCHARFFER [50] furent les premiers en 1951 à tenter de tirer parti des méthodes de champ de lignes de glissement. KUDO proposa ultérieurement une modélisation qui tient compte en particulier de la courbure du copeau [51]. Plus tard, DEWHUQST a proposé un modèle qui rend assez bien compte des effets connus des paramètres géométriques de l'outil [52].

En dépit des progrès accomplis, il apparaît que les modèles purement mécaniques ne peuvent donner que des informations imprécises. Des progrès ne peuvent être obtenus qu'en intégrant les effets thermiques.

I.8.3. Approche thermo - mécanique

OXLEY le premier introduisant avec Hasting et MATHEW [53] une description minutieuse de la loi de comportement du matériau, qui tenait compte des vitesses effectives de déformation et des températures estimées dans les zones de cisaillement I et II de la (Figure I.22), plus récemment GILORMINI [54] a développé deux modèles intéressants. Le premier utilise les performances des méthodes des différences finies pour tracer des cartes détaillées des champs de vitesses, des températures et des déformations dans la racine du copeau.

La connaissance des lois d'endommagement d'un matériau au voisinage des inclusions, dans les conditions thermiques et mécaniques de la coupe est sans doute encore trop imprécise pour que le modèle de GILORMINI permette de tracer des cartes d'endommagement et de rendre compte de l'influence des paramètres métallurgiques du matériau usiné tel que les inclusions des surfaces.

Un tel modèle n'est pas en outre totalement prédictif car il nécessite la connaissance préalable de la géométrie du copeau. Le second modèle de GILORMINI est une modélisation thermomécanique, basée sur un champ de vitesses réaliste dans les deux zones de déformation I et II de la (Figure I.22). Dans le cas de vitesses conventionnelles, l'observation de la formation du copeau permet de mettre en évidence deux zones de frottement.

I.8.4. Autres modèles de coupe

D'autres chercheurs ont modélisé le processus de formation du copeau continu en coupe orthogonale en régime stationnaire [55,56]. Le cisaillement stationnaire est décrit par une loi thermo-visco-plastique. Ce modèle focalise l'étude sur l'écoulement dans la zone de cisaillement primaire supposée être une bande avec une épaisseur constante et uniforme. Il prédit une diminution de la largeur de contact outil-copeau et de l'effort de coupe avec une élévation de la vitesse de coupe.

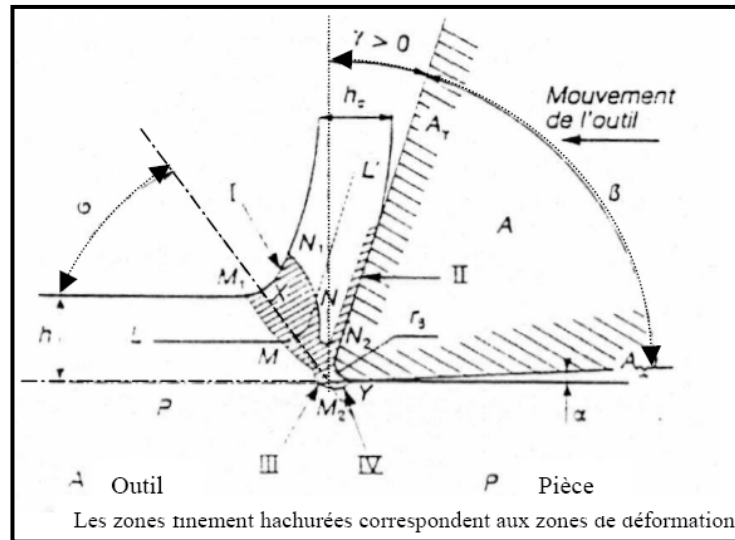


Figure I.22 Formation de copeau.

Zone II : Zone de frottement de glissement à l'interface copeau / face de coupe A_y

Zone IV : Zone de frottement de glissement à l'interface surface usiné / face de dépouille A

Ce modèle a été généralisé au cas de la coupe oblique (la direction d'écoulement du copeau déterminée pour un couple outil-matière donnée) en utilisant une loi dépendante de la température pour définir le frottement généré par le contact outil-copeau [57,58].

Tous les modèles analytiques présentés ci-dessus ne sont valables que pour des copeaux continus. Il existe d'autres modèles analytiques et numériques permettant de modéliser la coupe orthogonale. Dans sa thèse, Laheurte présente l'état de l'art sur la modélisation de la coupe [59]. Le chronogramme fait par cet auteur est présenté à la Figure I.23. Il résume les différents modèles analytiques et numériques de la coupe tout en mettant l'accent sur les différentes améliorations apportées par chaque auteur.

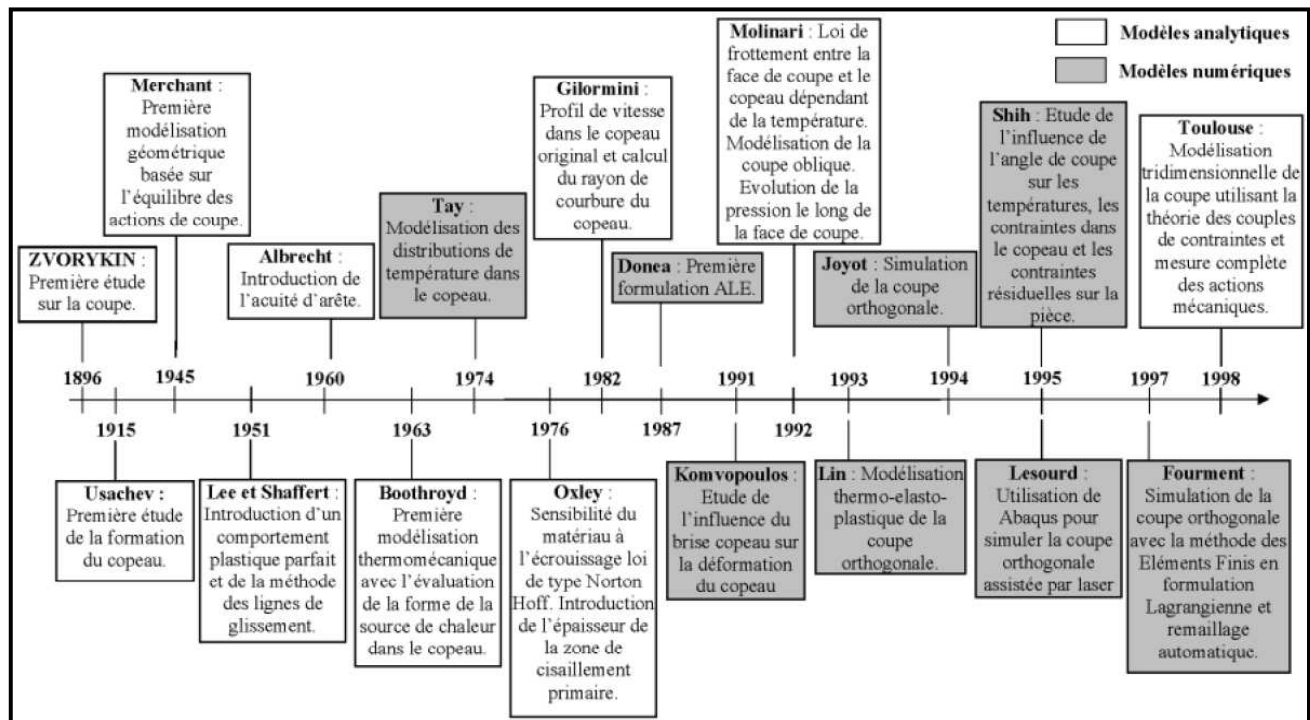


Figure I.23 Chronogramme sur la modélisation de la coupe.

I.9. Analyse thermique de la coupe

Durant l'usinage, il est supposé que la majorité de la puissance mécanique mise en oeuvre se transforme en puissance thermique. Les zones de cisaillement (primaire, secondaire, et tertiaire) générées par la coupe sont le siège de production de chaleur. Les flux de chaleur issus de ces zones sources sont dissipés, d'une façon non équivalente, dans la pièce, l'outil de coupe, le copeau, et une partie minime est évacuée par l'air (Figure I.24).

Lors de la coupe, la connaissance des phénomènes thermiques induits est primordiale pour la compréhension de la coupe et pour améliorer l'usinabilité de certains matériaux. De plus, ces températures influent sur le produit final (contraintes résiduelles, états de surfaces, tolérances géométriques ...).

L'analyse de température dans la zone de coupe est très complexe et difficile. En effet, les forts gradients thermiques et le mouvement des différents antagonistes (pièce, outil, copeau) nécessitent d'avoir un système de mesure de température qui prend en compte toutes ces spécificités. Pour ce faire, il existe plusieurs méthodes permettant de remonter à la température de l'arête de coupe de l'outil (mesurer l'élévation de température) [60]. Parmi ces méthodes, on retrouve l'utilisation de thermocouples, la thermographie infrarouge, l'analyse métallographique, l'utilisation de poudres fines à température de fusion constante et l'emploi de peintures thermosensibles.

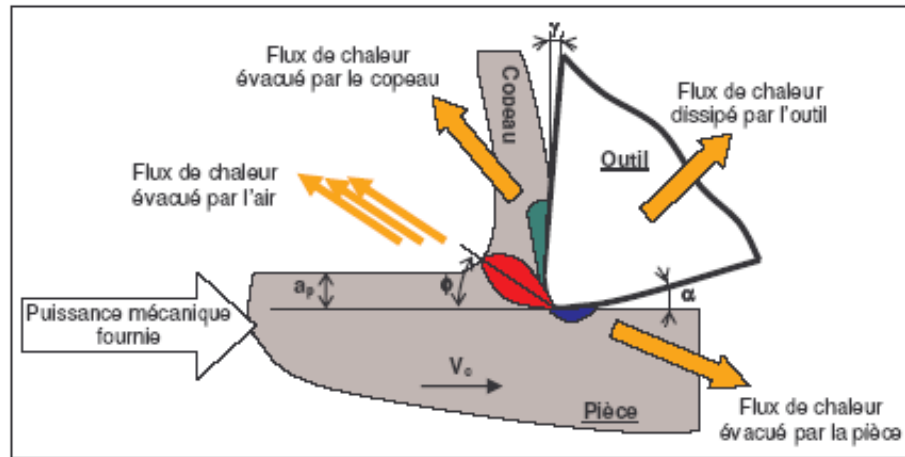


Figure I.24 Distribution des flux de chaleur générés par en coupe orthogonale.

Appliquée à l'usinage, la technique des thermocouples s'utilise de deux façons différentes : (1) avec des thermocouples de faibles dimensions insérés dans l'outil de coupe. (2) en utilisant le thermocouple naturel formé par la pièce et l'outil eux-mêmes. Bien qu'assez simples d'utilisation, les techniques des thermocouples restent imprécises et ne permettent d'obtenir qu'une température moyenne à l'interface outil-copeau. Pour avoir une information complète sur la distribution de la température d'autres techniques doivent être envisagées.

Il est possible de remonter à la distribution de température dans l'outil à partir d'analyses métallographiques effectuées sur l'outil après usinage (Figure I.25). La méthode s'appuie sur la relation qui existe entre la dureté, la microstructure et la température qui a été atteinte dans les différents endroits de l'outil. Cette méthode permet de mesurer des températures avec une précision de ± 25 °C, mais elle est difficile et longue à mettre en oeuvre et n'est employée que pour des outils en acier rapide.

Les techniques de thermographie infrarouge sont également utilisées pour mesurer les champs de température dans les zones de coupe. Dès 1961, le dispositif photographique proposé par Boothroyd [61] a permis d'obtenir le champ complet de température sur l'outil, le copeau et la pièce (Figure I.26). Les caméras infrarouges sont de plus en plus employées pour mesurer la température et sa distribution, [62,63]. Néanmoins, ces techniques nécessitent un appareillage sophistiqué qui doit être rigoureusement calibré et les différentes méthodes employées ne sont encore capables d'assurer des résolutions spatiales et temporelles élevées rendant l'exploitation des mesures difficile. Par ailleurs, des conditions d'usinage particulières sont requises comme la suppression du fluide de coupe et l'accès visuel aux zones de coupe.

Parallèlement aux techniques expérimentales, des méthodes analytiques et numériques ont été élaborées, [64]. Parmi ces dernières, les méthodes des différences finies et des éléments finis sont les plus répandues.

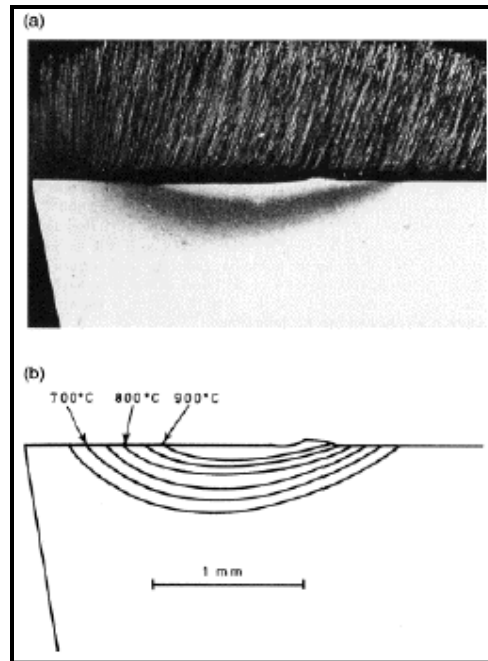


Figure I.25 Détermination du champ de température par méthode métallographique.
(a) Micrographie d'un outil en acier rapide après usinage d'une pièce en fer, $V_c = 3,048$ m/s, $f = 0,25$ mm/tr, $a_p = 1,25$ mm ; (b) Distribution de température dans l'outil.

L'estimation du flux de chaleur et de la température en usinage peut être également abordé par la résolution de problème inverse de conduction de chaleur dans l'outil. Cette approche consiste à identifier les paramètres d'une loi, liant le flux appliqué à l'outil et la température mesurée par des capteurs placés en un ou plusieurs points proches de l'arête de coupe [65].

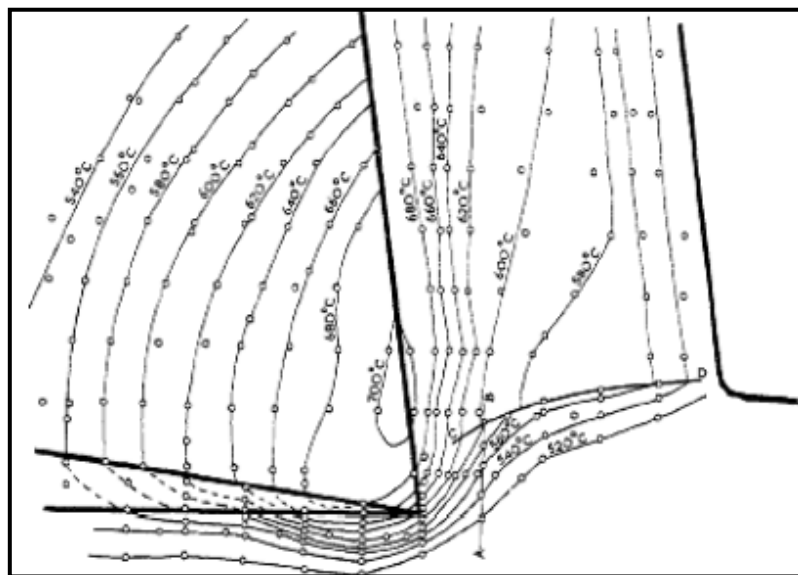


Figure I.26 Champ de température en coupe orthogonale de l'acier AISI 1014 obtenu par mesure infrarouge.

I.9.1. Température à l'interface outil-copeau

L'interface outil-copeau représente un système tribologique unique caractérisé par le frottement d'une surface fraîchement générée (copeau) sur la face de coupe d'un outil dans des conditions de très grande pression de contact et de température élevée.

La température sur la face de coupe est le principal paramètre qui influence l'usure de l'outil à travers des phénomènes tels que l'abrasion, l'adhésion et la diffusion. Elle joue un rôle déterminant sur la nature du frottement à l'interface et change de manière significative les propriétés physiques et mécaniques des matériaux constituant l'outil. Les principales méthodes de détermination de la température dans les zones de coupe ont été discutées au paragraphe I.9.

La principale difficulté provient de la petite dimension de la zone de contact qui abrite de forts gradients thermiques. La forme du profil peut être différente selon les conditions de coupe et la nature des matériaux considérés, mais les différentes méthodes de mesure s'accordent sur le fait que le maximum de la température n'est atteint qu'à une certaine distance de la pointe de l'outil.

Récemment M'Saoubi et al ont étudié le profil de la température à l'interface outil-copeau à l'aide d'une caméra infrarouge, [63]. Des exemples de profils sont présentés sur la Figure I.27. Ils montrent logiquement que la température augmente avec la vitesse de coupe et l'avance et que ces paramètres ont un effet opposé sur la position de la température maximale. Cette dernière se rapproche de la pointe de l'outil quand la vitesse de coupe augmente (Figure I.27(a)) et s'éloigne quand l'avance augmente (Figure I.27(b)).

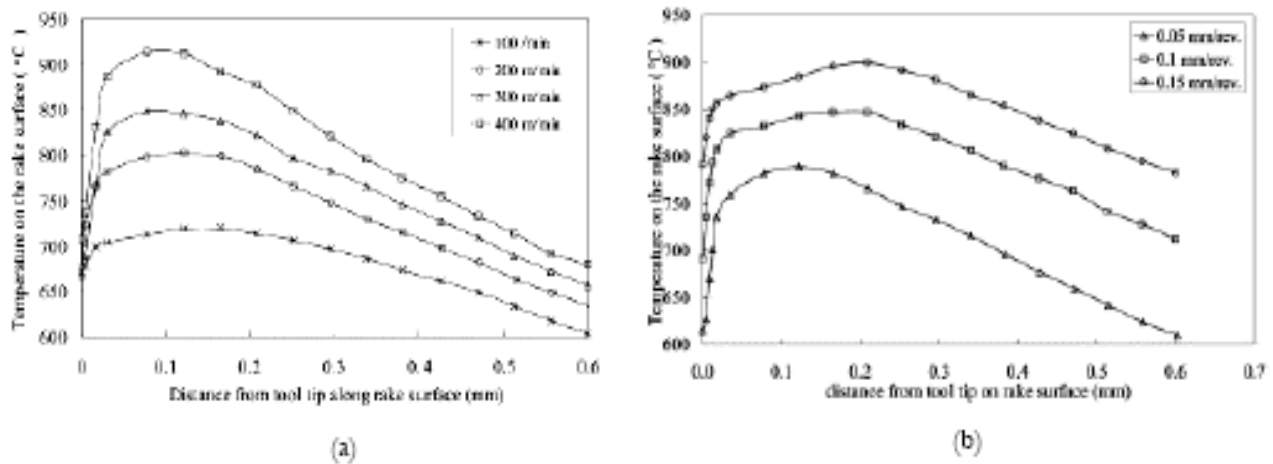


Figure I.27 Profils de la température à l'interface outil-copeau pendant l'usinage d'un acier Trempé. $\alpha = 0^\circ$, (a) Effet de la vitesse de coupe, (b) Effet de l'avance.

I.9.2. Mesures indirectes de la température

En 1971, Rosseto et al. [66] ont mesuré la température de coupe à l'aide d'un vernis thermosensible. Ce dernier est déposé sur l'outil et change de couleur à partir d'une valeur de température bien définie. La frontière entre deux couleurs présente l'isotherme. Lo Casto [67] a utilisé une méthode inspirée de celle mise en place par Rosseto et al. Elle consiste à introduire une poudre, dont on connaît le point de fusion, entre deux parties d'une plaquette. Lorsque la température de fusion de la poudre est atteinte, l'essai est arrêté. Les points où la poudre a atteint son point de fusion matérialisent l'isotherme.

Dans le cas des aciers rapides, la cartographie de la température de l'outil peut être décrite par la mesure des micros duretés dans le matériau. Après une calibration préalable duretés/températures, cette méthode propose de remonter à la distribution de la température dans l'outil par les mesures de micro duretés à la fin des essais [68]. Dans la même logique que cette dernière, Trent [69] propose de relier l'apparition de phases caractéristiques en fonction de la température sur le copeau et l'outil.

I.9.3. Mesures directes de la température

I.9.3.1. Mesure de la température de coupe par thermocouple

La mesure de la température par un thermocouple se base sur le principe suivant : si deux métaux sont soudés à leurs extrémités et si une de ces soudures est portée à une température bien déterminée, l'autre étant maintenue à une température différente, on observera alors une force électromotrice entre les deux jonctions. L'évaluation de cette force, qui dépend des matériaux utilisés, symbolise la température mesurée. L'avantage des thermocouples est la simplicité et la flexibilité de réalisation et d'utilisation pour de simple acquisition et ce à moindre coût. Il existe plusieurs types de thermocouples, les plus répandus sont les thermocouples standard et dynamique.

I.9.3.2. Mesure de la température par la méthode optique

La méthode d'implantation des thermocouples reste une technique onéreuse et ne permet pas d'effectuer des mesures de la température de contact outil-copeau. De plus, les difficultés liées à la connaissance pour reproduire les conditions de coupe afin de nourrir les modèles basés sur la méthode inverse et les erreurs de mesures liées à l'usure de l'outil. Il est donc nécessaire d'utiliser d'autres systèmes de mesure de température directes qui permettent une acquisition locale et au cours du temps au niveau de la zone de coupe (outil/pièce/copeau), voir même au niveau des zones de cisaillement ZI, ZII, ZIII). Les seules méthodes permettant de faire des relevés de températures de la zone de coupe sur lesquelles l'évolution du contact pièce-outil-copeau n'influe pas, sont celles basées sur l'émission d'onde électromagnétique d'un corps lorsqu'il est chauffé. Les techniques les plus répandues sont le pyromètre optique, la caméra infrarouge et la caméra proche infrarouge.

I.10. Caractéristiques des surfaces usinées

I.10.1. Définition des critères de rugosité

Outre les aspects dimensionnels, il est aussi nécessaire de définir l'état de rugosité de la surface. Le critère le plus couramment utilisé dans le milieu industriel [70-72] est le paramètre statistique R_a (Figure I.28) défini par l'expression I-10 qui représente la moyenne arithmétique des écarts (en valeur absolue) par rapport à ox :

$$\int_0^x y \cdot dx = 0 \quad (I-10)$$

Ce critère est contesté par les chercheurs [73,74], car il ne représente en fait que la moyenne d'un signal redressé (équivalent en électricité au courant efficace). La pertinence de cette contestation se répand petit à petit dans le milieu industriel mais le critère R_a reste encore le plus répandu dans l'industrie. Seules les entreprises de pointe utilisent d'autres paramètres pour caractériser les états de surface des pièces usinées car sa sensibilité permet de faire la distinction entre des surfaces de qualités différentes

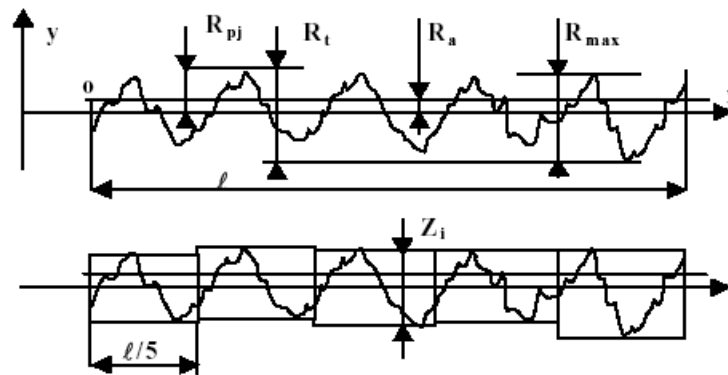


Figure I.28 Critères de rugosité.

Le niveau de qualité de surface demandé à l'usinage, a évolué dans le temps, notamment pour l'usinage d'aciers traités thermiquement avec l'avènement des outils pour matériaux durs. Cependant, le procédé de finition dit de tournage dur ne pouvait se développer car le coût des outils (plus de 120 € l'arête de coupe en 1994 pour des outils en carbure, céramique ou en, CBN) rendait ce procédé trop onéreux par rapport à la rectification. Les industriels ne se sont intéressés à cette technique d'usinage qu'à partir de la crise du début des années 90. Pendant cette période de récession économique, les procédés devaient être encore plus performants pour rester compétitif.

Les progrès réalisés dans la fabrication des outils ouvraient alors la voie au tournage dur comme le montre le tableau I.2 de comparaison entre tournage de finition et la rectification cylindrique.

	TOURNAGE DUR	RECTIFICATION
Gamme d'usinage	Plus courte : suppression de la phase rectification	Plus complexe car changement de prises des pièces
Temps d'usinage	Faible si L < 40mm	Important sauf si L est grand ou si la pièce peut passer en centerless
Etats de surface (Ra)	0.15 µm	0.15 µm
Défaut de forme	Facilite l'opération de polissage	Evite les problèmes dus aux stries en hélice pour les pièces avec des fonctions d'étanchéité
Précision	Jusqu'à IT-5	Jusqu'à IT-3
Coût Machine	150000 € (1 MF)	380000 € (2,5 MF)
Coût outil	6 à 45 € (40 à 300 F)	45 € (300 F)
Coût main d'œuvre	1€ Coût unitaire de réf base 1)	3,5
Environnement	Retraitement des copeaux : dépollution (huile de coupe)	Les boues de rectifications sont difficiles et chères à retraiter

Tableau I.2 Comparaison entre le tournage dur et la rectification.

I.10.2. Etats de surface

L'acier à l'état durci est aujourd'hui fini dans des conditions qui conduisent à des surfaces comparables à celles de la finition précise (Ra de 0,2 à 0,4 µm). Ceci est dû à la disponibilité de » céramiques et de CBN de qualité et à des machines outil de grande rigidité. Pour produire des surfaces de bonne qualité avec des avances par tour raisonnables, il faut un outil de grand rayon de bec. En fait l'état de surface s'améliore avec une augmentation de la vitesse de coupe. On observe une vitesse optimale pour divers couples outils matières.

Pour des vitesses de coupe inférieures, il se produit des adhérences de copeaux, le détachement se produit de façon irrégulière et diminue la qualité des surfaces obtenues. Pour des vitesses de coupe supérieures, on constate soit une stagnation, soit une légère diminution des qualités de surface.

Ces quelques points permettent de penser qu'en usinage à grande vitesse des matériaux durs, l'obtention de l'état de surface souhaité n'est pas un problème. Les défauts obtenus sont plutôt des défauts dimensionnels provenant des déformations locales de la pièce au voisinage de l'outil.

Tous les rapports d'expériences montrent que l'état de surface usinée s'améliore avec la vitesse de coupe. La (Figure I.29) illustre ces observations pour des vitesses classiques. Les états pratiques mesurés sont très voisins de la rugosité théorique calculée avec la géométrie de l'outil et de l'avance.

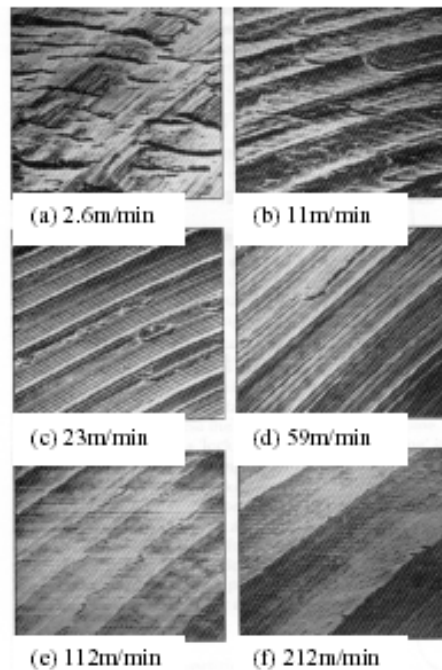


Figure I.29 Microgéométrie de surface pour diverses vitesses de coupe [75].

I.10.3. Dimensions et formes

Le tournage dur induit une composante de répulsion de coupe (radiale) importante ($\gamma < 0$, R_m élevée) et donc des efforts de compression importants sur la surface usinée (Figure I.30). Ces efforts sont à l'origine d'écart dimensionnels issus de deux déformations élastiques celles de la :

- Structure de la machine (banc, tourelle, porte-outil, outil...),
- Pièce dans la zone de coupe.

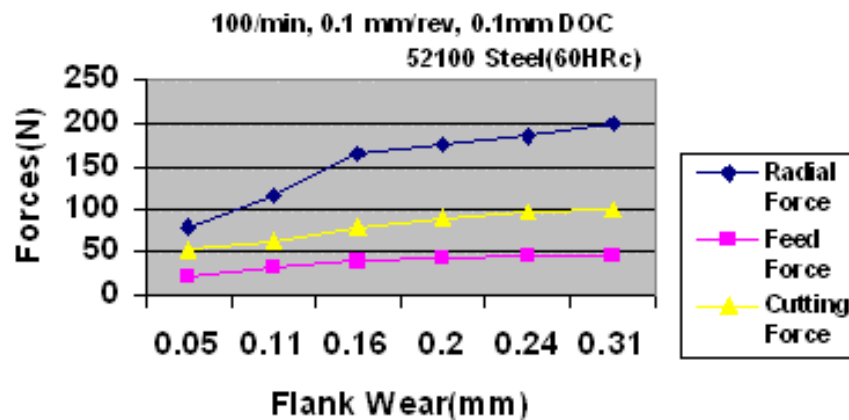


Figure I.30 Distribution des efforts de coupe en fonction de l'usure en dépouille [76].

La connaissance des efforts de coupe nous permet de délimiter la zone de coupe en choisissant des valeurs des efforts acceptables pour l'outil. La plage de fonctionnement autorisée est établie essentiellement en considérant l'évolution de la pression spécifique de coupe K_c (tournage) en fonction de la variation de la vitesse de coupe, pour des conditions d'avance et de profondeur de passe correspondant à celles du domaine de validité de l'outil coupant.

La pression spécifique de coupe K_c (exprimé en N/mm^2) peut être calculée grâce par exemple à des mesures de puissance ou d'efforts de coupe en cours d'usinage en utilisant l'équation I-11.

$$K_c = \frac{F_t}{a_p \cdot f} \quad (I-11)$$

avec

F_t Effort de coupe tangentiel (N) ;
 $A_p = a_p \cdot f$ Section du copeau non déformée (mm^2).

Les expériences montrent cependant une certaine stabilité des efforts de coupe, les écarts semblent donc contrôlables aussi bien en dimension qu'en forme. D'un point de vue des vibrations, il est à noter que cela tend à abaisser la limite de stabilité habituelle du système usinant, en terme de section de copeau, les expériences actuelles ne font pas état de problème à ce niveau. Compte tenu de ce qui a été dit précédemment, on peut espérer un gain de productivité et un gain économique pour l'utilisation du tournage dur pour produire des pièces de bon état de surface [77]. On estime que la surface usinée doit posséder les propriétés suivantes :

- des tolérances dimensionnelles serrées : $IT < 5\mu m$;
- des tolérances de formes faibles : $IT < 2\mu m$;
- des contraintes résiduelles liées à la coupe et au traitement éventuel minimales.

I.10.4. Modèles théoriques de la rugosité

Afin de modéliser exactement la rugosité R_a en tournage dur, on doit retracer la chronologie d'apparition de ces modèles, comprendre l'impact de chacune des variables (facteurs input et output) intervenant dans ses équations et également l'interaction entre elles [78,79].

Modèle théorique de la rugosité : $R_a = f^2/32.r_\epsilon$ (I-12)

Selon ce modèle, la rugosité R_a augmente avec l'augmentation de l'avance f ou la diminution du rayon du bec de l'outil, mais ce dernier à l'inconvénient de ne pas tenir compte de l'influence des autres facteurs.

Fang et Safi- jahanshahi ont suggéré le modèle exponentiel suivant :

$$R_a = C_0 \cdot V^{c1} \cdot f^{c2} \cdot a_p^{c3} \quad (I-13)$$

Feng et Wang ont suggéré le modèle exponentiel incluant la dureté du matériau, la durée de vie de l'outil et l'angle de pointe suivant :

$$R_a = C_0 \cdot H^{c1} \cdot A^{c2} \cdot V^{c3} \cdot f^{c4} \cdot a_p^{c5} \cdot T^{c6} \quad (I-14)$$

Le même modèle (3) repris par Tugrul. O et Yigit. Karpat et modifié en incluant le pourcentage de CBN dans ces outils et la longueur usinée.

$$R_a = C_0 \cdot H^{c1} \cdot C^{c2} \cdot V^{c3} \cdot f^{c4} \cdot a_p^{c5} \cdot T^{c6} \cdot E^{c7} \cdot L^{c8} \quad (I-15)$$

I.11. Conclusion

Nous avons présenté dans ce premier chapitre, les notions indispensables de la mise en forme par enlèvement de matière. La majorité des études présentées concernent principalement le tournage dur, plus particulièrement la configuration de coupe orthogonale et fait référence aux différents résultats issus de la littérature. Nous nous sommes intéressés aux phénomènes issus de l'interaction du couple « outil - matière » régissant le processus de coupe à savoir :

- L'endommagement des outils de coupe ;
- L'état de surface produit ;
- La température dans la zone de coupe ;
- Les modèles théoriques associés.

OUTILS D'AIDE A L'OPTIMISATION

II. OUTILS D'AIDE A L'OPTIMISATION

Le deuxième chapitre aborde l'aspect mathématique (outil) en exposant les méthodes d'optimisation. Il s'agit d'une étude bibliographique sur les méthodes d'optimisation les plus utilisées, dont l'objectif principal est la recherche d'un optimum relatif au régime de coupe entraînant la meilleure tenue de l'outil de coupe lors de l'usinage de l'acier 100 Cr6. Les stratégies d'optimisation sont de plusieurs natures en fonction des problèmes d'optimisation et d'identification à résoudre. Parmi ces stratégies, Nous avons retenu deux méthodes, avec et sans contraintes qui font appel à une modélisation mathématique de l'usure et de la rugosité attendue lors de l'usinage de l'acier 100 Cr6 par la méthodologie des plans d'expériences.

II.1. La méthodologie des plans d'expériences

II.1.1. Introduction

La Méthodologie des Plans d'Expériences (MPE) est une méthode qui a été initiée dans les années 20 par R. A. Fisher (statisticien anglais - 1925). Les premiers utilisateurs de cette méthode furent les agronomes qui ont vite compris l'intérêt des plans d'expériences. Vers les années soixante, grâce aux travaux de Taguchi, les plans d'expériences sont utilisés au Japon dans l'industrie pour améliorer la variabilité des procédés. Après le Japon les plans d'expériences sont utilisés aux Etats Unis dans les années 80 et en Europe dans les années 90.

De manière générale, la méthode des plans d'expériences consiste à déterminer et à établir les liens existant entre 2 types de variables :

- La réponse : grandeur physique étudiée ;
- Les facteurs : grandeurs physiques modifiables par l'expérimentateur, sensées influencer sur les variations de la réponse.

La méthode des plans d'expériences peut être utilisée pour étudier des phénomènes complexes souvent non linéaires, afin de comprendre leur fonctionnement et d'optimiser leurs performances [80]. D'une manière générale cette technique est expérimentale et les réponses sont obtenues à partir d'essais (ou calculs numériques simulant les essais). Elle permet d'obtenir un maximum d'informations concernant l'influence des paramètres opératoires sur un processus ou un système [81], ainsi que la meilleure précision possible sur la modélisation des résultats.

Elle vise aussi bien à comprendre les relations liant la réponse avec les facteurs, que les facteurs entre eux. Pour cela, la solution proposée consiste dans tous les cas à établir un modèle exprimant la réponse en fonction des facteurs, ce qui permet de constater quelle est la force d'interaction entre les paramètres, et donc de réduire le nombre total d'expériences.

II.1.2. Modèle mathématique

Pour bâtir ce modèle, il faut appréhender ces variations. Celles-ci sont déduites des résultats de séries d'expériences, c'est-à-dire de plusieurs configurations pour lesquelles les valeurs des facteurs sont différentes. Il s'agit ici de la notion de plan d'expériences (PE), correspondant à la réalisation d'une série de N expériences, qui sont toutes : déterminées a priori, obligatoirement réalisables et indépendantes entre elles.

Une relation de modélisation en est alors déduite sous la forme d'un polynôme, (équation II-1) qui est une troncature de la série de Taylor en laquelle se développe la fonction inconnue [82,83].

$$Y(X_1, X_2, \dots, X_k) = \beta_0 + \sum_{i=1}^k \beta_i X_i + \sum_{i,j=1}^k \beta_{ij} X_i X_j + \sum_{i=1}^k \beta_{ii} X_i^2 + \dots \quad (\text{II-1})$$

$$\text{avec : } \beta_i = \frac{\partial Y}{\partial X_i} ; \beta_{ij} = \frac{\partial^2 Y}{\partial X_i \partial X_j} ; \beta_{ii} = \frac{\partial^2 Y}{\partial X_i^2} ; \dots$$

Où X_{ij} , Y_k et β_{ij} représentent respectivement : l'élément de la matrice du plan d'expériences, le paramètre d'optimisation et le coefficient de régression.

Suivant la nécessité de précision, on peut développer la série Taylorienne avec des puissances plus élevées X^3, \dots, X^k . Généralement, dans la pratique on utilise l'équation sous forme linéaire en priorité, et selon la nécessité on passe au degré plus élevé.

Une fois le modèle mathématique est obtenu (équation de régression), on procède à l'analyse statistique des résultats. Cette analyse a pour but de vérifier la signification des coefficients de régression et l'adéquation du modèle,

II.1.3. Choix du type de plan

La forme mathématique recherchée pour décrire les variables de sortie influe sur le type de plan à adopter, donc sur le nombre et la répartition des expériences à effectuer. A ce stade, on distingue plusieurs familles types de plans d'expériences [84,85] :

- les plans factoriels complets à 2 niveaux « 2k », qui permettent d'étudier toutes les combinaisons des différents paramètres et ainsi de déterminer les facteurs prépondérants.
- les plans factoriels fractionnaires à deux niveaux « 2k-p » qui permettent d'étudier les effets d'un paramètre indépendamment des autres.
- les plans de second degré (plans composites, plans hybrides ou quadratiques) qui permettent d'étudier les effets d'un paramètre indépendamment des autres avec une modélisation des variables de sorties de type polynomiale ou quadratique.

Le type de plan choisi est un plan factoriel complet à deux niveaux à 08 combinaisons (tableau II.1) en raison des contraintes de notre étude. Comme tout plan d'expériences, le plan adopté implique le choix de paramètres d'entrée et l'identification des variables de sortie, établis dans la partie expérimentale.

N° Essai	Nombre d'essais	Facteurs				Paramètre Y				
		X ₀	X ₁	X ₂	X ₃	Y _{i1}	Y _{ni}	Y _{moy}	Y'=log (Y _{moy})
1	2 ³	+1	-1	-1	-1	Y ₁₁	Y _{1i}	Y _{moy1}	Y' ₁
2		+1	+1	-1	-1	Y ₂₁	Y _{2i}	Y _{moy2}	Y' ₂
3		+1	-1	+1	-1
4		+1	+1	+1	-1
5		+1	-1	-1	+1
6		+1	+1	-1	+1
7		+1	-1	+1	+1
8		+1	+1	+1	+1

Tableau II.1. Matrice de planification des expériences.

Son intérêt est de pouvoir faire dans un premier temps, une recherche de corrélation entre les différents paramètres de coupe afin de caractériser leurs influences sur l'usure et l'état de surface produit par des modèles non linéaires. Dans un second temps, rechercher un optimum (par les méthodes d'optimisation) relatif au régime de coupe en fonction des modèles déduits.

II.2. Les Méthodes d'optimisation

II.2.1. Introduction

Dans cette partie, nous aborderons brièvement les différentes méthodes utilisées dans la résolution des problèmes d'optimisation. On s'intéressera plus particulièrement à deux méthodes avec et sans contraintes : La méthode Steepest Descent (méthode de la Plus Grande Pente) et la méthode de Programmation Non Linéaire sous Matlab qui serviront pour la recherche d'un optimum relatif au régime de coupe.

II.2.2. Modélisation mathématique d'un problème d'optimisation

D'une manière générale pour un problème d'optimisation, on définit une fonction objectif (fonction réponse, Exemple : usure d'un outil, retour élastique...etc.), que l'on cherche à optimiser (minimiser ou maximiser) par rapport à des paramètres (ou degrés de liberté - ddl) concernés.

Un problème d'optimisation de dimension n peut être écrit sous la forme :

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{Min ou Max } f(x) \in \mathbb{R}^n \\ g_i(x) \leq 0, \quad i = 1 \dots n \\ h_j(x) \leq 0, \quad j = 1 \dots q \\ x_{kmin} \leq x_k \leq x_{kmax} \quad k = 1 \dots n \end{array} \right. \quad (\text{II-2})$$

Où :

- $f(x)$ est la fonction objective qui doit être minimisée ou maximisée ;
- x est un vecteur à n variables x_k qui représente les paramètres du problème à optimiser ;
- $g_i(x)$ et $h_j(x)$ représentent les contraintes d'égalité et d'inégalité ;
- x_{kmin} et x_{kmax} désignent les limites ou les bornes du domaine d'étude ;
- \mathbb{R}^n est l'espace de recherche borné par les limites du domaine.

La solution d'un problème d'optimisation est alors donné par un ensemble de paramètres x^* pour lesquels la fonction objective présente une valeur minimale ou maximale en respectant les contraintes d'égalité, d'inégalité et de domaine.

Après avoir défini la fonction à optimiser, il faut choisir une méthode d'optimisation adaptée au problème posé. Les méthodes d'optimisation utilisées par différents auteurs pour la mise en forme peuvent être classées en méthodes déterministes et méthodes stochastiques (non déterministes).

II.2.3. Problème d'optimisation sans contraintes

Un problème d'optimisation est dit sans contraintes s'il ne contient pas de fonction contrainte [86]. Une condition suffisante pour que x^* soit un minimum local d'un problème non contraint est donné par l'équation (équation II-3) :

$$\left\{ \begin{array}{l} \nabla f(x^*) = 0 \\ H(x^*) \neq 0 \end{array} \right. \quad (\text{II-3})$$

Où

∇ : Représente l'opérateur nabla ;

∇f : est le gradient de la fonction objective ;

$H = \nabla^2 f$: est la matrice des dérivées secondes partielles de f, appelée matrice Hessienne.

II.2.4. Classification des méthodes d'optimisation

Les méthodes d'optimisation sont subdivisées en deux types : les méthodes déterministes et les méthodes stochastiques.

II.2.4.1. Méthodes déterministes

Une méthode est dite déterministe lorsque son évolution vers la solution du problème est toujours la même pour un même point initial, ne laissant aucune place au hasard. Ces méthodes nécessitent des hypothèses sur la fonction f à optimiser, telles que la continuité et la dérivabilité en tout point du domaine admissible. Ce sont en général des méthodes efficaces, peu coûteuses, qui nécessitent une configuration initiale (point de départ) pour résoudre le problème ou quand la forme de la fonction est connue a priori..

Ce sont souvent des méthodes locales, c'est-à-dire qu'elles convergent vers l'optimum le plus proche du point de départ, qu'il soit local ou global. Elles peuvent être classées, selon l'utilisation de l'information des dérivées de la fonction objective par rapport aux paramètres X_i . Elles sont nommées directes ou d'ordre 0 si elles n'utilisent que l'information de la valeur de la fonction elle-même et dites indirectes ou d'ordre 1, dans le cas où elles nécessitent aussi le calcul du gradient de la fonction [87].

Nous pouvons diviser les méthodes déterministes quelles soient directes ou indirectes en deux groupes : les méthodes analytiques ou de descente comme la méthode de la Plus Grande Pente, le Gradient Conjugué, la méthode Powell et la méthode de Quasi-Newton et les méthodes heuristiques (géométriques), telles que la méthode du Simplex et la méthode de Rosenbrock (Figure II.1)

II.2.4.1.1. Méthode de la plus grande pente

Afin de trouver les extremums d'une fonction f il faut résoudre un système de P équations à P inconnues, linéaires ou non (équation II-4) :

$$\frac{\partial f}{\partial x_i}(x_1, \dots, x_p) = 0 \quad (\text{II-4})$$

Pour cela on peut utiliser des méthodes classiques telle que la méthode de la Plus Grande Pente (Steepest Descent) ou méthode du Gradient à Pas Optimal, qui est une méthode les plus utilisées pour minimiser une fonction à plusieurs variables. Cette dernière est basée sur la constatation que la direction opposée à celle du gradient de la fonction, représente une direction de descente [88].

Nous pouvons donc, à partir d'un point X_0 , calculer la valeur du gradient et utiliser une méthode de recherche linéaire pour minimiser la fonction dans la direction de descente opposée.

Cette minimisation permet de calculer la valeur du pas optimal $\alpha^{(k)}$ qui nous emmène à un nouveau point de recherche en utilisant l'équation (II-5) [89] :

$$X^{(k+1)} = X^{(k)} - \alpha^{(k)} \cdot \nabla f(X^{(k)}) \quad (\text{II-5})$$

Où :

$X^{(k)}$ est le point de recherche à l'itération k ;
 $X^{(k+1)}$ est le nouveau point de recherche calculé à partir de la minimisation de f dans la direction opposée à son gradient. Le processus s'arrête lorsque $|X^{(k+1)} - X^{(k)}| \leq \xi$;
 ξ étant une tolérance prédéterminée.

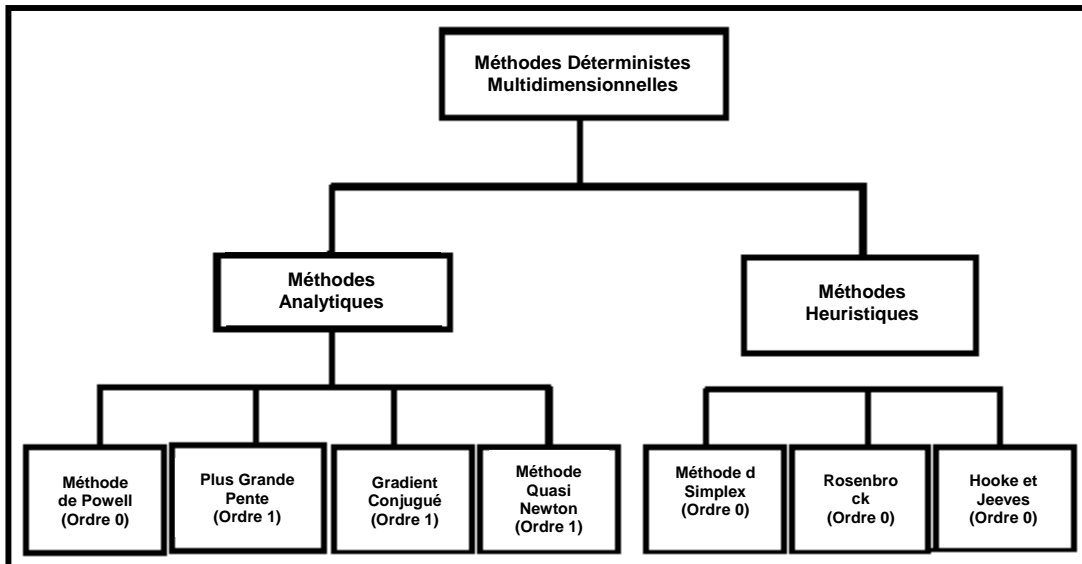


Figure II.1 Méthodes déterministes.

II.2.4.2. Méthodes stochastiques

Parmi les différentes méthodes stochastiques globales, les heuristiques “modernes”. Le mot “heuristique” vient du mot heurin (découvrir) et qualifie tout ce qui sert à la découverte, à l'invention et à la recherche. Les heuristiques sont des méthodes qui cherchent à approcher une solution optimale, on les appelle parfois méthodes approchées [90].

Une heuristique peut être conçue pour résoudre un type de problème. Elle est dite “métaheuristique” si elle est générale et établie pour être adaptée à divers problèmes d'optimisation.

Ces méthodes (Figure II.2) font appel à des tirages de nombres aléatoires. Elles permettent d'explorer tout l'espace de recherche et ont une grande capacité à trouver l'optimum global d'un problème. Contrairement à la plupart des méthodes déterministes, elles ne nécessitent ni de point de départ, ni la connaissance du gradient de la fonction objectif pour atteindre la solution optimale.

Cependant, elles demandent un nombre important d'évaluations avant d'arriver à la solution du problème. La Figure II.2 présente une classification des principales méthodes non déterministes d'optimisation.

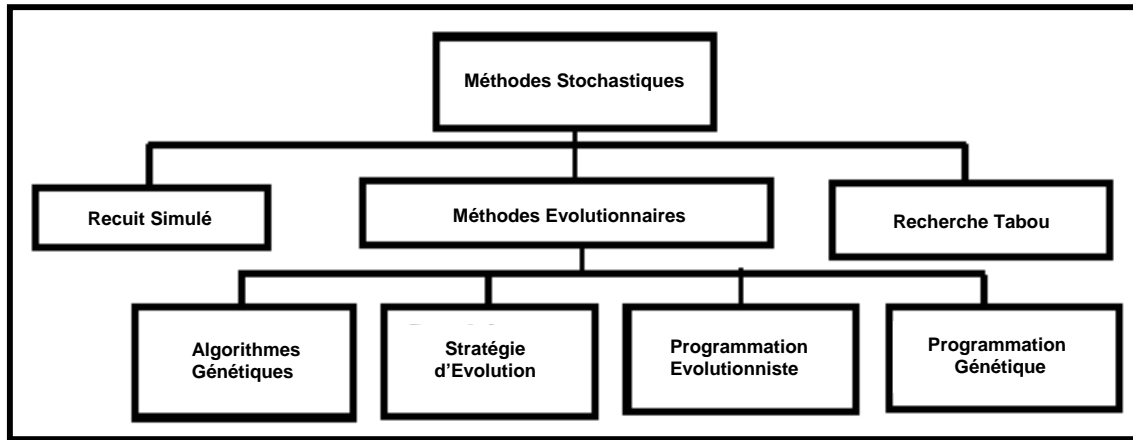


Figure II.2 Principales méthodes statistiques.

II.2.5. Problèmes d'optimisation contraints

Un problème d'optimisation est dit problème contraint s'il contient au moins une fonction contrainte $g_i(x)$ ou $h_j(x)$ dans sa description, formulé par l'équation II-6) [85,86]:

$$(P) \begin{cases} \text{Min } f(x) \\ X \in \mathbb{R}^n \\ g_i(x) \leq 0, \quad i = 1, \dots, n \\ h_j(x) = 0, \quad j = 1, \dots, q \\ X_{\min} \leq X_k \leq X_{\max} \quad k = 1, \dots, n \end{cases} \quad (II-6)$$

L'existence de fonctions contraintes dans un problème d'optimisation demande une attention spéciale à la résolution, car une solution qui minimise la fonction objective ne sera valable que dans le cas où elle respecte aussi les contraintes existantes. L'ensemble de région de l'espace de recherche où les contraintes sont vérifiées est dénommé espace réalisable ou domaine réalisable. Inversement, l'espace irréalisable ou domaine interdit désigne l'ensemble de région de l'espace où les contraintes sont violées.

Les problèmes d'optimisation avec contraintes résultent des formulations qui font introduire explicitement les limitations. Ces limitations peuvent être simplement des bornes géométriques sur les variables ou des inégalités non linéaires.

II.2.5.1. Fonctions préprogrammées en Matlab

A l'heure actuelle les algorithmes d'optimisation mathématique sont arrivés à maturité. Un grand nombre de logiciels (ou sous programmes) sont disponibles, proposés par leurs auteurs ou commercialisés par des sociétés.

Dans la majorité des cas, ces algorithmes nécessitent à chaque cycle d'optimisation des informations sur les valeurs des variables de conception, de la fonction objectif, des limitations ainsi que de leurs gradients.

En prenant en compte ces informations, ils actualisent les variables de conception à chaque itération jusqu'à convergence vers une solution optimale. Parmi les principaux et récents logiciels d'optimisation mathématique, on retrouve le fameux MATLAB.

Ce logiciel (Matlab) inclut en son sein une boîte à outils d'optimisation (Optimization Toolbox) qui est une collection de fonctions prolongeant ses possibilités de l'environnement de calcul numérique. La boîte à outils comprend différentes routines de types d'optimisation, à savoir :

1. Minimisation non-linéaire sans contrainte :
fminunc, fminsearch
2. Minimisation non-linéaire sous contrainte :
fmincon, fminbnd
3. Programmation quadratique et linéaire :
quadprog, linprog
4. Ajustement non-linéaire des moindres carrés et de courbe :
lsqnonlin, lsqcurvefit
5. Système non-linéaire de la solution d'équation :
fsolve, fzero
6. Des moindres carrés linéaire contraint :
lsqlin, lsqnonneg
7. Problèmes à grande échelle clairsemés et structurés

La plupart de ces routines d'optimisation exigent la définition d'un M-dossier (fichier) contenant la fonction à réduire au minimum, c'est à dire, la fonction objective. Alternativement, un objet intégré créé d'une expression de MATLAB peut être employé. La maximisation est réalisée en fournissant les routines - f, où f est la fonction étant optimisée.

Optimization Toolbox utilise trois méthodes pour résoudre ces problèmes : zone de confiance, programmation quadratique séquentielle par une stratégie d'ensemble actif et point intérieur [91].

La méthode Zone de confiance est réservée aux problèmes sous contraintes liées ou aux égalités linéaires ;

La programmation quadratique séquentielle par une stratégie d'ensemble actif est destinée à l'optimisation non linéaire générale ;

La méthode point intérieur est utilisée pour l'optimisation non linéaire générale. Particulièrement utile pour les problèmes à grande échelle, elle repose sur une fonction barrière et assure, le cas échéant, la faisabilité de toutes les valeurs itérées par rapport aux limites pendant l'exécution de l'optimisation.

La méthode zone de confiance, qui repose sur une méthode Newton réflexive intérieure [92], nous permet d'estimer les hessiens possédant une structure de rareté connue sur la base des différences finies. De plus, les méthodes zone de confiance et point intérieur nous permettent de calculer les produits des hessiens par les vecteurs dans le cadre d'une fonction sans devoir définir explicitement la matrice hessienne.

La routine `fmincon` est réservée aux problèmes d'optimisation sous contraintes et utilise une approche Lagrangienne pour la recherche de la solution. La résolution de ces problèmes n'est généralement pas aisée puisque la propriété de convexité du domaine des solutions n'est plus valable. Par défaut, `fmincon` choisira l'algorithme à grande échelle. L'algorithme utilisé est une méthode de région de confiance (*trust region*) de sous-espace et est basé sur la méthode de Newton réflexive intérieure. Chaque itération implique une solution approximative d'un grand système linéaire en utilisant la méthode de gradients conjugués préconditionnés (PCG).

L'algorithme essaye de trouver l'optimum en suivant le sens de gradient. Mais les techniques traditionnelles basées sur le gradient, fonctionnent convenablement pour des problèmes bien définis et sont parfois impossibles d'atteindre la convergence et de trouver une solution. Ces cas de non convergence peuvent être dus à différentes causes, par un problème mal défini (incomplet) ou par un mauvais choix du point de départ.

II.2.5.2. Méthode Newton Réflexive Intérieure

Plusieurs méthodes employées dans les solveurs de boîte à outils d'optimisation sont basées sur la méthode de région de confiance, un concept simple pourtant puissant dans l'optimisation.

Pour comprendre l'approche région de confiance, considérons le problème sans contrainte de minimisation, réduire au minimum $f(x)$, où la fonction prend des arguments de vecteur et renvoie des grandeurs scalaires. Supposons que nous soyons à un point X dans le n -espace et qu'on veut l'améliorer, c'est à dire le mouvement à un point avec une valeur de fonction plus basse. L'idée fondamentale est de rapprocher f avec une fonction plus simple q , qui reflète passablement le comportement de la fonction f dans un voisinage N autour du point X . Ce voisinage est la région de confiance. Une opération d'essai s est calculée en réduisant au minimum (ou en le réduisant au minimum approximativement) l'excédent N (équation II-7). C'est le sous problème de la région de confiance.

$$\min_s \{q(s), s \in N\} \quad (\text{II-7})$$

Le point courant est mis à jour pour être $x + s$ si $f(x + s) < f(x)$; autrement, le point courant demeure sans modification et N , la région de la confiance, est rétréci et le calcul d'essai d'opération est répété.

Les questions principales en définissant une approche spécifique de région confiance à réduire au minimum $f(x)$ sont comment choisir et calculer l'approximation q (défini au point courant X), comment choisir et modifier la région N de confiance, et comment résoudre exactement le sous problème de région de confiance. Ces questions ne seront pas abordées dans ce travail.

Dans la méthode normale de région de confiance, l'approximation quadratique q est définie par les deux premières limites de l'approximation de Taylor de $f(x)$. Le voisinage N est habituellement sphérique ou ellipsoïde dans la forme. Le sous -problème de la région de confiance est indiqué par l'équation (II-8) [93].

$$\min \left\{ \frac{1}{2} s^T \cdot Hs + s^T \cdot g \right\} \text{ tels que } \|Ds\| \leq \Delta \quad (\text{II-8})$$

Où g est le gradient de f au point courant X , H est la matrice Hessienne (la matrice symétrique des deuxièmes dérivés), D est une matrice diagonale, Δ est une grandeur scalaire positive. Les bons algorithmes existent pour résoudre de telle équation (II-8).

L'approche d'approximation suivie dans ces solveurs est de limiter le sous problème de région de confiance à un sous-espace bidimensionnel S [94]. Le sous-espace bidimensionnel S est déterminé à l'aide de la méthode du gradient conjugué préconditionné décrite ci-dessous. Le solveur définit S comme espace linéaire délimité par S_1 et S_2 , où S_1 est dans le sens du gradient g , et s_2 est l'un ou l'autre par un sens approximatif de Newton, c'est à dire, une solution à :

$$H \cdot S_2 = -g, \quad (\text{II-9})$$

Ou un sens de courbure négative,

$$S_2^T \cdot H \cdot S_2 \leq 0 \quad (\text{II-10})$$

La philosophie derrière ce choix de S est de forcer la convergence globale (par l'intermédiaire du sens de descente ou du sens négatif de courbure) et de réaliser la convergence locale rapide (par l'intermédiaire de l'opération de Newton, quand elle existe). Il est maintenant facile de donner les étapes de minimisation :

1. Préparez le sous problème bidimensionnel de région de confiance ;
2. Résoudre l'équation (II-8) pour déterminer l'opération d'essai S ;
3. Si $f(x + s) < f(x)$, puis $x = x + S$;
4. Réglez Δ .

Ces quatre opérations sont répétées jusqu'à la convergence. La dimension Δ de région de confiance est réglée selon des règles normales. En particulier, elle est diminuée si l'opération d'essai n'est pas acceptée [95].

II.2.5.3. Méthode du gradient conjugué préconditionné

Nous nous intéresserons ici à la résolution d'un système matriciel de la forme $A.x = b$, où A est une matrice symétrique, définie, positive de taille $n \times n$; x et b étant deux vecteurs appartenant à \mathbb{R}^n . Nous noterons J la fonctionnelle quadratique positive associée au système $A.x = b$. Parmi les nombreuses méthodes de résolution itératives de tels systèmes linéaires, on retrouve la méthode du gradient conjugué préconditionné.

Considérons un système linéaire :

$$A.x = b \quad (\text{II-11})$$

Où A est une matrice carrée inversible d'ordre n .

Etant donné une matrice M inversible d'ordre n , le système :

$$M^{-1}A.x = M^{-1}.b \quad (\text{II-12})$$

admet la même solution que l'équation (II-11). On dira que M est la matrice de préconditionnement associée au système préconditionné (II-12).

Donc le préconditionnement consiste à remplacer la résolution du système initial $A.x = b$ par celle du système équivalent $M^{-1}A.x = M^{-1}.b$. Le but étant de réduire le temps de calcul, il faut que la réduction du nombre d'itérations pour atteindre la convergence introduit par le préconditionnement, compense le coût dû au calcul et au stockage de la matrice M , ainsi qu'aux produits matrice-vecteur supplémentaires [96].

Comment choisir un préconditionnement est une question fort délicate qui, à ce jour, n'a pas de solution universelle. Par contre, on peut donner quelques idées directrices qui nous guideront dans l'élaboration d'un bon préconditionneur. Il y a deux cas extrême :

- $M = A$. Dans ce cas, la convergence est immédiate mais peu utile car aussi difficile à résoudre que le problème original ;
- $M = I$. Dans ce cas, on ne fait rien. La convergence n'est pas accélérée.

Il existe plusieurs types de préconditionneurs. Le but n'étant pas d'effectuer une étude exhaustive des préconditionneurs, nous allons juste présenter une définition de celui utilisé par la fonction `fmincon` (implémenté dans Matlab) :

- Préconditionneur par la diagonale : c'est le préconditionneur le plus intuitif et le plus simple, et sûrement un des plus utilisés : M est une matrice diagonale constituée des termes diagonaux de A . $M = \text{Diag}(A)$. Il permet, dans la plupart des cas, d'accélérer suffisamment la convergence. Par ailleurs, il ne nécessite aucun coût supplémentaire de stockage.

Algorithme du gradient conjugué préconditionné PCG

1. Evaluer le résidu initial $r_0 = b - Ax_0$, $z_0 = M^{-1}.r_0$ et poser $p_0 = z_0$.
2. Pour $i = 0, \dots$, jusqu'à convergence, faire :
3. calculer $\alpha_i = (r_i, z_i) / (Ap_i, p_i)$
4. $u_{i+1} = u_i + \alpha_i p_i$
5. $r_{i+1} = r_i - \alpha_i Ap_i$
6. $z_{i+1} = M^{-1}.r_{i+1}$
7. $\beta_i = (r_{i+1}, z_{i+1}) / (r_i, z_i)$
8. $p_{i+1} = z_{i+1} + \beta_i p_i$
9. Fin de la boucle sur i .

II.3. Conclusion

Dans ce chapitre nous avons pu faire une introduction à la méthodologie des plans d'expériences ainsi qu'une présentation des différentes méthodes d'optimisation. Le premier volet de ce chapitre, traite la Méthodologie des Plans d'Expériences (MPE). Elle nous offre un outil adapté permettant de résoudre des situations délicates rencontrées dans le processus d'optimisation des procédés de fabrication, en fournissant un modèle mathématique précis du système étudié.

La variété des plans d'expériences disponibles pour cette méthodologie est tellement importante que l'on est tenté de considérer qu'ils représentent une approche universelle des démarches expérimentales. Notre choix s'est porté sur un plan factoriel complet à deux niveaux à 08 combinaisons.

Quand au second volet, il aborde les stratégies d'optimisation validées dans le chapitre IV. Il s'agit des méthodes : Steepest descente et de Newton réflexive intérieure (programmation non linéaire sous Matlab). La littérature sur l'optimisation sous contrainte est gigantesque, ce sont des problèmes à la fois importants et difficiles. Nous avons à peine effleuré la surface, juste assez pour résoudre analytiquement les cas simples, et comprendre un petit peu ce qui se passe quand on utilise la fonction préprogrammée `fmincon` dans notre cas.

PARTIE EXPERIMENTALE

III.1. Introduction

Dans ce chapitre, nous présentons l'ensemble des outils mis en œuvre pour une approche expérimentale et méthodique. Elle servira à l'étude de l'évolution de l'usure, de la rugosité et des efforts de coupe afin de caractériser le comportement de nouveaux outils Céramiques et CBN lors de l'usinage de l'acier 100 Cr6 durci. Les essais expérimentaux ont été menés selon les méthodes unifactorielle et multifactorielle.

III.2. Présentation du matériel

Les essais ont été réalisés sur un tour parallèle SN 40 d'une puissance de 6,6 kW sur la broche, ayant une gamme de vitesses de 45 à 2000 tr/mn et d'avances de 0,08 à 6,4 mm/tr. Ce tour a été instrumenté d'une platine dynamométrique de marque Kistler solidaire de la plaquette permettant la mesure des trois composantes de l'effort de coupe (F_r , F_a , F_t).

Le traitement thermique des pièces a été effectué au moyen d'un four d'une puissance de 4,5 KW et de température maximale 1100°C. Une sonde (thermomètre digital à 3° près d'incertitude) permet de vérifier l'homogénéité de la température à l'intérieur du four au cours du traitement.

Un rugosimètre affichant les différentes valeurs de la rugosité et un microscope optique à 5µm de précision, doté de deux chariots à mouvements croisés ont été utilisés pour le suivi respectif de la rugosité et de l'usure. La Figure III.1a/1i montre un aperçu global de l'appareillage utilisé avec ses caractéristiques lors de la campagne d'essais.

III.3. Conditions expérimentales

Ces essais ont été menés dans les conditions de variabilité suivantes :

- des matériaux à outil de coupe (03 nuances différentes : 01 céramique et 02 CBN) ;
- des paramètres de coupe.

III.4. Définition de l'acier utilisé

Le matériau usiné est un acier à roulement 100 Cr6 trempé ayant une structure martensitique présentant des carbures du type M_7C_3 de taille 1µm en grande proportion et des carbures secondaires du type M_3C en faible proportion. La Figure III.2 montre l'état de livraison du 100 Cr6 avant et après traitements. Les ébauches cylindriques ont un diamètre $d = 57$ mm à l'état traité. Cet acier est choisi comme matériau à usiner car il présente approximativement 47% des matériaux thermiquement traités utilisés dans la fabrication des pièces. Ce matériau nous permet donc de se placer dans des conditions d'usinage représentatives de la réalité industrielle. La composition chimique de l'acier utilisé est indiquée au tableau III.1.



a)- Tour parallèle SN 40



b)- Four SA-PE
Type RN-14, P=4.5 kW, 7 Ampère,
T° max. 1100°c



c)- Microscope optique : 5 μ m
MMI - 2 N 713750 ; ГОСТ 8074 - 56



d)- Thermomètre digital TX-551
[T°C (-220,+1250), (+/- 0.2% rdg +1°C)]



e)- Pièces traitées



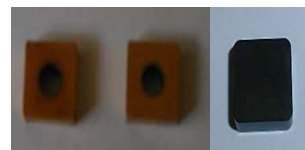
f)- KISTLER/DynoWare
Type 2825A1-2, Version 2.31



g)- Rugosimètre Mitutoyo SJ-201 M ;
filtre : 0,8 ; Avance : 0,5



h)- Porte Plaquettes



i)- Plaquettes CBN 7020,
7050 et CC 650

Figure III.1 Matériel utilisé lors des essais.

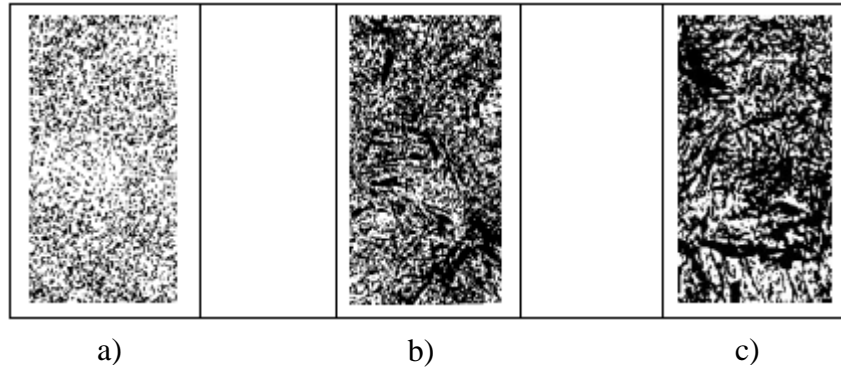


Figure III.2 Structure de l'acier 100 Cr6.

a- Etat de livraison du 100 Cr6, G x 1000 ; b- Etat trempé du 100 Cr6, G x 1000 ;
c- Etat trempé + revenu à 200°C du 100 Cr6, G x 1000.

C	Si	Mn	S	P	Ni	Cr	Mo	V	Cu	Valeurs
-	0,15	0,20	-	-	-	1,35	-	-	-	Mini Afnor
0,96	0,22	0,35	0,013	0,013	0,073	1,41	0,025	0,012	0,13	Mesurées
1,10	0,35	0,40	0,025	0,030	-	1,60	0,10	-	-	Maxi Afnor

Tableau III.1 Composition chimique de l'acier 100 Cr6 (% de masse).

Les conditions du traitement thermique des éprouvettes de l'acier 100 Cr6 sont données dans le tableau III.2, sa dureté est de 28 et 60 HRC avant et après traitement.

Nature du traitement	Préchauffage		Temps de Chauffage (min)	Refroidissement (t°C)
	Temps (min)	Température (°c)		
Trempe	45	855	60	à l'huile / 60
Revenu	30	200	60	à l'air / 20

Tableau III.2 Conditions du traitement thermique.

III.5. Matériaux à outils utilisés

Les plaquettes utilisées sont amovibles de forme carrée de nature différentes comme l'indique le tableau III.3 Les portes plaquettes utilisés sont CSBNR2525M12 et PSBNR 2525 M12 ayant la géométrie suivante : $X_r = 75^\circ$; $\gamma = -6^\circ$; $\lambda = -6^\circ$.

Les plaquettes CBN doivent supporter les contraintes d'usinage dues à la dureté de la pièce usinée. Pour obtenir la résistance optimale, le rayon du bec R_ϵ doit être le plus grand possible minimisant ainsi les risques de rupture sous de fortes pressions. Les rayons des becs utilisés sont respectivement $R_\epsilon = 0,8$; 1,2 mm pour les CBN et la CC 650.

L'utilisation de ce genre de matériau nécessite des valeurs d'angles de coupe fortement négatifs (-15° à -25°) permettant ainsi d'augmenter les problèmes d'arêtes compatibles avec une tenue correcte de celle ci, les chanfreins ont un angle d'environ -20° avec une largeur comprise entre 0,1 et 0,4 mm. Le chanfrein permet de renforcer et protéger l'arête d'une usure rapide et des écaillages. Il améliore la durée de vie de la plaquette. La largeur du chanfrein sur la face de coupe doit être supérieure à la valeur de l'avance de l'outil.

Les plaquettes CBN nuance 7020 sont un mélange de CBN et de TiCN à liant céramique engendrant une combinaison de résistance à l'usure et de stabilité chimique sous hautes températures, idéale pour le tournage des pièces dures.

Matériau de coupe	Composition chimique	Désignation ISO
Nitride de bore cubique CBN 7020	57%CBN + 35% TiCN + 8% autres	SNGA 12 04 08 S01020
Nitride de bore cubique CBN 7050	/	SNGN 12 04 08 T01020
Céramique noire (CC 650)	Al ₂ O ₃ + TiC	SNUN 120412

Tableau III.3 Caractéristiques des matériaux à outils.

Ce genre de plaquettes est recommandé pour une coupe continue ou faiblement interrompue. La plaquette CBN 7050, destinée pour une coupe interrompue, est une nuance de CBN pur additionné d'un liant spécifique qui la rend plus tenace que la CBN 7020.

Pour la céramique noire, l'addition des phases dispersées telles que TiC ou TiN améliore la conductivité thermique, la résistance, la dureté et la résistance à la rupture. Les principaux champs d'application sont l'usinage de la fonte en coquille, de l'acier trempé et des aciers de cémentation mais également l'usinage de finition des fontes. Les Propriétés physiques de ces matériaux sont données au tableau III.4.

Nuance	Masse Volumique (Kg.m ³)	Module d'élasticité (GPa)	Résistance à la rupture en flexion (MPa)	Dureté HV30 (daN/mm ²)	coefficient de dilatation linéique (10 ⁻⁶ . k ⁻¹)	Conductivité thermique à 20°C (w.m ⁻¹ .k ⁻¹)	Ténacité (Mpa.m ^{1/2})
CBN	3100	680	570	2500 à 4000	5	80 à 120	6
CC 650	4200	410	700 à 900	2000 à 2600	8 à 8,5	25 à 30	5 à 7

Tableau III.4 Propriétés physiques des matériaux à outils [30].

III.6. Résultats des essais

Les essais ont été menés conformément aux méthodes unifactorielle et multifactorielle, lors de l'usinage de l'acier 100 Cr6 effectués au moyen de trois matériaux de coupe différents (CBN 7020, CBN 7050 et la CC 650).

III.6.1. Usure

Le suivi de l'évolution de l'usure a été effectué pour l'usure en dépouille (V_b) et en cratère (U_c) des plaquettes CBN (où U_c représente la largeur du cratère), alors que pour la céramique noire le suivi s'est limité uniquement à l'usure en dépouille. L'usure admissible retenue est $[V_b] = 0,3$ mm (ISO 3685).

Ce suivi a été réalisé au moyen d'un microscope optique de $5\mu\text{m}$ de précision [МММ - 2 N713750 ; ГОСТ 8074 - 56]. Les résultats obtenus sont donnés à l'annexe III (tableaux AIII.1 à AIII.4). Les conditions du régime de coupe utilisées (variables d'entrées) pour les deux méthodes lors de l'usinage à sec de l'acier 100 Cr6 sont présentées aux Tableaux III.5 et III.6.

• Conditions du régime de coupe

Nuance	Vitesse de coupe (m/mn)	Avance (mm/tr)	Profondeur de passe (mm)
CBN 7020/7050	120-180-220-240-350	0,08	0,2
CC 650	120-180-220	0,08	0,2

Tableau III.5 Méthode unifactorielle.

Nuance	Vitesse de coupe (m/mn)	Avance (mm/tr)	Profondeur de passe (mm)
CBN 7020/7050	120-350	0,08-0,14	0,2-0,3
CC 650	120-220	0,08-0,14	0,2-0,3

Tableau III.6 Méthode multifactorielle.

III.6.2. Rugosité Ra

En se basant sur les essais réalisés, nous avons relevé les valeurs enregistrées de l'état de surface (rugosité Ra) pour les différentes plaquettes, à différentes vitesses de coupe à $V_b = 0,3$ mm. La caractérisation de la qualité de la surface usinée a été limitée à un seul critère (Ra).

Toute fois les valeurs enregistrées lors de ces essais des autres paramètres R_t et R_q , qui représentent la hauteur des irrégularités sur dix points et l'écart moyen quadratique du profil en (μm) feront l'objet d'une étude ultérieure. Chaque essai a fait l'objet de trois mesures prises sur une même surface orientée à 120° .

Le suivi de l'évolution de la rugosité Ra a été réalisé deux manières différentes au moyen d'un rugosimètre (2D) SurfTest 301 (Mitutoyo), constitué d'une pointe en diamant (palpeur) avec un rayon de pointe de $5\mu\text{m}$ se déplaçant linéairement sur la surface mesurée (déplacement de 12,5 mm maxi). Le premier suivi, consiste à prendre les mesures en même temps que celles de l'usure. Quand au second, il a été réalisé indépendamment du premier en utilisant des portées (paliers) de 10 mm. Les résultats obtenus sont présentés à l'annexe III (tableaux AIII.5 à AIII.8).

III.6.3. Précision dimensionnelle

Les valeurs de la perte de cote (PC) ont été prélevées en même temps que l'usure pour les différents matériaux à outil à différentes vitesses de coupe. Ces prélèvements ont été pris sur les diamètres (dt_1 , dt_2 et dt_3).

Où : dt_1 , dt_2 et dt_3 représentent respectivement les diamètres de la pièce au début, au milieu et à la fin de l'essai. Les résultats sont donnés à l'annexe III (tableau AIII.9).

III.6.4. Efforts de coupe

Nous avons profité du fait que nous étudions la durée de vie de plaquettes CBN 7020/7050 lors du tournage de l'acier 100 Cr6 dans le but d'avoir une indication sur l'intensité des forces de coupe dans un premier temps. Dans un deuxième temps, nous intégrerons le modèle mathématique déduit de ces forces comme contrainte pour la recherche d'un optimum relatif au régime de coupe (non prévu dans cette thèse).

Ces efforts de coupe nous indiquent les valeurs des différentes forces actives à l'interface outil/pièce/copeau. Leurs variations éventuelles seront donc des révélateurs des conditions de coupe liées à la dégradation des revêtements des plaquettes utilisées et de l'état de surface produit. Pour ce faire, nous avons utilisé le même plan d'expérience (déjà élaboré pour l'étude de l'usure). Les résultats obtenus sont donnés à l'annexe III (tableaux AIII.10 et AIII.11).

La mesure des efforts de coupe se fait à l'aide d'une table dynamométrique de marque Kistler. La chaîne de mesure est assurée par un Dynamomètre à 3 composantes (9257 B) où le porte outil de type 9403 est employé pour des outils de tournage avec une section maximum de 26x26. Grâce à la platine Kistler, on peut obtenir les différentes composantes (F_a , F_t et F_r) de l'effort global de coupe (F) :

- L'effort axial (F_a) ou effort d'avance : il correspond à la force appliquée sur l'outil parallèlement à l'axe de rotation de la pièce à usiner. Il est pratiquement nul dans la configuration de coupe orthogonale ;
- L'effort radial (F_r) : est défini comme étant l'effort parallèle au rayon de la pièce. Il est appelé aussi effort de pénétration ;
- L'effort tangentiel (F_t) ou l'effort de coupe : c'est l'effort parallèle à la tangente à la surface de la pièce au niveau de la pointe de l'outil.

III.7. Précautions prises lors de ces essais

- Les profondeurs de passes cumulées pour un essai sont inférieures à 5 mm (faible trempabilité de l'acier 100 Cr6 en raison de la réduction de 10 à 30% de sa dureté au niveau de la surface) ;
- Chanfrein pratiqué sur le bout des ébauches afin de rendre l'attaque progressive et d'éviter ainsi l'écaillage et l'émoussage prématuré des outils de coupe ;
- Lors du démontage de la plaquette pour mesurer l'usure, et du remontage de celle-ci, une attention particulière doit être apportée au bon repositionnement de cette dernière. En effet, il n'est pas possible de contrôler l'usure de l'arête sans démontage ce qui peut provoquer une erreur éventuelle de re-positionnement. ;
- Veiller à l'homogénéité de la température lors du traitement des ébauches (au moyen d'une sonde) et leur mises à rond avant usinage.

• Constatations

Lors des essais de l'usure, nous avons relevé les constatations les suivantes :

- 1- Copeaux rougeâtres associé à des projections d'étincelles ;
- 2- Mauvaise évacuation du copeau au début de l'essai, (ce qui altère la surface usinée) et son enroulement à la fin de la passe ;
- 3- Taches (points noirs) sur le bec de l'outil avec brûlures sur la surface d'attaque ;
- 4- Forme régulière de l'usure au début de l'essai et à tendance à devenir irrégulière à la fin de l'essai sous forme de stries.

III.8. Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons décrit l'étude expérimentale lors de l'usinage de l'acier 100 Cr6 avec les différentes plaquettes. Ces essais ont été menés pour évaluer la durée de vie des matériaux à outils utilisés, la rugosité moyenne (R_a) des pièces usinées et les forces de coupes produites. Cette partie intègre aussi l'élaboration du plan d'expériences, le choix des paramètres d'entrée et de ses variables de sortie.

Les variables de sorties (grandeurs enregistrées ou analysées) suivantes ont été enregistrées ou déterminées à différents stades d'usinage jusqu'à l'atteinte de l'usure admissible V_b qui constituait le critère d'arrêt de l'essai :

- Durée de vie T ;
- Etat de surface de la pièce usinée R_a ;
- Efforts de coupe (F_c).

On aurait souhaité faire :

- Le suivi thermique de la coupe (évolution de la température dans la zone de coupe au cours des usinages successifs d'usure), dans le présent travail, qui aurait été certainement d'un apport considérable dans la compréhension du mécanisme de dégradations de la surface d'attaque ;
- D'autres essais sur d'autres aciers, dans le but d'identifier d'autres lois de comportement et mener une comparaison de leurs réponses.

Mais faute de temps et de moyens, nous nous sommes contenté du présent travail.

ANALYSE DES RESULTATS

IV.1. Analyse des résultats

Plusieurs études ont porté sur l'influence des éléments affectant la tenue de l'outil et l'état de surface produit (rugosité Ra), les résultats obtenus montrent que les éléments du régime de coupe ont une influence considérable. L'usure de l'outil augmente avec l'augmentation de la vitesse de coupe et de l'avance et l'état de surface s'améliore avec l'augmentation de la vitesse de coupe [97,101].

Actuellement, plusieurs approches sont développées pour optimiser certains paramètres de coupe (vitesse de coupe, vitesse d'avance, profondeur de passe, etc.), en tenant compte d'un ou de plusieurs critères [102,103].

L'analyse présentée ici, portera sur les résultats de l'usure, la rugosité, les efforts de coupe et la perte de cote obtenus lors de l'usinage de l'acier 100 Cr6 avec les plaquettes (CBN 7020, CBN 7050 et CC 650). Elle englobera aussi et pour la première fois, la recherche d'un optimum relatif au régime de coupe par les méthodes citées au chapitre II.2.

IV.1.1. Analyse de l'usure obtenue par la méthode unifactorielle

Les résultats obtenus dans l'annexe III (tableaux AIII.1 à AIII.4) relatif au suivi de l'usure en dépouille V_b et en cratère U_c des différentes plaquettes sont représentés graphiquement par les (Figures IV.1 à IV.5). Le suivi de l'évolution de l'usure V_b s'est effectué sur les trois matériaux de coupe (CBN 7020, CBN 7050 et CC 650), tandis que le suivi de l'usure en cratère U_c n'a été effectué que pour les plaquettes CBN.

L'analyse de ces courbes montre que l'allure générale obéit à la loi universelle de l'usure et est caractérisée par les trois zones principales :

- Zone 1 : Cette zone correspond aux premières secondes de travail et se distingue par une usure intensive, appelée usure initiale ou de rodage, la grande vitesse d'accroissement de l'usure s'explique par l'élimination des aspérités au niveau de l'arête de coupe ou à son voisinage.
- Zone 2 : Une fois la zone de rodage dépassée, l'usure évolue avec une vitesse relativement plus lente et devient plus au moins linéaire. Cette phase d'évolution est connue dans la littérature sous le nom de « usure normale ». Elle se distingue par une grande résistance à l'usure. Au fur et à mesure que l'outil travaille la température à l'interface outil/ pièce et outil/copeau s'élève ce qui favorise et amorce l'apparition de la troisième zone.
- Zone3 : L'élévation de la température dans les zones de contact de la partie active de l'outil conduit à l'accélération des mécanismes d'usure par abrasion et par diffusion, par conséquent l'usure augmente brusquement et l'outil perd ses qualités de coupe et devient inutilisable. Cette zone est connue dans la littérature par la zone de l'usure accélérée ou catastrophique.

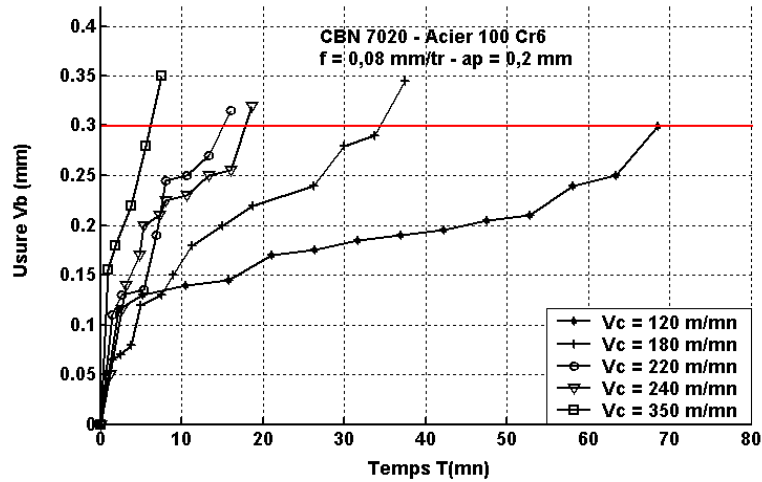


Figure IV.1 Evolution de l'usure en dépouille V_b du CBN 7020 en fonction du temps à différentes vitesses de coupe, ($f = 0,08$ mm/tr, $ap = 0,2$ mm).

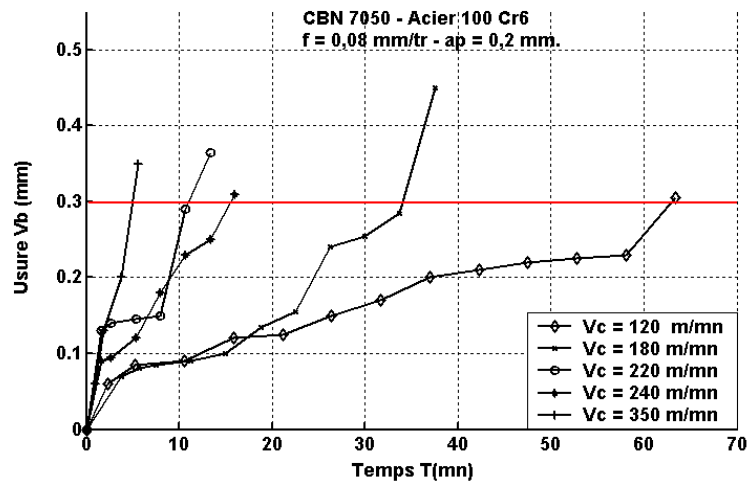


Figure IV.2 Evolution de l'usure en dépouille V_b du CBN 7050 en fonction du temps à différentes vitesses de coupe, ($f = 0,08$ mm/tr, $ap = 0,2$ mm).

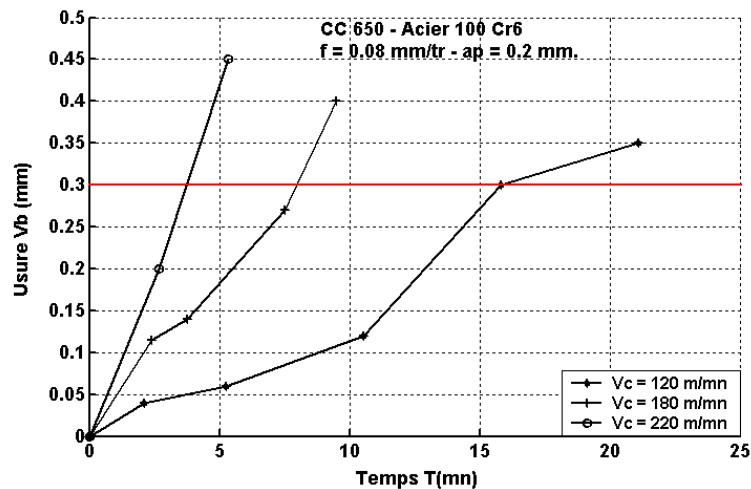


Figure IV.3 Evolution de l'usure en dépouille V_b du CC 650 en fonction du temps à différentes vitesses de coupe, ($f = 0,08$ mm/tr, $ap = 0,2$ mm).

L'analyse des courbes (Figures IV.1 à IV.3) montre que la vitesse de coupe a une influence très significative sur l'usure des différents matériaux de coupe testés. En effet avec l'augmentation de cette dernière, l'usure s'accroît d'une façon remarquable. L'analyse peut être également menée en considérant l'effet des ratios successifs des vitesses de coupe (120, 180, 220, 240, et 350 m/mn) sur leurs durées de vie correspondantes (tableau IV.1).

Ratios des vitesses de coupe		Ratios des tenues					
		CBN 7020		CBN 7050		CC 650	
V_2 / V_1	1,50	T_2 / T_1	0,50	T_2 / T_1	0,54	T_2 / T_1	0,49
V_3 / V_2	1,22	T_3 / T_2	0,51	T_3 / T_2	0,45	T_3 / T_2	0,48
V_4 / V_3	1,09	T_4 / T_3	0,83	T_4 / T_3	0,70		/
V_5 / V_4	1,45	T_5 / T_4	0,41	T_5 / T_4	0,46		/

Tableau IV.1 Ratios exprimant l'effet de la vitesse de coupe sur les tenues des matériaux testés.

Cette analyse montre aussi que pour une plage de vitesses de coupe comprise entre (120-180 m/mn) avec un ratio de 1,5 pour les trois matériaux de coupe, les durées de vie de ces outils diminuent respectueusement de [50%, 46%, et 51%].

De la même manière, on constate également qu'en travaillant avec des plages de vitesses de coupe plus élevées (240-350 m/mn), avec un ratio égal 1,45 ; les durées de vies diminuent avec un degré plus intense respectivement de (59%, 54%).

Le traitement statistique des résultats obtenus des tenues (tableau AIII.1) a permis de déduire les modèles mathématiques, exprimant la relation fonctionnelle entre la durée de vie T et la vitesse de coupe V_c indiqués au tableau IV.2.

Il ressort de cette analyse que l'effet de la vitesse de coupe sur la durée de vie est plus prononcée pour les plages de vitesses élevées, ceci est consolidé par le calcul des coefficients de détermination élevés respectifs des trois matériaux à outils qui justifient leur adéquation avec les résultats obtenus expérimentalement.

Nuance	Modèle mathématique de la durée de vie T	Coefficient de détermination R^2
CBN 7020	$T = e^{16,01} \cdot V_c^{-2,46}$	0,97
CBN 7050	$T = e^{15,20} \cdot V_c^{-2,29}$	0,98
CC 650	$T = e^{13,71} \cdot V_c^{-2,27}$	0,95

Tableau IV.2 Modèles mathématiques exprimant la relation fonctionnelle entre la durée de vie T et la vitesse de coupe V_c .

Ceci s'explique par le fait que lorsqu'on travaille avec des vitesses de coupe plus élevées, le système usinant devient instable en raison des grandes vibrations enregistrées lors de l'usinage et que la température dans la zone de coupe augmente (notamment aux interfaces « copeau - surface d'attaque », et « pièce - surface de dépouille principale ». Ce qui favorise la manifestation des différents mécanismes d'usure de l'outil suite à la réduction de sa dureté.

L'analyse des résultats montre également qu'à la vitesse de coupe 220 m/mn, la céramique noire n'a pu résister qu'à 3,77 mn de travail, ce qui est très faible comparativement aux plaquettes CBN.

L'usure en dépouille (V_b) et l'usure en cratère (U_c) (Figures IV.4 et IV.5) prennent la même allure et les profils d'usure sont très typiques. Par ailleurs, on remarque que les valeurs de (V_b) sont supérieures à celles de (U_c) et donc le critère d'usure (V_b) permet de mieux voir et suivre cette évolution d'usure. C'est pour cette raison que, l'usure en dépouille (V_b) est prise comme critère principal pour la détermination de la durée de vie.

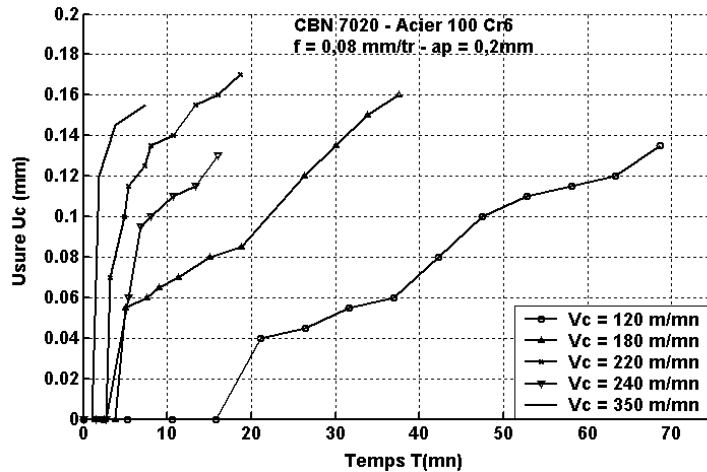


Figure IV.4 Evolution de l'usure en cratère (U_c) de l'outil CBN 7020 en fonction du temps à différentes vitesses de coupe lors de l'usinage de l'acier 100 Cr6 trempé.

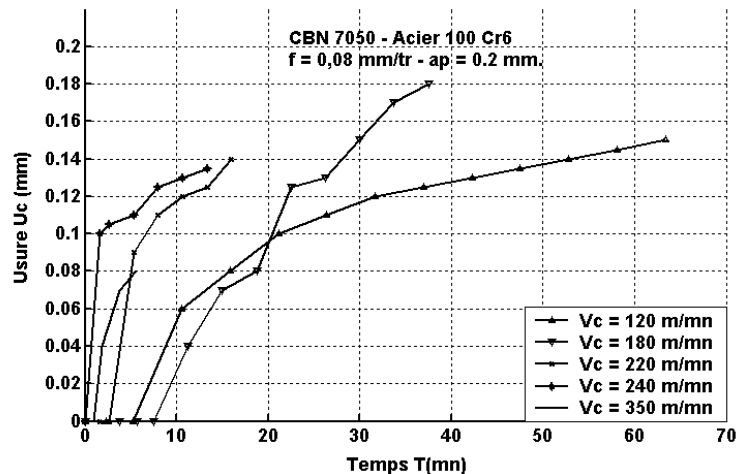
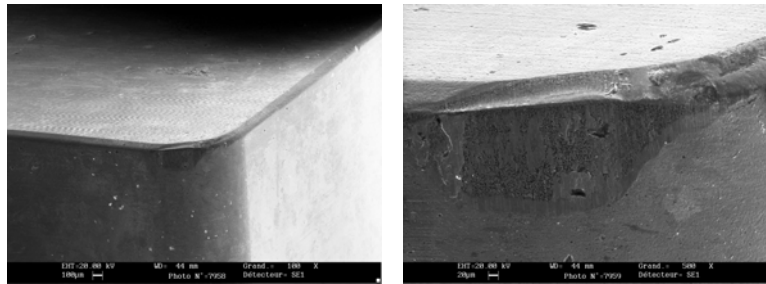


Figure IV.5 Evolution de l'usure en cratère (U_c) de l'outil CBN 7050 en fonction du temps à différentes vitesses de coupe lors de l'usinage de l'acier 100 Cr6 trempé.

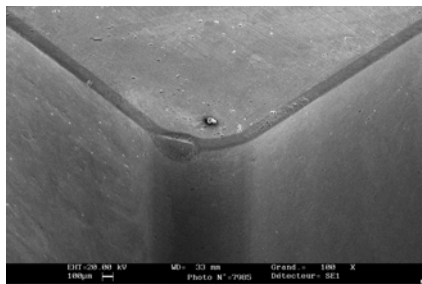
Sur la Figure IV.6 sont montrées les micrographies de l'usure en dépouille des paquettes en CBN 7020, à différentes vitesses de coupe. Ces micrographies sont prises au moyen d'un microscope à balayage électronique M.E.B au Laboratoire de Physique et Mécanique des Matériaux LPMM de Metz (France). A la vitesse 120 m/mn l'usure en dépouille s'est développé sous forme de poche, alors que l'usure en cratère s'est élargie en endommageant le chanfrein de renforcement de la plaquette. Ces photos sont prises à différents agrandissement a) Grand. x 100 et b) Grand. x 1000.



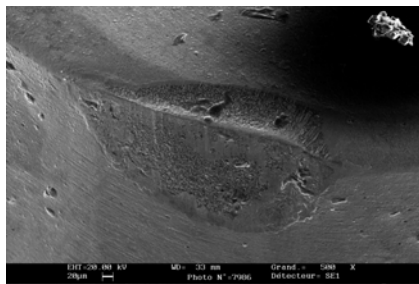
a) G. x 100

b) G. x 1000

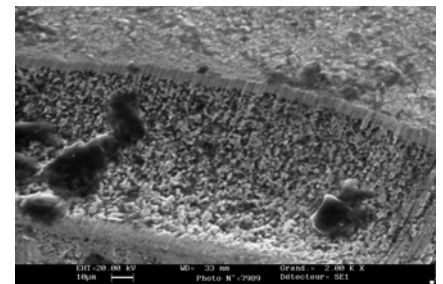
$V_c = 120 \text{ m/mn}$, $f = 0,08 \text{ mm/tr}$, $a_p = 0,2 \text{ mm}$.



a) G. x 100

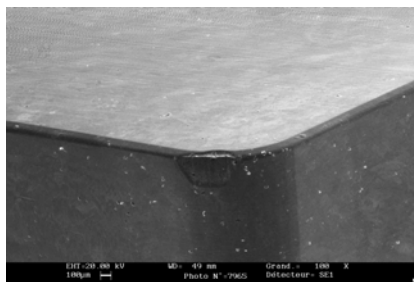


b) G. x 500

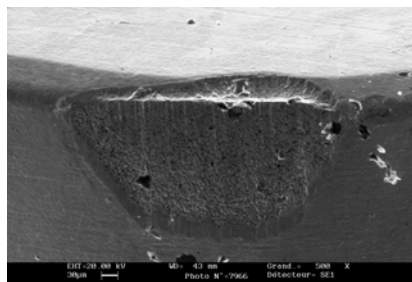


c) G. x 2. 00 K

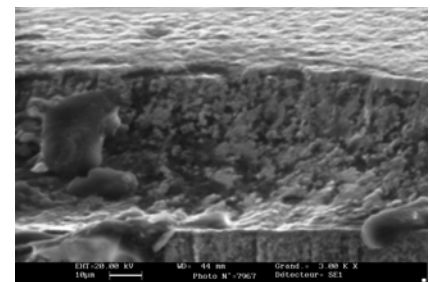
$V_c = 220 \text{ m/mn}$, $f = 0,08 \text{ mm/tr}$, $a_p = 0,2 \text{ mm}$.



a) G. x 100



b) G. x 500



c) G. x 3. 00 K

$V_c = 350 \text{ m/mn}$, $f = 0,08 \text{ mm/tr}$, $a_p = 0,2 \text{ mm}$.

Figure IV.6 Usures en dépouille et en cratère de la plaquette CBN 7020 à différentes vitesses de coupe.

On constate sur la figure c une cavité assez importante, contenant des débris. Une analyse approfondie de cette micrographie fait ressortir que la morphologie de ce cratère se distingue par une couche mince à grains fins à la surface qui est probablement la couche de revêtement.

Les micrographies de l'usure du CBN 7020, à différents agrandissements a) G. x 100, b) G. x 200 et c) G. x 2.00k lors de l'usinage de l'acier 100 Cr6 trempé à la vitesse de coupe 220 m/mn, montrent qu'après 18,69 mn de travail l'usure en dépouille a atteint la valeur de 0,32 mm alors que la largeur du cratère a atteint 0,17 mm.

Au dessous de laquelle, on observe le substrat du CBN qui est relativement plus rugueux et ayant des grains plus gros. Les mêmes observations ont été constatées sur l'aspect final de l'usure du CBN 7020 à 350 m/mn, où après 7,49 mn l'usure V_b a atteint 0,35 mm et la largeur du cratère a atteint 0,155 mm.

Il est à noter que suite au frottement du copeau sur le chanfrein de la plaquette, est apparue une usure sous forme de cuvette qui a pris de l'ampleur à partir de la ligne inférieur du chanfrein et traversant celui-ci vers la surface d'attaque.

De la même manière, les micrographies prélevées de l'usure de la CC 650 (Figure IV.7), à différents agrandissements aux vitesses (120 m/mn et 180 m/mn) ont révélées :

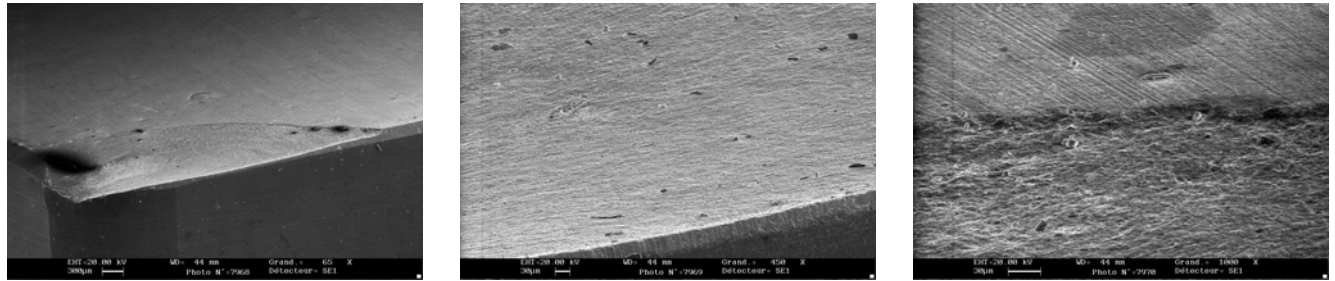
- L'apparition de l'usure en dépouille qui est due au frottement de la surface en dépouille principale avec la surface de coupe de la pièce, et de l'usure en cratère qui est due au frottement du copeau sur la surface d'attaque ou leur localisation s'est limitée seulement sur le bec de l'outil en raison de la faible profondeur de passe $a_p = 0,2$ mm ;

- La présence de rayures occasionnées sur les surfaces de dépouille et d'attaque qui sont dues probablement à l'abrasion des carbures M_7C_3 très durs présents dans la structure martensitique (Figure IV.7, $V_c=180$ m/mn) [30]. La gouvernance du mécanisme de diffusion est confortée par la présence des éléments chimiques du matériau usiné sur la surface d'attaque (Figure IV.8) ;

- Un frottement du copeau sur le chanfrein de renforcement de la plaquette qui a conduit à sa détérioration (Figure IV.7, $V_c = 120$ m/mn et $V_c = 180$ m/mn) puis un début d'élargissement du cratère dans le sens de la surface d'attaque ;

- Que l'usinage a été accompagné par des sollicitations thermiques et mécaniques très importants où l'observation de brûlures et des rayures qui témoignent que la coupe a été effectuée à des températures et des pressions très élevées ;

- L'observation de la surface d'attaque de la CC 650 au 1^{er} essai s'est soldée par un écaillage de cette dernière qui témoigne de sa fragilité.

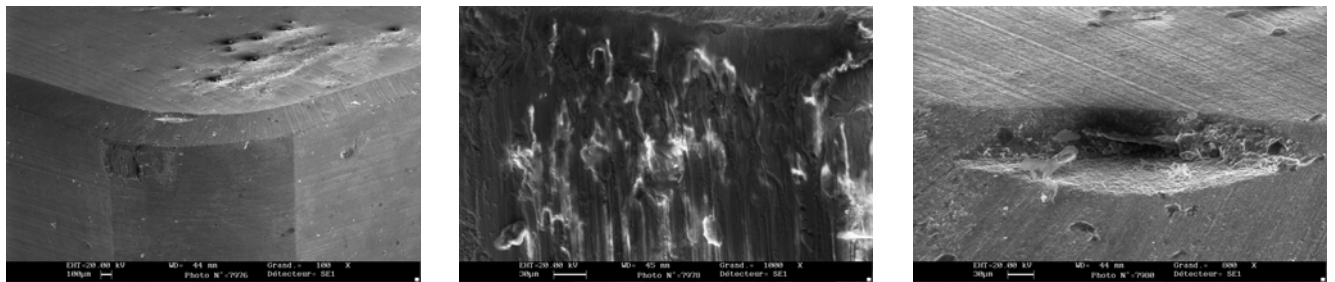


a) G. x 65

b) G. x 450

c) G. x 1000

$V_c = 120 \text{ m/mn}$, $f = 0,08 \text{ mm/tr}$, $a_p = 0,2 \text{ mm}$ (1^{ém} essai)

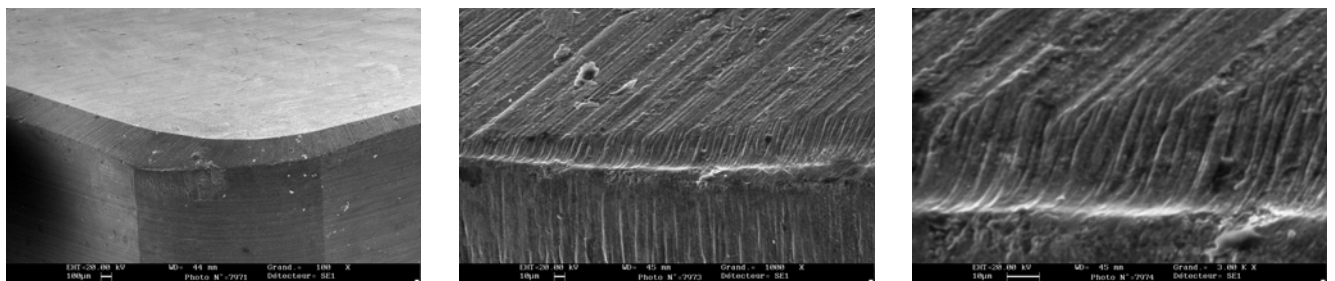


a) G. x 100

b) G. x 1000

c) G. x 300

$V_c = 120 \text{ m/mn}$, $f = 0,08 \text{ mm/tr}$, $a_p = 0,2 \text{ mm}$ (2^{ém} essai)



a) G. x 400

b) G. x 1000

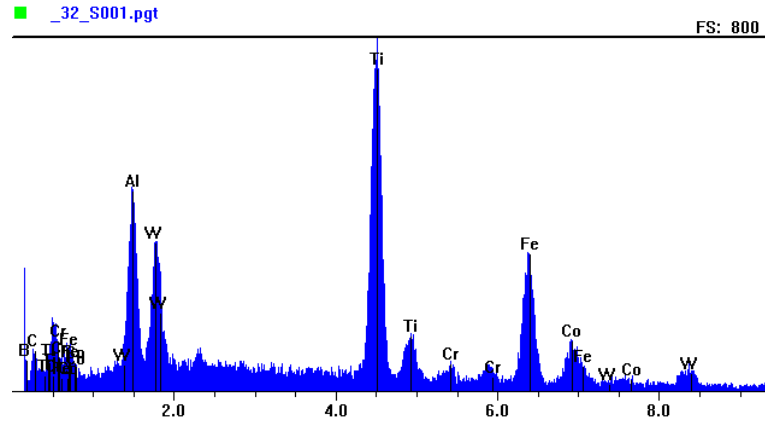
c) G. x 3. 00 K

$V_c = 180 \text{ m/mn}$, $f = 0,08 \text{ mm/tr}$, $a_p = 0,2 \text{ mm}$

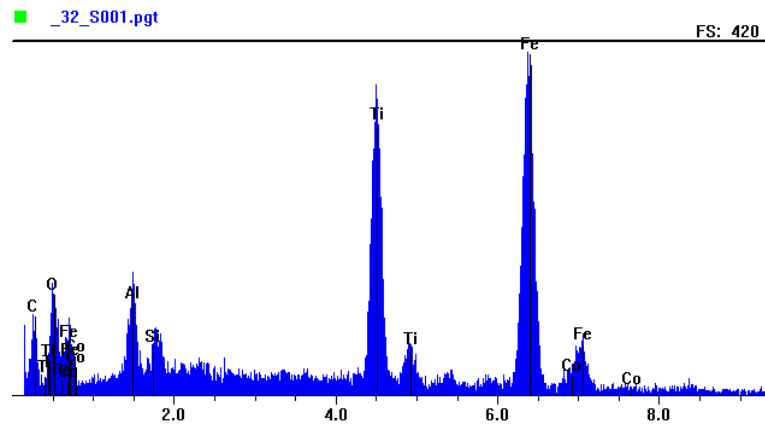
Figure IV.7 Usures en dépouille et en cratère de la plaquette CC 650 à différentes vitesses de coupe.

L'analyse ou la composition chimique sur la surface d'attaque au niveau du cratère (Figures IV.7a, IV.7b) a fait révéler la présence de plusieurs éléments chimiques tels que : le Ti, Al, w, Fe, co, Cr, B, C, Si, O₂. Sachant qu le CBN 7020 est composé de (57% CBN + 35% TiCN + autres). La présence des éléments chimiques autres que ceux du CBN 7020 témoigne du déroulement de l'un des mécanismes d'usure par « adhésion » ou par « diffusion » ou les deux a la fois.

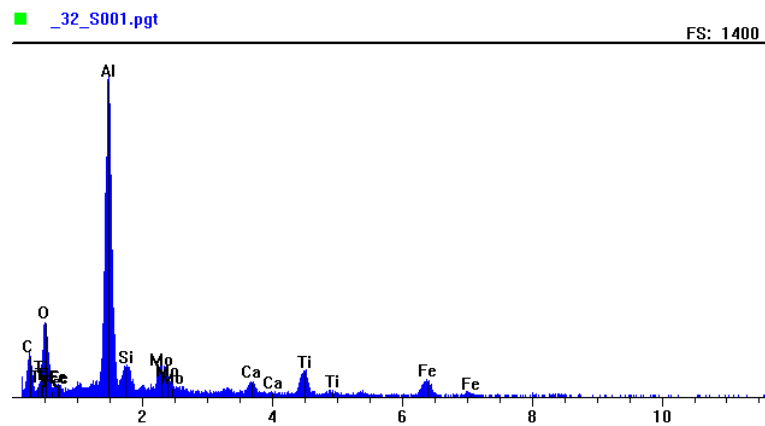
La composition chimique des paquettes en céramique noire est la suivante : ($\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiC}$), alors que le spectrogramme prélevé au niveau de l'usure en cratère de la surface d'attaque de la plaquette à mis en évidence la présence des éléments chimiques suivants : Ti, Al, Mo, Fe, ca, O, C, Si (Figure IV.8c).



a) CBN arête 1, $V_c = 240$ m/mn



b) CBN arête 2, $V_c = 120$ m/mn



c) Céramique noire, $V_c = 120$ m/mn

Figure IV.8 Spectrogramme d'un échantillon prélevé à la surface d'attaque.

Par conséquent la présence d'éléments chimiques étranges (notamment le Mo, Fe, Si) peut être expliquée par l'un des mécanismes d'usure suivants : par adhésion ou par diffusion.

A partir des résultats obtenus aux (tableau AIII.1), nous pouvons déterminer les différentes longueurs de copeaux enlevées (tableau IV.3) d'après l'équation IV-1.

$$L = V_c.T \quad (IV-1)$$

Où

L (m) : représente la longueur de copeaux usinés ;

T (mn) : est la durée de vie de l'outil à $[V_b] = 0,3$ mm.

Vitesse de coupe V_c (m/mn)	Longueurs de copeau usiné L (m)		
	CBN 7020	CBN 7050	CC 650
120	8236,8	7552,8	1900,8
180	6220,8	6154,2	1409,4
220	3953,4	3425,4	829,4
240	3604,8	2630,4	/
350	2159,5	1771	/

Tableau IV.3 Longueurs de copeaux générés lors de l'usinage de l'acier 100 Cr6 trempé pour les différents matériaux à outils testés.

On constate qu'à la vitesse de coupe $V_c = 120$ m/mn, la plaquette CBN 7020 conduit au meilleur rendement (T, L) et l'utilisation de cette dernière semble la plus prometteuse (Figures IV.9 et IV.10).

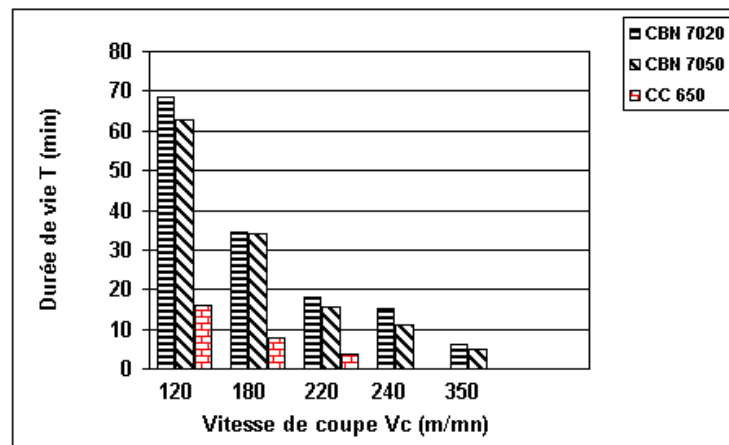


Figure IV.9 Tenues expérimentales prédites des différents matériaux à outil à différentes vitesses de coupe, lors de l'usinage de l'acier 100 Cr6 trempé à $[V_b] = 0,3$.

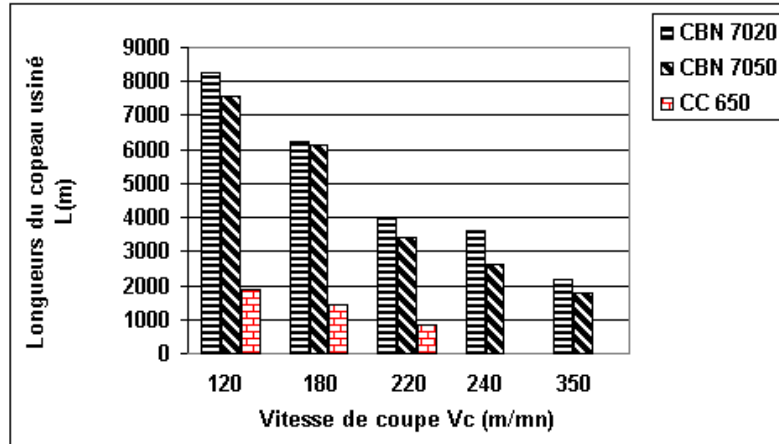


Figure IV.10 Longueurs de copeau généré par les différents matériaux à outil à différentes vitesses de coupe, lors de l'usinage de l'acier 100 Cr6 trempé à $[V_b] = 0,3$ mm.

IV.1.2. Analyse de l'usure obtenue par la méthode multifactorielle

La méthode multifactorielle nous permet d'analyser l'influence des éléments du régime de coupe (vitesse de coupe, avance et profondeur de passe) sur la durée de vie de l'outil. Le traitement graphique des résultats obtenus aux tableaux AIII.2 et AIII.3 sont représentés par les (Figures IV.11 à IV.13).

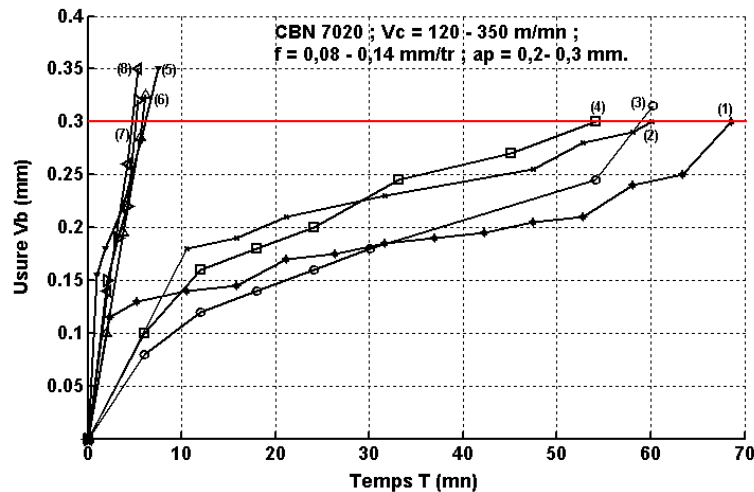


Figure IV.11 Evolution de l'usure (V_b) du CBN 7020 en fonction du temps à différentes combinaisons des éléments du régime de coupe du plan des expériences.

Les courbes retracent l'allure générale de la loi d'usure, scindées en deux groupes. Le premier groupe de ces courbes est relatif à la vitesse de coupe $V_c = 120$ m/mn. Quand au second, il est relatif à la vitesse $V_c = 350$ m/mn, donc des durées de vie plus petites que les précédentes.

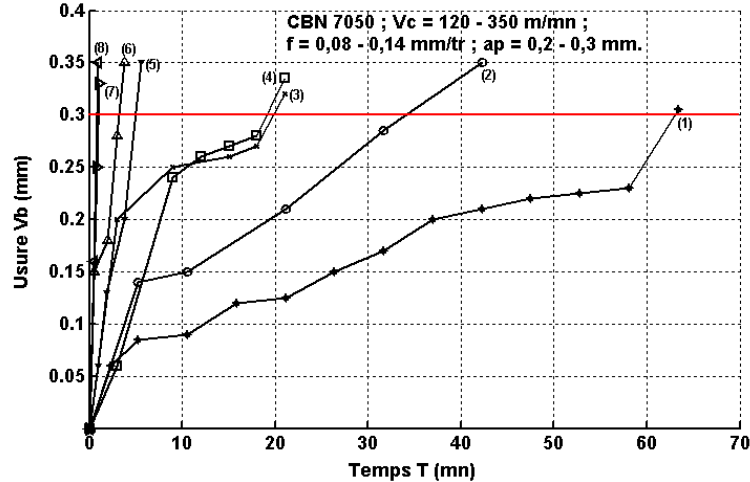


Figure IV.12 Evolution de l'usure (V_b) du CBN 7050 en fonction du temps à différentes combinaisons des éléments du régime de coupe du plan des expériences.

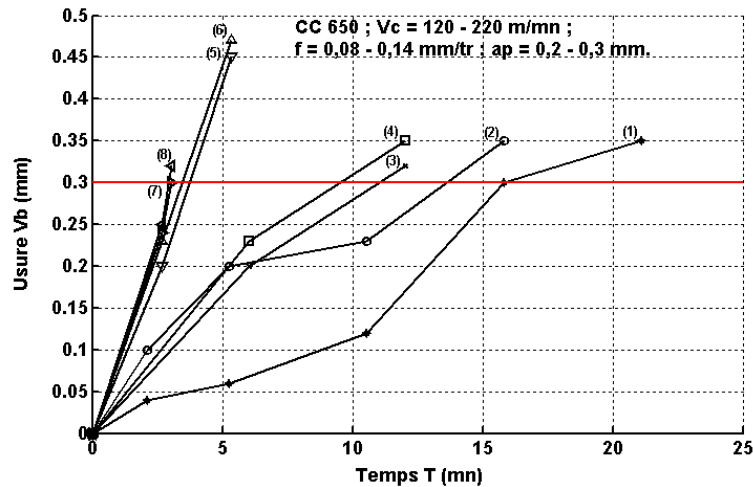


Figure IV.13 Evolution de l'usure (V_b) de la CC 650 en fonction du temps à différentes combinaisons des éléments du régime de coupe du plan des expériences.

IV.1.2.1. Influence de la vitesse de coupe sur la durée de vie

L'analyse de la variation de la durée de vie en fonction de la vitesse de coupe dans un rapport de 2,91 (V_{cmax} / V_{cmin}) pour les deux niveaux min et max de l'avance et de la profondeur de passe, montre que la vitesse de coupe a une influence considérable sur la tenue de l'outil.

En effet pour une augmentation de la vitesse de coupe de 191%, les durées de vie diminuent moyennement de 92%, 96% respectivement pour le (CBN 7020, CBN 7050) et 73,5% pour la (CC 650) lorsque la vitesse augmente de 83% (tableaux IV.4 et IV.5).

N° Essai	Vc	f	ap	Ratios des tenues	
				CBN 7020	CBN 7050
1	-	-	-	T5/T1=0,08	T5/T1=0,08
5	+	-	-		
2	-	-	+	T6/T2=0,09	T6/T2=0,06
6	+	-	+		
3	-	+	-	T7/T3=0,08	T7/T3=0,07
7	+	+	-		
4	-	+	+	T8/T4=0,08	T8/T4=0,04
8	+	+	+		

Tableau IV.4 Effet de la vitesse de coupe sur la durée de vie des outils CBN 7020/7050 à des avances et profondeurs de passe constantes pour un ratio de vitesse égal à 2,91.

N° Essai	Vc	f	ap	Ratios des tenues
				CC 650
1	-	-	-	T5/T1=0,23
5	+	-	-	
2	-	-	+	T6/T2=0,25
6	+	-	+	
3	-	+	-	T7/T3=0,27
7	+	+	-	
4	-	+	+	T8/T4=0,31
8	+	+	+	

Tableau IV.5 Effet de la vitesse de coupe sur la durée de vie de la CC 650 à des avances et profondeurs de passe constantes pour un ratio de vitesse égal à 1,83.

IV.1.2.2. Influence de l'avance sur la durée de vie

L'analyse des résultats présentés dans le (tableau IV.6) montre que l'effet de l'avance est relativement plus faible par rapport à celui de la vitesse, néanmoins avec l'augmentation de l'avance de 75%, la durée de vie pour la céramique noire diminue dans un intervalle de (19 à 31)%.

En outre on remarque que le degré d'influence sur la tenue est plus marqué quand la profondeur de passe est à son niveau maximal. Pour une augmentation de 75% de l'avance, la durée de vie de l'outil CBN 7020 diminue dans un intervalle de 10 à 19%.

Pour l'outil CBN 7050 une augmentation de 75% de l'avance, fait chuter sa durée de vie de 24 à 45%. Par conséquent ce matériau est plus sensible à l'avance par rapport au matériau précédent.

N° Essai	Vc	f	ap	Ratios des tenues		
				CBN 7020	CBN 7050	CC 650
1	-	-	-	T3/T1=0,85	T3/T1=0,76	T3/T1=0,69
3	-	+	-			
5	+	-	-	T7/T5=0,83	T7/T5=0,55	T7/T5=0,81
7	+	+	-			
2	-	-	+	T4/T2=0,90	T4/T2=0,77	T4/T2=0,69
4	-	+	+			
6	+	-	+	T8/T6=0,81	T8/T6=0,55	T8/T6=0,86
8	+	+	+			

Tableau IV.6 Effet de l'avance sur la durée de vie des différents matériaux à outils à des vitesses de coupe et profondeurs de passe constantes pour un ratio d'avance égal à 1,75.

IV.1.2.3. Influence de la profondeur de passe sur la durée de vie

En effet pour les différentes combinaisons de la vitesse et de l'avance, les durées de vie chutent respectivement de :

- 13%, 38% pour les plaquettes (CBN 7020 et CBN 7050) lorsque la profondeur de passe augmente de 50% (tableau IV.7) ;
- 14% pour la CC 650 lorsque la profondeur de passe augmente de 50% (tableau IV.7).

N° Essai	Vc	f	ap	Ratios des tenues		
				CBN 7020	CBN 7050	CC 650
1	-	-	-	T2/T1=0,87	T2/T1=0,76	T2/T1=0,86
2	-	-	+			
5	+	-	-	T6/T5=0,93	T6/T5=0,63	T6/T5=0,90
6	+	-	+			
3	-	+	-	T4/T3=0,92	T4/T3=0,93	T4/T3=0,86
4	-	+	+			
7	+	+	-	T8/T7=0,92	T8/T7=0,62	T8/T7=0,97
8	+	+	+			

Tableau IV.7 Effet de la profondeur de passe sur la durée de vie des différents matériaux à outils à des vitesses de coupe et d'avance constantes pour un ratio de ap égal à 1,5.

Le traitement statistique des résultats obtenus des tenues (tableaux AIII.2 AIII.3) a permis de déduire les modèles mathématiques, exprimant la relation fonctionnelle entre la durée de vie T et les paramètres de coupe indiqués au tableau IV.8.

Nuance	Modèle mathématique de la durée de vie T	Coefficient de détermination R ²
CBN 7020	$e^{13,87} \cdot V_c^{-2,22} \cdot f^{-0,29} \cdot a_p^{-0,22}$	0,98
CBN 7050	$e^{13,09} \cdot V_c^{-2,51} \cdot f^{-0,83} \cdot a_p^{-0,73}$	0,97
CC 650	$e^{11,64} \cdot V_c^{-2,19} \cdot f^{-0,47} \cdot a_p^{-0,24}$	0,99

Tableau IV.8 Modèles mathématiques exprimant la relation fonctionnelle entre la durée de vie T et les paramètres du régime de coupe.

L'analyse de ces modèles montre :

- Que la durée de vie est inversement proportionnelle à l'augmentation des éléments du régime de coupe et que la vitesse de coupe (V_c) a le degré d'influence le plus important sur la durée de vie, suivie par l'avance et enfin par la profondeur de passe ;
- Le peu d'influence de l'avance et de la profondeur de passe sur la durée de vie pour les différentes plaquettes et que les modèles déduits se distinguent par des coefficients de déterminations élevés, ce qui justifie leurs adéquations avec les résultats obtenus.

IV.1.3. Analyse de la rugosité obtenue par la méthode unifactorielle

Les résultats présentés dans le tableau AIII.5 montrent que la rugosité diminue puis tend à se stabiliser lorsque la vitesse augmente (Figure IV.14). Cette amélioration de l'état de surface s'explique par le fait que la matière usinée est peu ductile et les vitesses de coupe choisies sont élevées, ce qui ne favorise pas la formation de l'arête rapportée, (donc l'absence de dégradation de surface par adhésion de particules ou fragments du copeau sur la surface usinée),

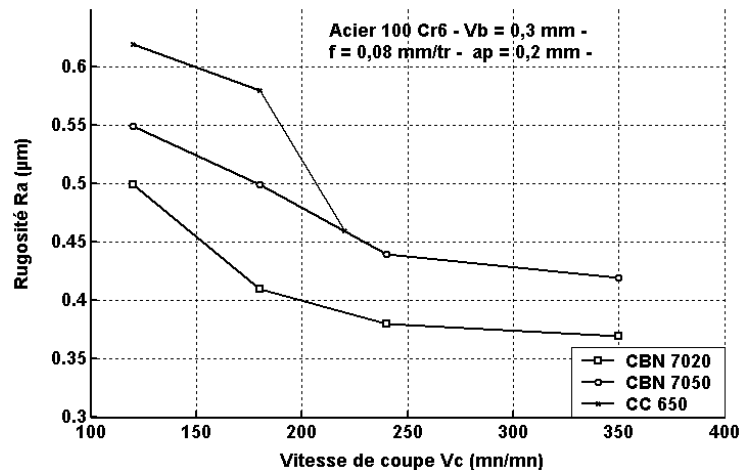


Figure IV.14 Evolution de la rugosité (Ra) de l'acier 100 Cr6 trempé en fonction de la vitesse de coupe obtenue par différents matériaux de coupe.

Nuance	Modèle mathématique de la rugosité Ra	Coefficient de détermination R ²
CBN 7020	$Ra = 1,85 \cdot Vc^{-0,28}$	0,87
CBN 7050	$Ra = 1,95 \cdot Vc^{-0,36}$	0,95
CC 650	$Ra = 5,36 \cdot Vc^{-0,44}$	0,76

Tableau IV.9 Modèles mathématiques exprimant la relation fonctionnelle entre la rugosité et la vitesse de coupe Vc.

L'analyse de ces modèles fait ressortir que la rugosité est inversement proportionnelle à la vitesse de coupe et que les modèles déduits se distinguent par des coefficients de déterminations assez élevés, ce qui justifie leurs adéquations avec les résultats obtenus.

IV.1.4. Analyse de la rugosité obtenue par la méthode multifactorielle

Le traitement statistique des résultats obtenus a permis de déduire les modèles mathématiques indiqués au tableau IV.10.

L'analyse de ces modèles fait sortir que la rugosité est proportionnelle à l'augmentation de l'avance et de la profondeur de passe et inversement proportionnelle à la vitesse de coupe, d'autre part une augmentation de l'avance de 75% à Vc = 350 m/mn entraîne une augmentation respective de (31 et 43)% pour les CBN 7020 et CBN 7050, et 76% pour la CC 650 à Vc = 220 m/mn.

Nuance	Modèle mathématique de la rugosité Ra	Coefficient de détermination R ²
CBN 7020	$e^{7,33} \cdot V^{-0,86} \cdot f^{1,38} \cdot ap^{0,04}$	0,79
CBN 7050	$e^{1,49} \cdot V^{-0,28} \cdot f^{0,33} \cdot ap^{0,08}$	0,97
CC 650	$e^{1,16} \cdot V^{-0,17} \cdot f^{0,40} \cdot ap^{0,15}$	0,97

Tableau IV.10 Modèles mathématiques exprimant la relation fonctionnelle entre la rugosité Ra et les paramètres du régime de coupe.

Par ailleurs le suivi de l'évolution de la rugosité Ra en fonction de l'usure pour les différents matériaux à outils a différentes vitesses de coupe a montré que :

- Avec l'augmentation de l'usure, l'état de surface se dégrade et la rugosité augmente, ceci s'explique par les modifications géométriques de l'arête tranchante de l'outil provoquées par les conditions de coupe sévères et les températures élevées régnant à la pointe de l'outil, (Figures IV.15 à IV.17) ;

- L'évolution lente de la rugosité à partir de la valeur de l'usure $V_b = 0,13$ mm, et ce bien avant l'atteinte de la valeur V_b admissible, ce qui correspond à l'usure appelée (usure normale) caractérisée par une lente évolution ;
- Les plaquettes CBN 7020 et CBN 7050 (Figures IV.18.a et IV.18.b) assurent un bon état de surface ($R_a = 0,25$ à $1,01\mu\text{m}$) comparativement à la rectification ($R_a = 0,2$ à $1,1\mu\text{m}$). Quant à la CC 650, cette dernière a donné un état de surface en dehors de ces limites (Figure IV.18.c).

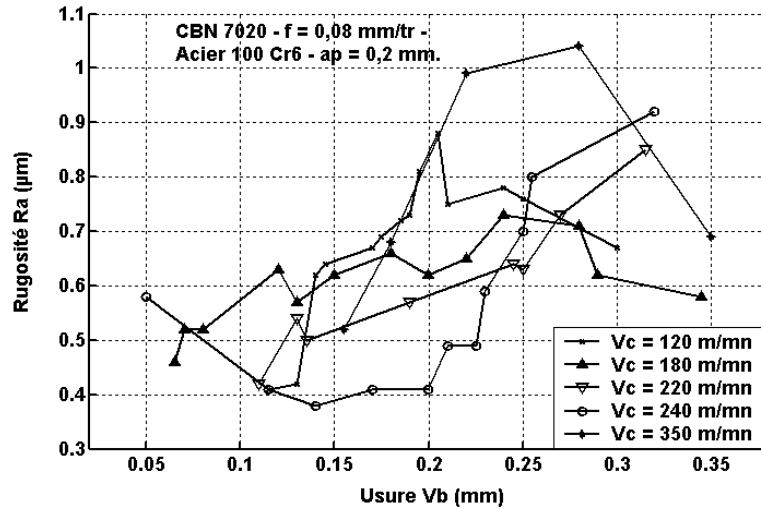


Figure IV.15 Evolution de la rugosité R_a de l'acier 100 Cr6 trempé en fonction de l'usure du CBN 7020.

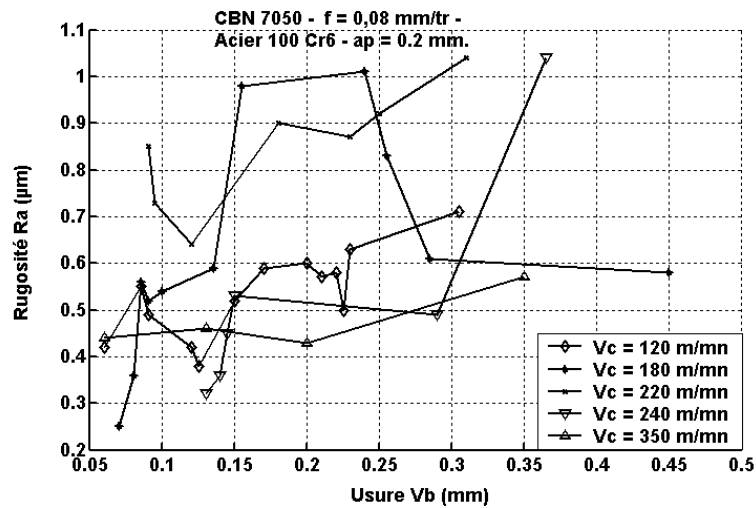


Figure IV.16 Evolution de la rugosité R_a de l'acier 100 Cr6 trempé en fonction de l'usure du CBN 7050.

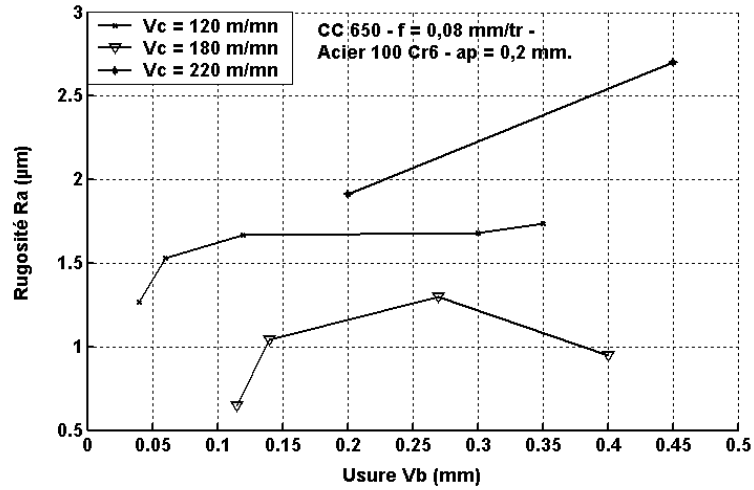


Figure IV.17 Evolution de la rugosité Ra de l'acier 100 Cr6 trempé en fonction de l'usure de la CC 650.

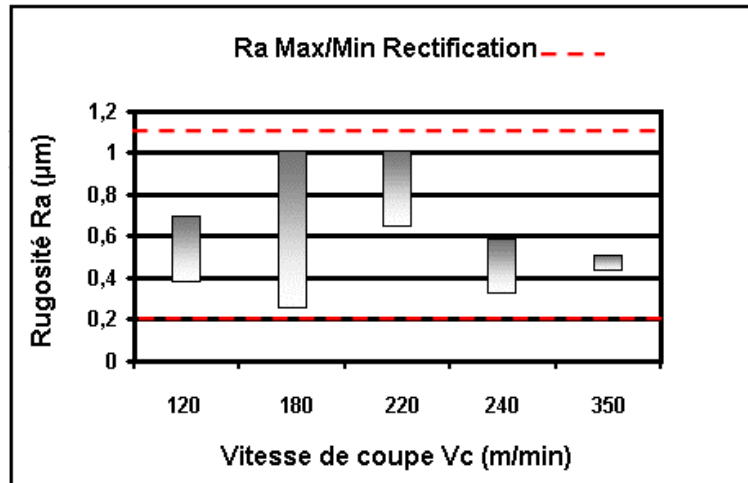


Figure IV.18.a

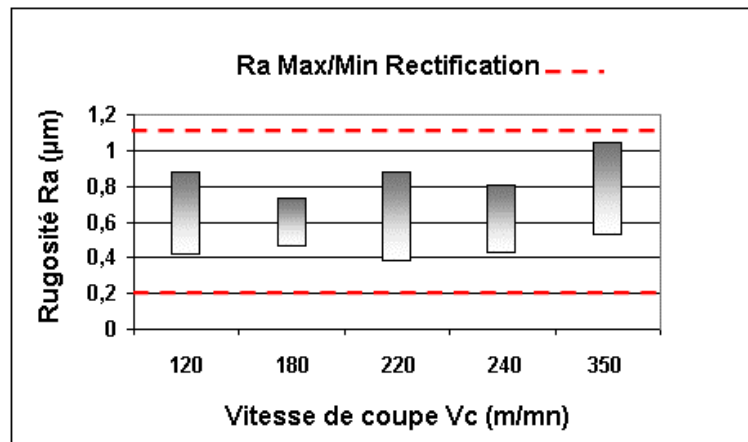


Figure IV.18.b

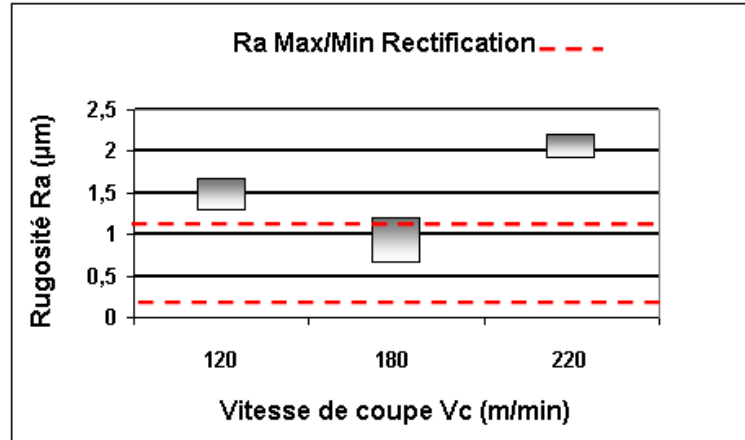


Figure IV.18.c

Comparaison des états de surface obtenus à différentes vitesses de coupe entre le tournage dur et la rectification pour les différents matériaux à outils, a)- CBN 7020, b)- CBN 7050 et c)- CC 650 ; ($f = 0,08$ mm/tr, $ap = 0,2$ mm).

IV.1.5. Analyse de la précision dimensionnelle et morphologie du copeau

L'analyse des résultats de la perte de cote (PC) en fonction de la vitesse de coupe pour les différents matériaux à outils (tableau AIII.9), a montré que lorsque l'usure augmente, la perte de cote augmente et la plus grande valeur enregistrée (0,09 mm) correspond à l'usinage avec la CC 650 (Figure IV.19).

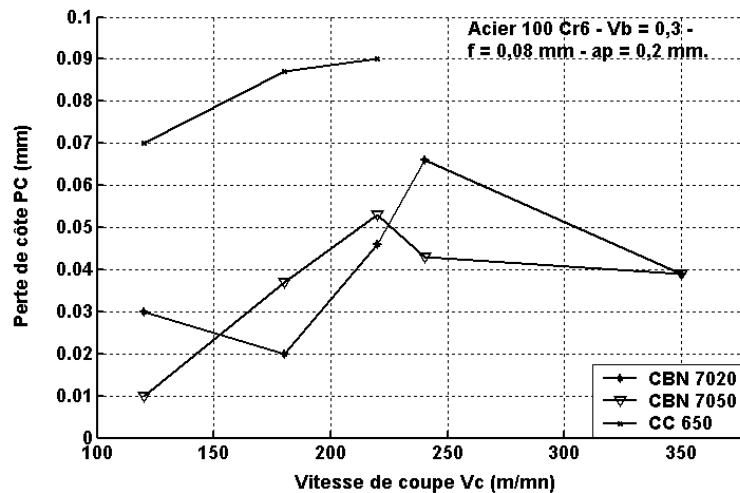


Figure IV.19 Evolution de la perte de cote en fonction de la vitesse de coupe pour les différents matériaux à outil.

Ceci s'explique par le fait que les plaquettes CBN sont plus résistantes et plus tenaces que la céramique noire d'une part et qu'à des vitesses de coupe élevées, on assiste à un net recul de l'arête de coupe ce qui augmente le risque d'une cote non respectée

. Formation du copeau

L'un des points marquant de l'usinage de l'acier 100 Cr6 est le type et l'enroulement du copeau en fonction du temps d'usinage (Figure AIII.1). Dans l'ensemble des opérations de coupe pratiquées, la forme du copeau est restée la même (copeau continu enchevêtré) au début des essais pour les plaquettes CBN. Celui-ci ne se fractionne pas et son épaisseur diminue (s'amincit) pendant que l'usure augmente et prend une forme ondulée suivant des fréquences élevées.

IV.1.6. Analyse des efforts de coupe

Les résultats expérimentaux montrent que les efforts de coupe diminuent avec l'augmentation de la vitesse de coupe (Figures IV.20 et IV.21). La composante radiale de l'effort total présente une décroissance avec une pente légèrement différente de celle des deux autres composantes pour le CBN 7020, et très accentuée pour le CBN 7050.

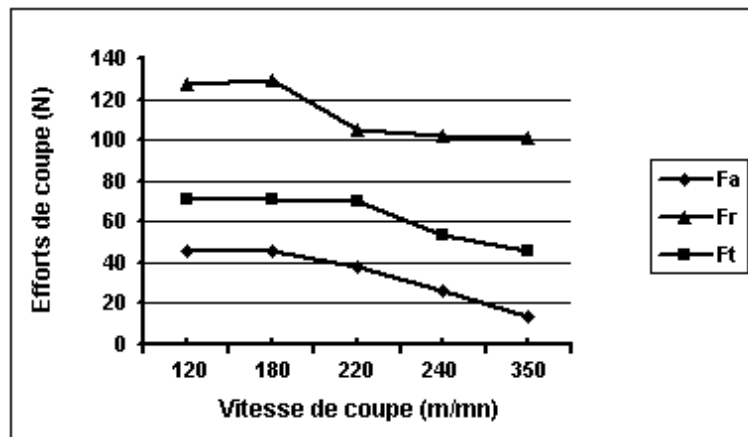


Figure IV.20 Evolution des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe lors de l'usinage de l'acier 100 Cr6, (CBN 7020, $f = 0,08$ mm/tr et $a_p = 0,2$ mm).

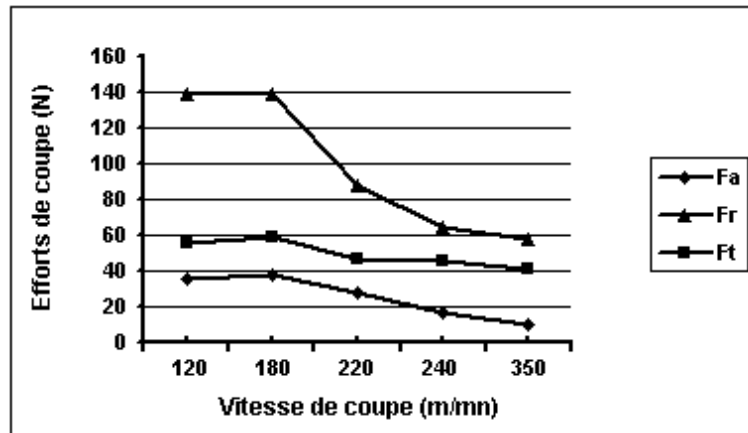


Figure IV.21 Evolution des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe lors de l'usinage de l'acier 100 Cr6, (CBN 7050, $f = 0,08$ mm/tr et $a_p = 0,2$ mm).

De plus, on observe la présence d'un pic aux alentours de 180 m/min pour les deux matériaux correspondant probablement à l'entrée de l'outil de coupe dans la matière, puis les efforts diminuent progressivement.

Les Figures IV.22 et IV.23 montrent que la pression de coupe diminue avec l'augmentation de la vitesse de coupe. Pour de faibles vitesses de coupe, la pointe des outils subit des pressions de coupe très élevées. Pour une vitesse de coupe de 220 m/min, le CBN 7020 subit une pression d'environ de 1,5 fois de celle du CBN 7050.

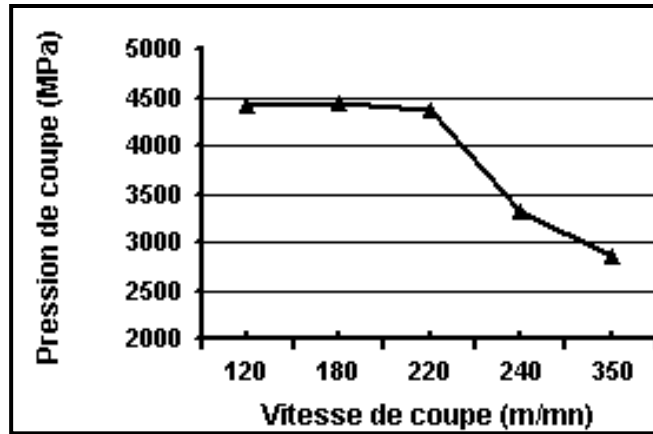


Figure IV.22 Evolution de la pression de coupe en fonction de la vitesse de coupe pour le CBN 7020 ($f = 0,1$ mm/tr et $a_p = 0,2$ mm).

La pression spécifique de coupe diminue respectivement de (36 et 28)% pour le CBN 7020 et CBN 7050, lorsque la vitesse de coupe passe de 120 m/min à 350 m/min. Cette réduction peut s'expliquer par les hautes températures générées pendant la coupe, à l'interface pièce-outil-copeau, qui à leur tour entraînent un écrouissage et adoucissement thermique important du matériau usiné et ainsi une diminution des efforts de coupe et de la pression spécifique.

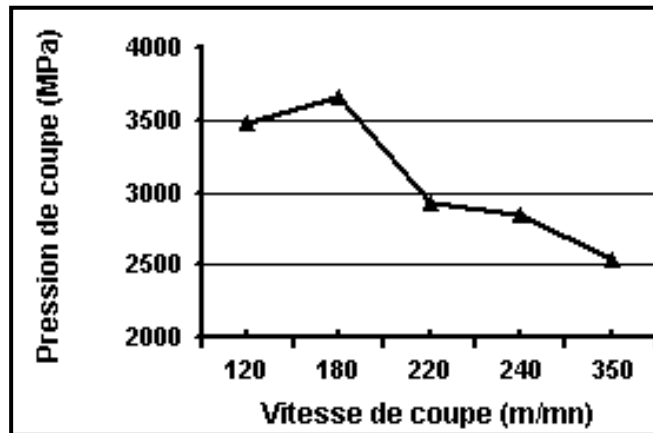


Figure IV.23 Evolution de la pression de coupe en fonction de la vitesse de coupe pour le CBN 7050 ($f = 0,1$ mm/tr et $a_p = 0,2$ mm).

IV.1.7. Recherche de l'optimum

L'approche utilisée consiste à déterminer le domaine de validité des paramètres de coupe par deux méthodes différentes. Le problème a été appréhendé dans un premier temps par une optimisation sans contrainte (méthode de la Plus Grande Pente), puis par une optimisation sous contrainte (méthode Newton réflexive intérieure) dans un deuxième temps.

Le traitement statistique de la tenue T de l'outil et de l'état de surface (rugosité Ra) produit a permis tout en tenant compte de l'intervalle de confiance des coefficients, la déduction des modèles mathématiques (tableau IV.11) exprimant la relation fonctionnelle entre les éléments du régime de coupe et les paramètres étudiés respectivement pour les différents matériaux testés.

Nuance	Modèle mathématique	
	Durée de vie T	Rugosité Ra
CBN 7020	$32,942 - 27,492.X_1 - 2,225.X_2 - 1,752.X_3 + 1,7.X_1.X_2 + 1,552.X_1.X_3 + 0,485.X_2.X_3 - 0,49.X_1.X_2.X_3$	$0,433 - 0,0005.(x_1 - 235) - 1,25.(x_2 - 0,11)$
CBN 7050	$25,14 - 21,917.X_1 - 4,682.X_2 - 2,56.X_3 + 3,77.X_1.X_2 + 1,827.X_1.X_3 + 1,705.X_2.X_3 - 1,415.X_1.X_2.X_3$	$0,433 - 0,0003.(x_1 - 235) - 0,195.(x_2 - 0,11)$
CC 650	$7,921 - 4,613.X_1 - 1,257.X_2 - 0,516.X_3 + 0,961.X_1.X_2 + 0,408.X_1.X_3 + 0,113.X_2.X_3 - 0,0512.X_1.X_2.X_3$	/

Tableau IV.11 Modèles mathématiques.

Où : X₁, X₂ et X₃ représentent respectivement la vitesse de coupe V_c (m/mn), l'avance f (mm/tr) et la profondeur de passe a_p (mm).

Une exploitation statistique des modèles obtenus par le critère de Fisher (F) indiquée au tableau IV.12 (équation IV-2, Figure AIV.1) a été menée afin de connaître le degré de confiance que l'on peut accorder aux résultats [104].

$$F_{\text{exp}} = \frac{S^2_{\text{res}}}{S^2_{\text{rep}}} < F \text{ Théorique} = 4,46 \text{ (modèle adéquat).} \quad (\text{IV-2})$$

Où : S²_{res} et S²_{rep} représentent respectivement les variances résiduelles et de reproductibilités.

Paramètre étudié	Intervalle de confiance des coefficients $\Delta\beta_i$			Critère expérimental de FISHER F		
	CBN 7020	CBN 7050	CC 650	CBN 7020	CBN 7050	CC 650
Durée de vie T	0,418	0,520	0,236	$4,98.10^{-6}$	0,025	0,238
Rugosité Ra	0,116	0,486	/	0,560	0,0161	/

Tableau IV.12 Exploitation statistique des modèles.

IV.1.7.1. Optimisation par la méthode de la Plus Grande Pente (sans contrainte)

Les courbes surfaces de réponse utilisées sont particulièrement utiles pour déterminer la région du domaine expérimental où la réponse satisfait une spécification quelconque.

IV.1.7.1.1. Surfaces de réponse pour le CBN 7020

a)- Si on maintient la vitesse de coupe constante avec sa valeur moyenne, le modèle prendra la forme de l'équation (IV-3) et aura comme surface de réponse la Figure IV.24.

$$Y(X_i, \beta_i) = 32,942 - 2,225.X_2 - 1,752.X_3 + 0,485.X_2.X_3 \quad (IV-3)$$

Pour une vitesse de coupe moyenne et constante, cette figure montre une décroissance non linéaire et rapide de la durée de vie T de l'outil pour une variation de la profondeur de passe allant de (0,2 à 0,26 mm) et une augmentation de l'avance de 0,08 à 0,104 mm/tr. La durée de vie continue à décroître non linéairement et lentement pour une valeur de 0,14 mm/tr de l'avance et une variation de la profondeur de passe de 0,26 à 0,3 mm.

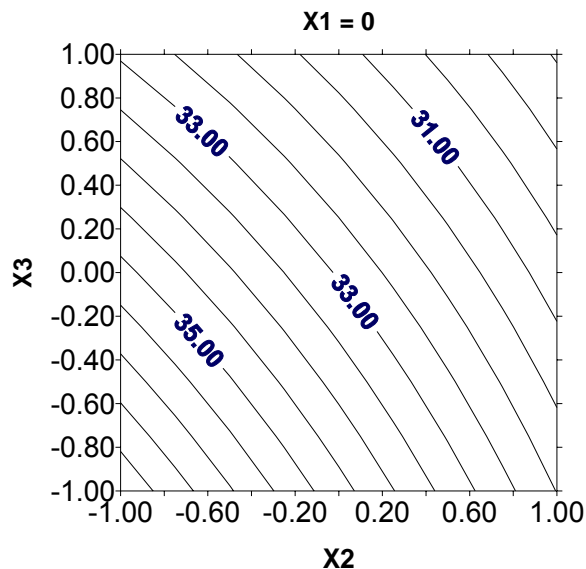


Figure IV.24 Influence de l'avance et de la profondeur de passe sur la durée de vie T du CBN 7020.

b)- Si on maintient l'avance constante avec sa valeur moyenne, le modèle prendra la forme de l'équation (IV-4) et aura comme surface de réponse la Figure IV.25.

$$Y(X_i, \beta_i) = 32,942 - 27,492 \cdot X_1 - 1,752 \cdot X_3 + 1,552 \cdot X_1 \cdot X_3 \quad (IV-4)$$

La variation croissante de la vitesse de coupe et de la profondeur de passe respectivement de (120 à 350 m/mn) et de (0,2 à 0,3 mm) engendre une décroissance linéaire de la durée de vie T de l'outil pour atteindre une valeur minimale de 5,25 mn.

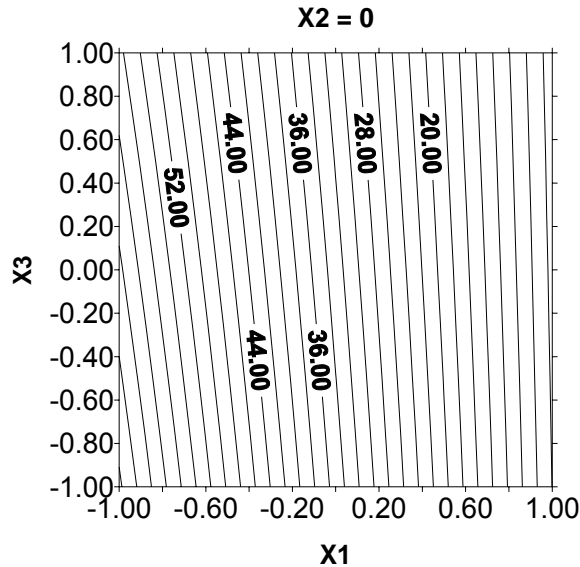


Figure IV.25 Influence de la vitesse de coupe et de la profondeur de passe sur la durée de vie T du CBN 7020.

c)- Pour une valeur moyenne et constante de la profondeur de passes, le modèle prendra la forme de l'équation (IV-5) et aura comme surface de réponse la Figure IV.26.

$$Y(X_i, \beta_i) = 32,942 - 27,492 \cdot X_1 - 2,225 \cdot X_2 + 1,7 \cdot X_1 \cdot X_2 \quad (IV-5)$$

La variation croissante de la vitesse de coupe et de l'avance respectivement de (120 à 350 m/mn) et de (0,08 à 0,14 mm/tr) engendre une décroissance linéaire de la durée de vie T de l'outil pour atteindre une valeur minimale de 4,47 mn.

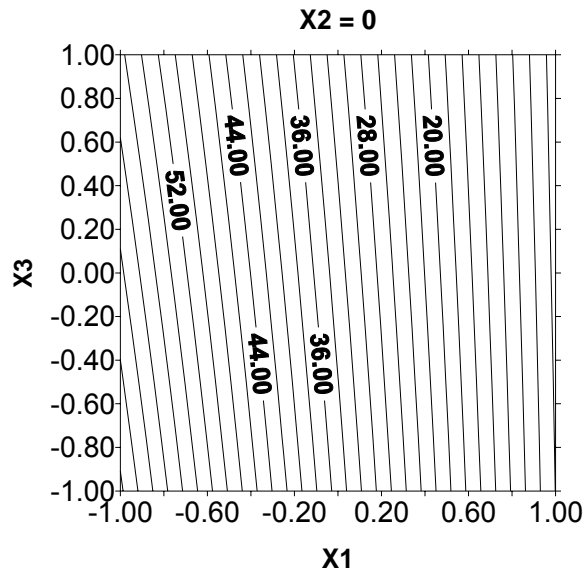


Figure IV.26 Influence de la vitesse de coupe et de l'avance sur la durée de vie T du CBN 7020.

IV.1.7.1.2. Recherche de l'optimum pour le CBN 7020

En remplaçant les valeurs codées par les valeurs réelles et en tenant compte de l'intervalle de confiance des coefficients $\Delta\beta_i = 0,418$; le modèle s'écrit sous forme de l'équation (IV-6):

$$\begin{aligned}
 Y(X_i, \beta_i) = & 32,942 - 27,492 \frac{(X_1 - 235)}{115} - 2,225 \frac{(X_2 - 0,11)}{0,03} - 1,752 \frac{(X_3 - 0,25)}{0,05} + \\
 & 1,7 \frac{(X_1 - 235)(X_2 - 0,11)}{115 \cdot 0,03} + 1,552 \frac{(X_1 - 235)(X_3 - 0,25)}{115 \cdot 0,05} + 0,485 \frac{(X_2 - 0,11)(X_3 - 0,25)}{0,03 \cdot 0,05} - \\
 & 0,49 \frac{(X_1 - 235)(X_2 - 0,11)(X_3 - 0,25)}{115 \cdot 0,03 \cdot 0,05}
 \end{aligned} \tag{IV-6}$$

On détermine les pas des différents paramètres (tableau IV.13a) par la relation :

$$\begin{aligned}
 P_i = & (\Delta X_{i,bi}) \cdot (p_a / (\Delta X_{a,ba})) ; \\
 \text{Soient } & p_{a1} = 10 \text{ et } \xi = 0,05
 \end{aligned} \tag{IV-7}$$

Déplacement vers l'optimum	X1	X2	X3	Yi
Valeur de base	235	0,11	0,25	/
Intervalle	115	0,03	0,05	/
Coefficient de régression	-27,492	-2,225	-1,752	/
$\Delta x_1 \cdot \beta_1$	-3161,58	-0,06675	-0,0876	/
Premier pas	10	0,000211	0,000277	/
.
14 ^{em} pas	105	0,107257	0,246399	64,650
15 ^{em} pas	95	0,107046	0,246522	67,115
16 ^{em} pas	85	0,106835	0,245845	69,58

Tableau IV.13a Déplacement vers l'optimum.

On remarque que le 16^{em} pas a dépassé l'optimum théorique, on repart du 15^{em} point en se déplaçant d'un pas $pa_2 = 0,5$ (tableau IV.13b). Le 27^{em} point aura la valeur :

15 ^{em} pas	0,5	0,107046	0,246522	/
27 ^{em} pas	89	0,1069095	0,2459426	68,59

Tableau IV.13b Déplacement vers l'optimum.

On s'arrête à ce point, car la continuité du déplacement nous ramène à dépasser le point optimum. La méthode d'optimisation utilisée a permis de dégager un optimum ($V_{c_{opt}} = 89$ m/mn, $f_{opt} = 0,1$ mm/tr, $a_{p_{opt}} = 0,24$ mm). On procédera de la même manière pour les autres matériaux.

IV.1.7.1.3. Surfaces de réponse pour le CBN 7050

a)- Si on maintient la vitesse de coupe constante avec sa valeur moyenne, le modèle prendra la forme de l'équation (IV-8) et suivante aura comme surface de réponse la Figure IV.27.

$$Y(X_i, \beta_i) = 25,14 - 4,682 \cdot X_2 - 2,56 \cdot X_3 + 1,705 \cdot X_2 \cdot X_3 \quad (IV-8)$$

Pour une vitesse de coupe moyenne et constante, cette figure montre une décroissance linéaire et rapide de la durée de vie T de l'outil pour une variation de la profondeur de passe allant de (0,2 à 0,225 mm) et une augmentation de l'avance de 0,08 à 0,089 mm/tr. La durée de vie continue à décroître non linéairement et lentement pour une valeur de 0,14 mm/tr de l'avance et une variation de la profondeur de passe de 0,225 à 0,3 mm.

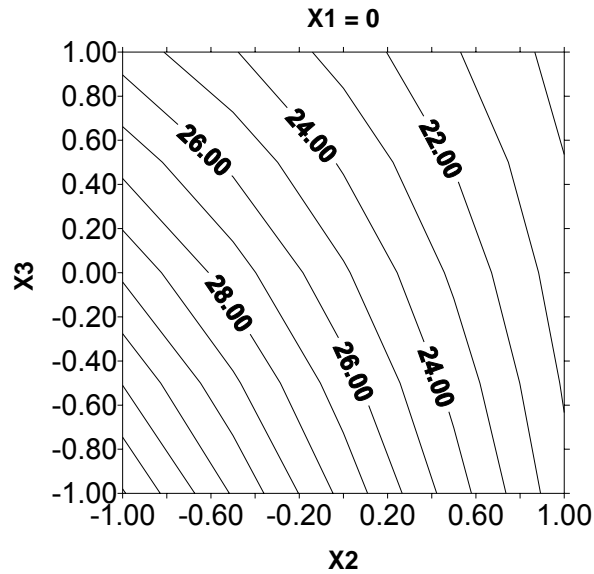


Figure IV.27 Influence de l'avance et de la profondeur de passe sur la durée de vie T du CBN 7050.

b)- Si on maintient l'avance constante avec sa valeur moyenne, le modèle prendra la forme de l'équation (IV-9) et aura comme surface de réponse la Figure IV.28.

$$Y(X_i, \beta_i) = 25,14 - 21,917 \cdot X_1 - 2,56 \cdot X_3 + 1,827 \cdot X_1 \cdot X_3 \quad (\text{IV-9})$$

La variation croissante de la vitesse de coupe et de la profondeur de passe respectivement de (120 à 350 m/mn) et de (0,2 à 0,3 mm) engendre une décroissance linéaire de la durée de vie T pour atteindre une valeur minimale de 2,49mn.

c)- Pour une valeur moyenne et constante de la profondeur de passes, le modèle prendra la forme de l'équation (IV-10) et aura comme surface de réponse la Figure IV.29.

$$Y(X_i, \beta_i) = 25,14 - 21,917 \cdot X_1 - 4,682 \cdot X_2 + 3,77 \cdot X_1 \cdot X_2 \quad (\text{IV-10})$$

La variation croissante de la vitesse de coupe et de l'avance respectivement de (120 à 350 m/mn) et de (0,08 à 0,14 mm/tr) engendre une décroissance lente et non linéaire de la durée de vie T pour atteindre une valeur minimale de 2,31mn.

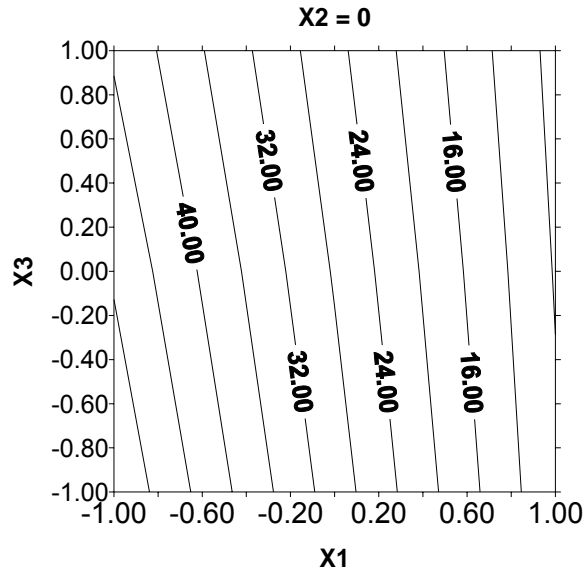


Figure IV.28 Influence de la vitesse de coupe et de la profondeur de passe sur la durée de vie T du CBN 7050.

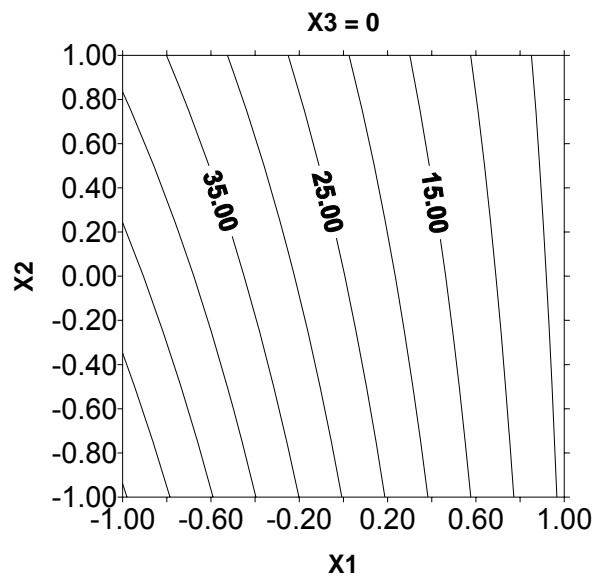


Figure IV.29 Influence de la vitesse de coupe et de l'avance sur la durée de vie T du CBN 7050.

IV.1.7.1.4. Recherche de l'optimum pour le CBN 7050

Le modèle s'écrit sous forme de l'équation (IV-11) :

$$\begin{aligned}
 Y(X_i, \beta_i) = & 25,14 - 21,917 \frac{(X_1 - 235)}{115} - 4,682 \frac{(X_2 - 0,11)}{0,03} - 2,56 \frac{(X_3 - 0,25)}{0,05} + \\
 & 3,77 \frac{(X_1 - 235)(X_2 - 0,11)}{115 \cdot 0,03} + 1,827 \frac{(X_1 - 235)(X_3 - 0,25)}{115 \cdot 0,05} + 1,705 \frac{(X_2 - 0,11)(X_3 - 0,25)}{0,03 \cdot 0,05} - \\
 & 1,415 \frac{(X_1 - 235)(X_2 - 0,11)(X_3 - 0,25)}{115 \cdot 0,03 \cdot 0,05}
 \end{aligned} \tag{IV-11}$$

On détermine les pas des différents paramètres (tableau IV.14a) $pa_1 = 10$, $\Delta\beta_i = 0,52$ et $\xi = 0,1$.

Déplacement vers l'optimum	X1	X2	X3	Yi
Valeur de base	235	0,11	0,25	/
Intervalle	115	0,03	0,05	/
Coefficient de régression	-21,917	-4,682	-2,56	/
$\Delta x_1 \cdot \beta_1$	-2520,455	-0,1404	-0,128	/
Premier pas	10	0,000557	0,000507	/
·	·	·	·	·
·	·	·	·	·
15 ^{em} pas	85	0,101645	0,242395	57,48
16 ^{em} pas	75	0,101088	0,241888	59,72
17 ^{em} pas	65	0,100531	0,241381	62,06
18 ^{em} pas	55	0,099974	0,240874	64,38

Tableau IV.14a. Déplacement vers l'optimum.

On remarque que le 18^{em} pas a dépassé l'optimum théorique, on repart du 17^{em} point en se déplaçant d'un pas $pa_2 = 1$ (tableau IV.14b). Le 20^{em} point aura la valeur :

17 ^{em} pas	1	0,0000557	0,0000507	/
20 ^{em} pas	62	0,1001968	0,2410768	62,84

Tableau IV.14b. Déplacement vers l'optimum.

On s'arrête à ce point, car la continuité du déplacement nous ramène à dépasser le point optimum. La méthode utilisée a permis de dégager un optimum ($V_{c_{opt}} = 62$ m/mn, $f_{opt} = 0,1$ mm/tr, $a_{p_{opt}} = 0,24$ mm).

IV.1.7.1.5. Surfaces de réponse pour la CC 650

a)- Si on maintient la vitesse de coupe constante avec sa valeur moyenne, le modèle prendra la forme de l'équation (IV.12) et suivante aura comme surface de réponse la Figure IV.30.

$$Y(X_i, \beta_i) = 7,921 - 1,257 \cdot X_2 - 0,516 \cdot X_3 + 0,113 \cdot X_2 \cdot X_3 \quad (IV.12)$$

La variation croissante de l'avance et de la profondeur de passes respectivement de (0,08 à 0,14 mm/tr) et de (0,2 à 0,3 mm) engendre une décroissance presque linéaire de la durée de vie et l'avance présente une influence plus prononcée que la profondeur de passe.

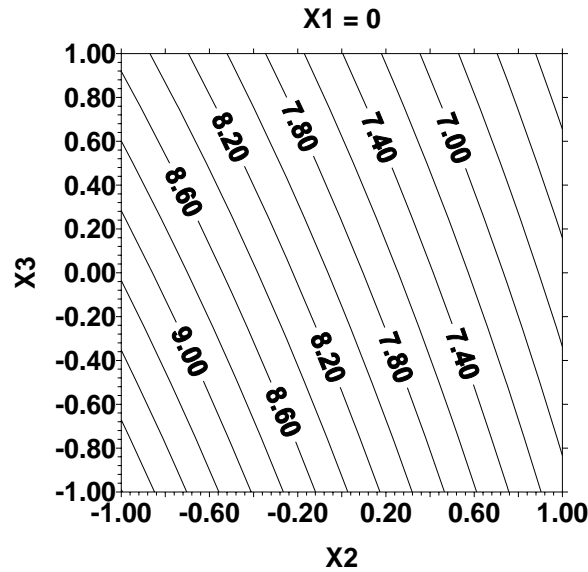


Figure IV.30 Influence de l'avance et de la profondeur de passe sur la durée de vie T de la CC 650.

b)- Si on maintient l'avance constante avec sa valeur moyenne, le modèle prendra la forme de l'équation (IV.13) et aura comme surface de réponse la Figure IV.31.

$$Y(X_i, \beta_i) = 7,921 - 4,613.X_1 - 0,516.X_3 + 0,408.X_1.X_3 \quad (IV.13)$$

Avec une avance moyenne et constante et sur une variation croissante de la profondeur de passes allant de (0,2 à 0,3 mm), la durée de vie T de l'outil croît d'une façon linéaire pour atteindre une valeur de 11,50 mn pour une variation de la vitesse de coupe Vc de 120 à 140 m/mn.

Dépassant cette valeur, seul le la vitesse de coupe qui continue à influencer la durée de vie de l'outil pour atteindre une valeur de 3,50 mn à une vitesse de coupe de 220 m/mn.

c)- Pour une valeur moyenne et constante de la profondeur de passes, le modèle prendra la forme de l'équation (IV.14) et aura comme surface de réponse la Figure IV.32.

$$Y(X_i, \beta_i) = 7,921 - 4,613.X_1 - 1,257.X_2 + 0,961.X_1.X_2 \quad (IV.14)$$

Pour une profondeur de passes moyenne et constante, cette figure montre une décroissance non linéaire et rapide de la durée de vie de l'outil pour une variation de l'avance allant de (0,08 à 0,14 mm/tr) et une augmentation de la vitesse de coupe Vc de 120 à 160 m/mn. La durée de vie continue à décroître non linéairement et lentement pour une valeur de 220 m/mn de la vitesse de coupe et une variation de l'avance de 0,104 à 0,14 mm/tr.

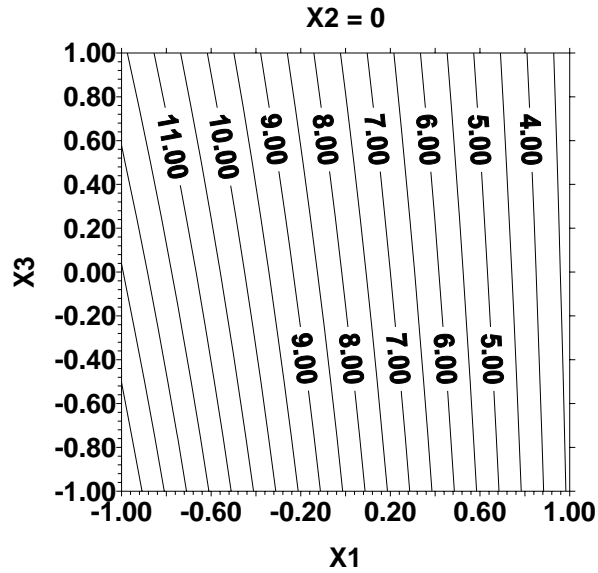


Figure IV.31 Influence de la vitesse de coupe et de la profondeur de passe sur la durée de vie T de la CC 650.

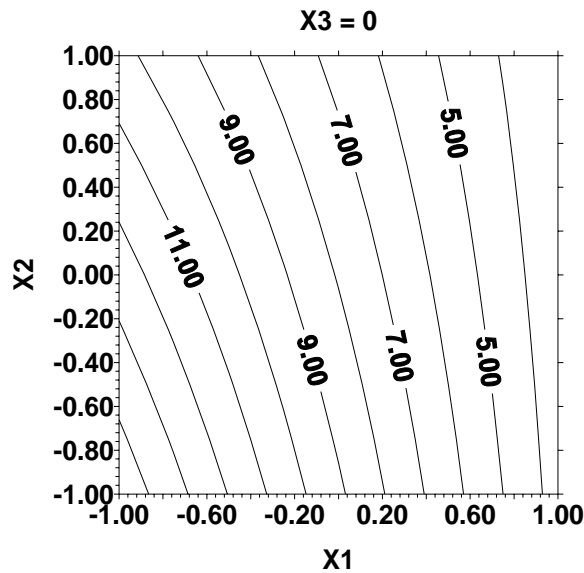


Figure IV.32 Influence de la vitesse de coupe et de l'avance sur la durée de vie T de la CC 650.

IV.1.7.1.6. Recherche de l'optimum pour la CC 650

Le modèle s'écrit sous forme de l'équation (IV-15) :

$$Y(X_i, \beta_i) = 7,921 - 4,613 \frac{(X_1 - 170)}{50} - 1,257 \frac{(X_2 - 0,11)}{0,03} - 0,516 \frac{(X_3 - 0,25)}{0,05} + 0,961 \frac{(X_1 - 170)(X_2 - 0,11)}{50 \cdot 0,03} + 0,408 \frac{(X_1 - 170)(X_3 - 0,25)}{50 \cdot 0,05} \quad (IV-15)$$

On détermine les pas des différents paramètres (tableau IV.15a) $pa_1 = 1$, $\Delta\beta_1 = 0,236$ et $\xi = 0,01$. On remarque que le 21^{em} pas a dépassé l'optimum théorique, on repart du 20^{eme} point en se déplaçant d'un pas $pa_2 = 0,5$. Le 22^{em} point aura la valeur du tableau IV.15b.

On s'arrête à ce point, car la continuité du déplacement nous ramène à dépasser le point optimum. La méthode d'optimisation utilisée a permis de dégager un optimum ($V_{c,opt} = 97,5$ m/mn, $f_{opt} = 0,09$ mm/tr, $a_{p,opt} = 0,24$ mm)

Déplacement vers l'optimum	X1	X2	X3	Yi
Valeur de base	170	0,11	0,25	/
Intervalle	50	0,03	0,05	/
Coefficient de régression	-4,631	-1,257	-0,516	/
$\Delta x_1 \cdot \beta_1$	-231,55	-0,037	-0,0258	/
Premier pas	1	0,000159	0,000111	/
.
.
70 ^{em} pas	100	0,09887	0,242202	15,537
71 ^{em} pas	99	0,098711	0,242090	15,655
72 ^{em} pas	98	0,098552	0,241979	15,772
73 ^{em} pas	97	0,098393	0,241867	15,890

Tableau IV.15a. Déplacement vers l'optimum.

20 ^{em} pas	0,5	0,0000795	0,0000557	/
22 ^{em} pas	97,5	0,09847	0,2419235	15,832

Tableau IV.15b. Déplacement vers l'optimum.

IV.1.7.2. Optimisation par la méthode de Newton Réflective Intérieure

La stratégie retenue ici pour l'optimisation de la fonction explicite T de l'usure est basée sur la technique de minimisation développée dans le logiciel de Matlab, utilisant une fonction préprogrammée (fmincon).

Dans ce cas, on cherche à trouver le jeu de paramètres qui minimise T sous une autre fonction contrainte de rugosité Ra. Dans notre cas, ces fonctions sont des polynômes, calculés par la technique des plans d'expériences, (plans factoriels complets) permettant de relier les paramètres du régime de coupe aux paramètres étudiés.

Le problème (P) revient donc à rechercher un optimum relatif au régime de coupe entraînant la meilleure tenue de l'outil sous un état de surface contraint (Ra contrainte d'inégalité), écrit sous la forme de l'équation (IV-16) :

$$(P) \begin{cases} T \\ 0,2 < Ra < 1,1 \\ 120 \leq X_1 \leq 350 \\ 0,08 \leq X_2 \leq 0,14 \\ 0,2 \leq X_3 \leq 0,3 \end{cases} \quad (IV-16)$$

Où

X_1 , X_2 et X_3 : représentent respectivement la vitesse de coupe V_c (m/mn), l'avance f (mm/tr) et la profondeur de passe a_p (mm) ;

T et Ra : représentent respectivement la fonction objective à minimiser (la durée de vie du matériau testé) et la fonction contrainte (l'état de surface produit), indiquées au tableau IV.11.

La résolution du système d'équations passe par l'appel de la fonction préprogrammée `fmincon`. A cet effet un programme sous Matlab a été établi.

Les solutions obtenues (tableau IV.16) identiques pour les deux matériaux sont très satisfaisantes par rapport aux recommandations Sandvik [105].

CBN 7020/7050	X_1 (m/mn)	X_2 (mm/tr)	X_3 (mm)
Testées	120	0,08	0,2
Recommandées	120 - 180	0,1 - 0,4	0,05 - 0,25

Tableau IV.16 Résultats de l'optimum obtenus pour les matériaux CBN 7020/CBN 7050.

. Programme du CBN 7020

```

fonction f = objectif(X)
% programme principal :
% Solution initiale entre LB et UB :
X0 = [250 .1 .22]';
% Borne inférieure :
LB = [120 .08 .2]';
% Borne supérieure :
UB = [350 .14 .3]';
% Contraintes inégalités (A*X < b) :
A1 = [-.0003582 .956 0];
A2 = [.0003582 -.956 0];
A3 = [0 0 0];
A = [A1; A2; A3];
b = [0.06043; 0.2956; 0];
options = optimset('LargeScale','off');
X = fmincon(@myfun,X0,A,b,[],[],LB,UB,[], options)
disp(X)

```

• Programme du CBN 7050

```

fonction f = objectif(X)
% programme principal :
% Solution initiale entre LB et UB :
X0 = [250 .1 .22]';
% Borne inférieure :
LB = [120 .08 .2]';
% Borne supérieure :
UB = [350 .14 .3]';
% Contraintes inégalités (A*X < b) :
A1 = [-.0005435 1.25 0];
A2 = [.0005435 -1.25 0];
A3 = [0 0 0];
A = [A1; A2; A3];
B = [-.6768; .2232; 0];
options = optimset('LargeScale','off');
X = fmincon(@myfun,X0,A,b,[],[],LB,UB,[], options)
disp(X)

```

IV.1.8. Conclusion

L'étude expérimentale menée sur les phénomènes physiques mis en jeu à l'interface outil-pièce-copeau lors de l'usinage de l'acier 100 Cr6 durci et l'analyse des modèles mis en jeu dans la recherche d'un optimum relatif au régime de coupe, nous ont permis d'apporter les éléments de réponse suivants :

- Les résultats des essais ont montré que les modes d'usure observés sont ceux de l'abrasion et de diffusion, qui sont dus essentiellement à l'abrasion des carbures M_7C_3 très durs présents dans la structure martensitique de l'acier 100 Cr6 et à la présence des éléments chimiques du matériau usiné sur la surface d'attaque des matériaux à outils testés ;
- Que l'usinage a été accompagné par des sollicitations thermiques et mécaniques très importants, où l'observation de brûlures et des rayures qui témoignent que la coupe a été effectuée à des températures et des pressions très élevées ;
- A la vitesse de coupe V_c 120 m/mn, le CBN 7020 a conduit à un meilleur rendement en terme de durée de vie et de productivité par rapport aux autres matériaux testés. La durée de vie de la CC 650 ($T = 15,84$ mn) représente environ le 1/4 de celle des CBN, ce qui met en évidence la nette supériorité des outils CBN par rapport aux outils céramiques lors de l'usinage de ce matériau durci ;
- Les outils CBN 7020/7050 permettent d'obtenir des états de surfaces compris dans les limites de ceux obtenues par la rectification ($R_a = 0,2$ à $1,1 \mu m$), tandis que la CC 650 a donné des valeurs de rugosité dépassant ces limites ;

- Avec l'augmentation de l'usure :
 - L'état de surface se dégrade, ceci s'explique par les modifications géométriques de l'arête tranchante de l'outil provoquées par les conditions de coupe sévères et des températures élevées qui règnent à la pointe de l'outil (projection d'étincelles).
 - La perte de côte augmente, ceci est plus significatif dans le cas de la céramique noire car celle-ci est moins résistante à l'usure que les CBN.
- Les efforts induits par le CBN 7020 lors de la coupe du 100 Cr6 sont supérieurs à ceux obtenus par le CBN 7050. L'étude des pressions spécifiques de coupe a également montré l'existence de deux plages de vitesses pour lesquelles le matériau change de comportement. La première correspond à une zone pour laquelle l'effet mécanique domine. Quant à la seconde, c'est l'adoucissement thermique qui intervient ;
- L'adéquation des modèles mathématiques obtenue de l'usure et de la rugosité exprime la relation qualitative et quantitative entre ces paramètres et les éléments du régime de coupe ;
- L'optimum relatif au régime de coupe obtenue par la méthode de :
 - la Plus Grande Pente (Steepest descent) pour les différents matériaux est considéré comme une solution alternative à l'usinage de l'acier 100 Cr6 traité, exploitable sur une machine à commande numérique.
 - Newton réflexive intérieure pour les deux matériaux CBN 7020/7050 est un satisfecit par rapport aux recommandations Sandvik. A partir de là donc, nous pouvons définir des conditions de coupe optimales permettant d'obtenir de bons états de surface.

Conclusion générale et perspectives

Les matériaux d'outils dédiés au tournage dur doivent présenter une grande ténacité, une haute résistance abrasive et une très bonne stabilité chimique à haute température. Les céramiques et les CBN sont habituellement le meilleur choix. Le choix rationnel des matériaux de coupe ne peut se faire qu'avec des expérimentations spécifiques à chaque nuance, nécessaires pour la détermination de la durée effective de coupe. Bien que l'analyse bibliographique ait permis de répondre à un certain nombre de questions concernant l'étude de la coupe, certains points restent encore aujourd'hui sujets à débat, comme les aspects d'intégrité de surface et la recherche d'un optimum en usinage dur. Notre étude rentre dans ce cadre et a permis :

- d'évaluer les performances de la céramique noire et des outils CBN testés lors de l'usinage de l'acier 100 Cr6 trempé ;
- de définir des conditions de coupe optimales afin de réduire l'usure des outils de coupe et d'augmenter ainsi leurs durées de vie tout en obtenant un bon état de surface.

L'objectif des travaux ici n'était pas de développer une nouvelle méthode, ce qui représente un travail de recherche conséquent, ni d'implémenter une version particulière d'un algorithme déjà défini dont la mise au point nécessite des phases longues et méthodiques. Il s'agissait d'appliquer une méthode existante dont les performances ont été largement éprouvées et rapportées dans la littérature dédiée.

Dans l'ensemble, cette étude nous a permis d'avoir un ensemble de résultats portant sur le tournage dur et de constituer ainsi une base de données expérimentale assez riche. Ces derniers pourront servir pour enrichir les simulations numériques et le développement de modèles de la coupe.

L'introduction des plans d'expériences permet de caractériser le comportement de l'outil de coupe et de faire un modèle prédictif. Une voie de progression immédiate s'ouvre donc, dans la mesure où les plans utilisés dans cette étude sont de type « factoriel complet ». Le recours à d'autres plans de type composite ou fractionnaire permettrait d'affiner l'analyse et d'élaborer ainsi des modèles prédictifs plus précis.

Ainsi la méthode de recherche de l'optimum pourrait être améliorée en développant les méthodes d'optimisations existantes, en introduisant d'autres fonctions contraintes (optimisation multicontraintes) telles que l'effort de coupe, le coût d'usinage,....etc.

Il paraît aussi intéressant de réaliser différents traitements thermiques sur des aciers permettant d'obtenir différentes microstructures du matériau (avec des tailles de carbures différentes mais une même densité ou autres, ...etc).

De plus, nos travaux pourront être étendus à d'autres matériaux importants, tels que les alliages de Nickel (inconel 718 ou de type gamma et gamma prime) et de titane, utilisés pour les pièces de sécurités aéronautiques.

Définition des outils de coupe

Les matériaux pour outils de coupe peuvent être regroupés en trois catégories : (1) les aciers rapides (HSS), (2) les carbures (3) les céramiques et matériaux ultra-durs. Parmi eux, le carbure de tungstène est le matériau le plus utilisé pour la fabrication des outils. On trouve deux catégories de carbures : (1) les carbures simples composés de carbure de tungstène WC et de liant cobalt Co dont la proportion varie de 2 à 15 %, (2) 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 composition chimique du carbure et la taille des grains font varier de manière importante les propriétés mécaniques et physiques des outils carbure. L'usinage toujours plus important des alliages durs et réfractaires a conduit les fabricants d'outil à utiliser des matériaux dits « ultra-durs » (céramiques, CBN/PCBN, diamants PCD) qui conservent leurs propriétés de dureté dans le domaine des hautes températures [106].

Il y a deux matériaux de base pour les outils céramiques (Figure Al.1): les oxydes d'aluminium (Al_2O_3) et les nitrures de silicium (Si_3N_4). Les céramiques pures sont à base de Al_2O_3 mais contiennent un peu de zirconium (ZrO_2) qui permet d'augmenter la ténacité, tandis que les céramiques mixtes contiennent jusqu'à 30 ou 40% de TiC ou TiB_2 (Figure Al.2) Les céramiques à base de Si_3N_4 (sialon) possèdent de très bonnes propriétés thermiques. Leur haute ténacité et leur faible coefficient de dilatation font des sialons des outils très résistants aux chocs thermiques [3].

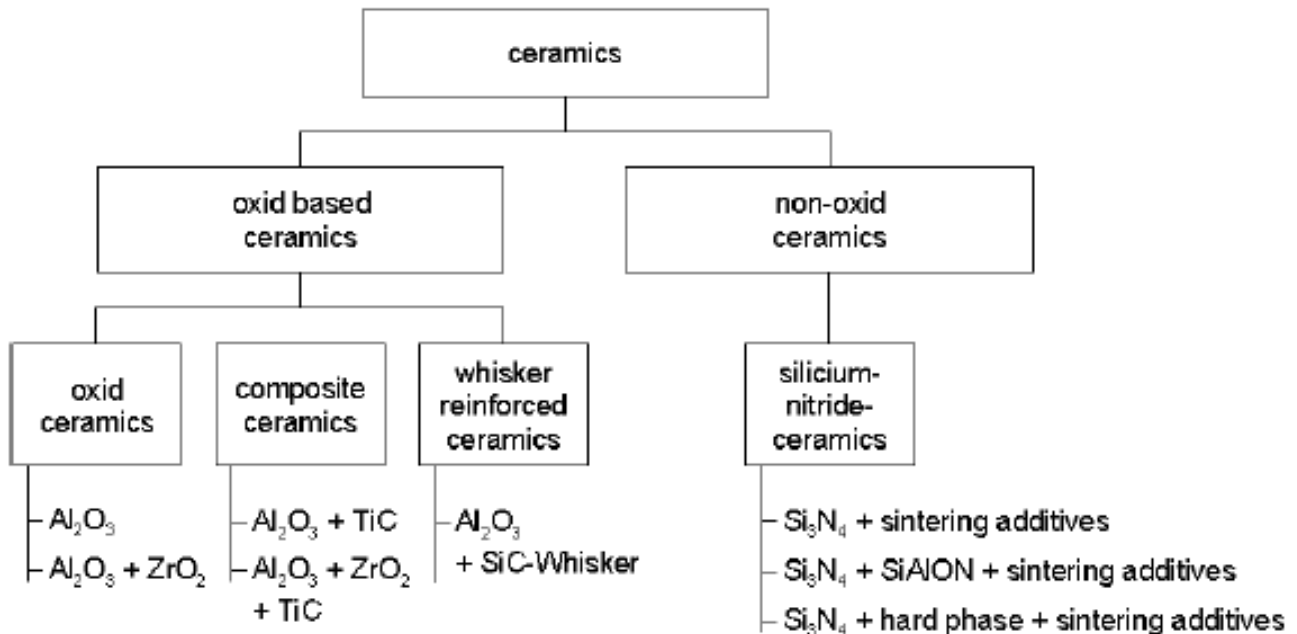


Figure Al.1 Classification des céramiques [11].

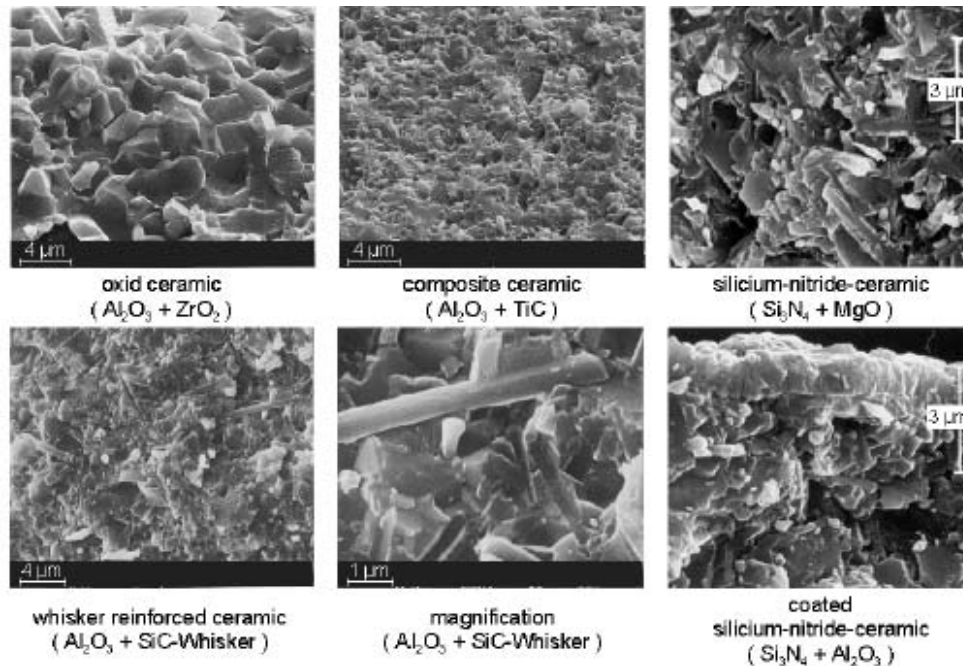


Figure A1.2 Structure des céramiques [11].

Afin d'améliorer la performance des outils, l'emploi de revêtements est devenu très fréquent. Les matériaux utilisés pour ces derniers peuvent être classés en quatre groupes, [107] : (1) les revêtements à base de titane (TiC, TiN, TiB₂, TiCN) souvent complétés par de l'aluminium (TiAlN, TiAlON), (2) les revêtements céramiques (3) les revêtements ultra-durs (diamant, PCBN), (4) les revêtements autolubrifiants avec MoS₂ ou WC en couche externe. Les revêtements sont constitués soit d'une couche unique soit d'une superposition de plusieurs couches de matériaux différents dont l'épaisseur totale n'excède généralement pas 5 μm . Qu'il 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 lien étroit entre le substrat et son revêtement. La performance d'adhésion au substrat est donc un critère essentiel pour le choix du 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 multicouches aura une fonction d'isolant thermique afin de conserver les propriétés mécaniques du substrat. 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. La résistance à l'usure, le coefficient de frottement et l'inertie chimique figurent parmi les caractéristiques qu'un revêtement apporte à un outil de coupe.

ANNEXE I

Les outils PCBN sont composés de nitrures de bore (50 à 90 %) et des liants TiC ou TiN. Ils sont par exemple employés pour usiner des alliages aéronautiques à base nickel ou cobalt dont la dureté est supérieure à 340HV.

Après le diamant, le CBN est le matériau le plus dur connu de l'homme. 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 dureté élevée ;
- Une bonne ténacité.

Il présente également une mauvaise conductibilité thermique mais on observe que la chaleur de coupe est évacuée par le copeau dans une forte proportion (90% environ). L'outil CBN s'échauffe assez peu.

Il a été observé que l'utilisation du CBN donne, en particulier en relation avec les aciers durs ayant une teneur en ferrite réduite ou nulle, des augmentations extrêmement importantes de la durée de vie de l'outil. Le Nitrure de bore cubique convient pour un enlèvement de copeaux durs et à grande vitesse. Ainsi, par exemple pour l'usinage de l'acier de roulement 100 Cr6, qui est considéré comme un matériau difficilement usinable en raison de lamelles de cémentite très dures dans sa structure, il est possible d'obtenir des durées de vie 100 fois plus importantes avec le CBN qu'avec le carbure [2].

Lors de l'usinage, la résistance aux chocs est importante parce qu'elle indique la capacité de l'outil à supporter des efforts de coupe élevés. Les propriétés thermiques et chimiques caractérisent respectivement la résistance à l'usure chimique (diffusion et dissolution) et la résistance aux chocs thermiques. Il est à noter, comme le montre le tableau AI.1, que le CBN est environ 6 fois plus dur que l'acier trempé à 65 HRC.

Nuance	Densité	Module de Young (GPa)	Dureté KNOOP	HV10 (MPa)	Ténacité (MPa.m ^{1/2})	Conductivité thermique (W/Mk°)
Acier 55 HRC	7,8	210	/	600	/	/
Acier 65 HRC	7,8	210	/	840	/	/
Carbure P 10	11	620	/	1700	34,8	25
CBN	3,4	680	60	6000	6	100
Diamant	3,5	960	70	7000	8	560

Tableau AI.1 Caractéristiques mécaniques.

Principales formes d'usure rencontrées [108]

L'usure se manifeste principalement sous deux formes : usure en cratère sur la face de coupe ou usure en dépouille sur la face de dépouille de l'outil.

- L'usure en dépouille est surtout le produit de l'abrasion due aux frottements entre la pièce et la face en dépouille de l'outil. Elle se manifeste par une nouvelle face de dépouille taillé depuis l'arête (cas 1 Figure All.1). L'usure en dépouille est le plus fréquent des modes d'usure et représente l'usure optimale si elle est uniforme.

- L'usure en cratère (cas 2, Figure All.1), est produite sous l'effet des contraintes mécaniques et thermiques, et surtout du frottement intense du copeau sur la face de coupe de l'outil.

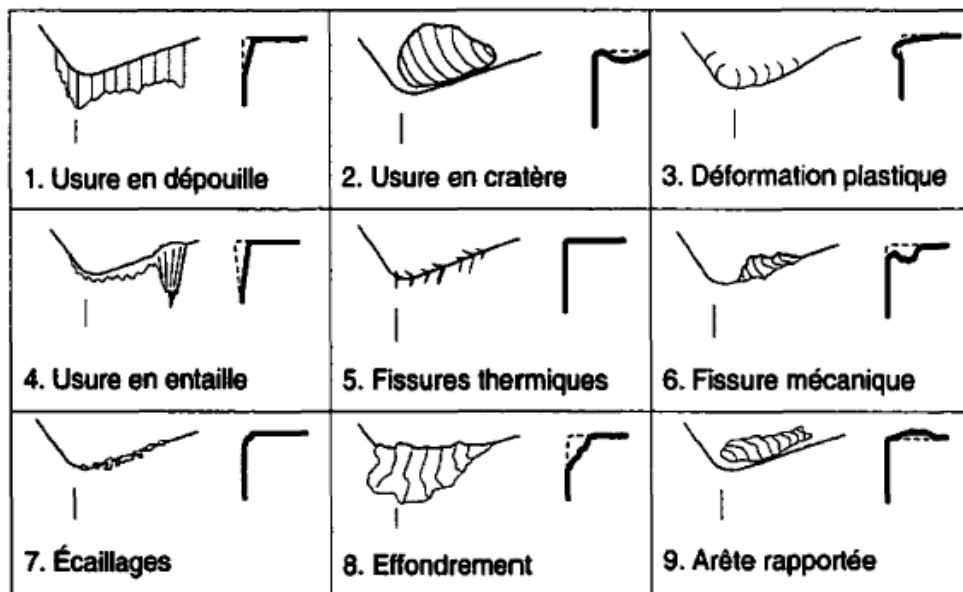


Figure All.1 Modes d'usure des outils de coupe [108].

- La pointe de l'outil peut subir une déformation permanente sous l'effet de la température élevée et des hautes pressions régnant dans la zone de coupe. Ce type d'usure est rencontré en particulier en utilisant des outils de carbures et ceci lors d'usinage des matériaux à hautes résistances mécaniques ou à faible usinabilité (cas 3, Figure All.1).

- Cette rupture est couramment observée dans le cas des outils en acier rapide (cas 4, Figure All.1).

ANNEXE II

- L'écaillage des faces de l'outil peut résulter d'une certaine fragilité ou de fatigue mécanique et thermique. (cas 5, Figure All.1). Pour une rupture fragile, un tel endommagement apparaît dans les premiers instants de coupe. Il est dû à un excès d'effort de coupe. La fatigue mécanique entraîne la rupture sous l'effet de variation de sollicitations dues au mode d'usinage (coupe discontinue), à la géométrie des pièces (faux, rond, rainure,...), ou encore à la structure du métal usiné (calamine, tôle oxycoupée...).
- Lors de l'usinage, l'outil est soumis à de très importantes contraintes thermiques et mécaniques. Les contraintes thermiques à l'interface copeau / outil peuvent atteindre le millier de degré. De plus, la déformation plastique du matériau engendre, par réaction, des contraintes qui provoquent flexions et vibrations de l'outil. En effet, les matériaux usinés sont, par nature, rarement homogènes (phase). Il y a donc variation rapide des contraintes. La combinaison des hautes températures (choc thermique en début d'usinage) et des vibrations peut provoquer des fissures au sein de l'outil (cas 6, Figure All.1).
- Dans le cas des usinages avec chocs mécaniques ou thermiques ou avec variations périodiques des efforts provoqués par une coupe discontinue ou par des vibrations, on observe l'apparition de fissures et d'ébréchures sur l'arête de coupe qui diminuent considérablement la durée de vie de l'outil. Cette forme d'usure se manifeste dans le cas de l'usinage des alliages réfractaires (cas 7, Figure All.1).
- Une rupture de la plaquette signifie en général détérioration de l'outil et de la pièce. Ses causes sont multiples et dépendent de la machine et de la pièce. Elle est souvent le résultat d'entailles sur l'arête de coupe, d'une cratérisation ou d'une usure trop importante (cas 8, Figure All.1).
- Les arêtes rapportées résultent d'une accumulation de métal de la pièce usinée sur la face de coupe, en particulier dans le cas de matériaux difficilement usinables. Il arrive parfois que cet apport de métal se détache et détériore l'arête de coupe. Il mène en outre à des états de surface médiocres. Le phénomène est dû à une vitesse de coupe et une avance trop faible ou des angles de coupe non appropriés (cas 9, Figure All.1).

ANNEXE III

Vitesse de coupe Vc (m/mn)	Durée de vie T (mn)		
	CBN 7020	CBN 7050	CC 650
120	68,64	62,94	15,84
180	34,56	34,19	7,83
220	17,97	15,57	3,77
240	15,02	10,96	/
350	6,17	5,06	/

Tableau AIII.1 Durées de vie des différents matériaux à outil testés en fonction de la vitesse de coupe (Méthode unifactorielle).

A III.2	Paramètre d'entrée Régime de coupe			Paramètre de sortie Durée de vie T (mn)		
	N° essai	Vc (m/mn)	f (mm/tr)	ap (mm)	CBN 7020	CBN 7050
	1	120	0,08	0,2	68,64	62,94
	2	350	0,08	0,2	6,17	5,06
	3	120	0,14	0,2	58,84	39,97
	4	350	0,14	0,2	5,13	2,83
	5	120	0,08	0,3	60,08	48,10
	6	350	0,08	0,3	5,78	3,19
	7	120	0,14	0,3	54,18	37,26
	8	350	0,14	0,3	4,72	1,77

A III.3	Paramètre d'entrée Régime de coupe			Paramètre de sortie Durée de vie T (mn)	
	N° essai	Vc (m/mn)	f (mm/tr)	ap (mm)	T (mn)
	1	120	0,08	0,2	15,84
	2	220	0,08	0,2	3,77
	3	120	0,14	0,2	11,08
	4	220	0,14	0,2	3,06
	5	120	0,08	0,3	13,66
	6	220	0,08	0,3	3,43
	7	120	0,14	0,3	9,56
	8	220	0,14	0,3	2,97

Tableaux AIII.2/3 Durées de vie des différents matériaux à outil en fonction des différentes combinaisons du plan des expériences, lors de l'usinage l'acier 100 Cr6 trempé. (Méthode multifactorielle).

ANNEXE III

N° Essai	Paramètre d'entrée Vitesse de coupe Vc (m/mn)	Paramètre de sortie Usure (mm)			
		CBN 7020		CBN 7050	
		Vb	Uc	Vb	Uc
1	120	0,30	0,135	0,305	0,15
2	180	0,345	0,16	0,45	0,18
3	220	0,32	0,17	0,31	0,14
4	240	0,315	0,13	0,365	0,135
5	350	0,35	0,155	0,35	0,08

Tableaux AIII.4 Usures en dépouille Vb et en cratère Uc à différentes vitesses de coupes lors de l'usinage de l'acier 100 Cr6, ($\chi_r = 75^\circ$, $f = 0,08$ mm/tr, $ap = 0,2$ mm).

N° Essai	Paramètre d'entrée Vc (m/mn)	Paramètre de sortie Rugosité Ra (μm)		
		CBN 7020	CBN 7050	CC 650
1	120	0,50	0,55	0,62
2	180	0,41	0,50	0,58
3	220	/	/	0,46
4	240	0,38	0,44	/
5	350	0,37	0,42	/

Tableau AIII.5 Résultats de la rugosité Ra en fonction de la vitesse de coupe, lors de l'usinage des portées de 10 mm de longueur de l'acier 100 Cr6 avec les différents matériaux à outil (Méthode unifactorielle).

A III.6 N° essai	Paramètre d'entrée Régime de coupe			Paramètre de sortie Rugosité Ra (μm)	
	Vc (m/mn)	f (mm/tr)	ap (mm)	CBN 7020	CBN 7050
1	120	0,08	0,2	0,45	0,41
2	350	0,08	0,2	0,32	0,32
3	120	0,14	0,2	0,52	0,52
4	350	0,14	0,2	0,40	0,44
5	120	0,08	0,3	0,47	0,42
6	350	0,08	0,3	0,33	0,35
7	120	0,14	0,3	0,53	0,55
8	350	0,14	0,3	0,42	0,46

ANNEXE III

A III.7	Paramètre d'entrée Régime de coupe			Paramètre de sortie Rugosité Ra (μm)	
	N° essai	Vc (m/mn)	f (mm/tr)	ap (mm)	CC 650
	1	120	0,08	0,2	0,62
	2	220	0,08	0,2	0,46
	3	120	0,14	0,2	1,70
	4	220	0,14	0,2	0,80
	5	120	0,08	0,3	0,64
	6	220	0,08	0,3	0,47
	7	120	0,14	0,3	1,72
	8	220	0,14	0,3	0,81

Tableaux AIII.6/7 Résultats de la rugosité Ra en fonction des différentes combinaisons du plan des expériences, lors de l'usinage de l'acier 100 Cr6 avec les plaquettes CBN 7020/7050 et CC 650 (Méthode multifactorielle).

Vitesse de coupe Vc (m/mn)	Rugosité Ra (μm)					
	CBN 7020		CBN 7050		CC 650	
	Mini	Maxi	Mini	Maxi	Mini	Maxi
120	0,41	0,88	0,38	0,70	1,27	1,68
180	0,46	0,73	0,25	1,01	0,65	1,20
220	0,38	0,88	0,64	1,01	1,91	2,21
240	0,42	0,81	0,32	0,59	/	/
350	0,52	1,04	0,43	0,51	/	/

Tableau AIII.8 Fluctuation de la rugosité Ra en fonction de la vitesse de coupe pour les différents matériaux à outil lors de l'usinage de l'acier 100 Cr6 ($\chi_r = 75^\circ$, $f = 0,08$ mm/tr, $ap = 0,2$ mm).

Vitesse de coupe Vc (m/mn)	Perte de cote PC (mm)		
	CBN 7020	CBN 7050	CC 650
120	0,03	0,010	0,070
180	0,02	0,037	0,087
220	0,046	0,053	0,090
240	0,066	0,043	/
350	0,039	0,039	/

Tableau AIII.9 Valeurs enregistrées de la perte de cote en fonction de la vitesse de coupe lors de l'usinage de l'acier 100 Cr6 à Vb [0,3] mm. ($\chi_r = 75^\circ$, $f = 0,08$ mm/tr, $ap = 0,2$ mm).

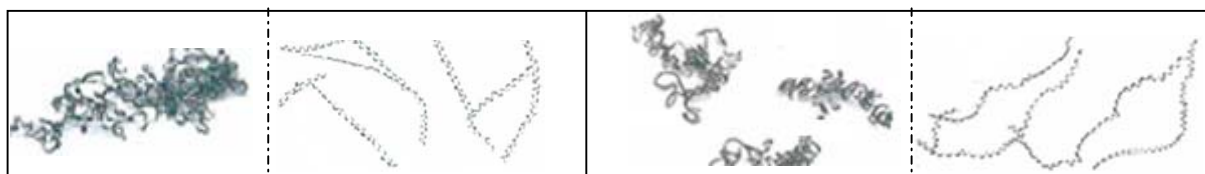
ANNEXE III

Vitesse de coupe V_c (m/mn)	Paramètre de sortie Effort de coupe F_c (N)							
	CBN 7020				CBN 7050			
	F_a	F_r	F_t	F_c	F_a	F_r	F_t	F_c
120	45,47	127,31	70,5	152,46	35,66	138,90	55,75	153,86
180	45,59	129,75	71,19	154,85	37,49	138,9	58,58	155,33
220	38,16	105,29	69,71	131,91	27,62	88,24	46,76	103,61
240	25,94	102,08	53,08	117,94	16,85	64,76	45,47	80,903
350	13,56	101,34	45,47	111,89	10,08	57,38	40,66	71,044

Tableau AIII.10 Composantes de l'effort de coupe F_c des matériaux à outil CBN 7020/7050 en fonction de la vitesse de coupe (Méthode unifactorielle).
($\chi_r = 75^\circ$, $f = 0,08$ mm/tr, $a_p = 0,2$ mm).

Paramètre d'entrée Régime de coupe			Paramètre de sortie Effort de coupe F_c (N)							
V_c (m/mn)	f (mm/tr)	a_p (mm)	CBN 7020				CBN 7050			
			F_a	F_r	F_t	F_c	F_a	F_r	F_t	F_c
120	0,08	0,2	45,47	127,31	70,50	152,47	35,66	138,90	55,75	153,86
350	0,08	0,2	13,56	101,34	45,47	111,89	10,08	57,38	40,66	71,04
120	0,14	0,2	45,72	132,02	103,74	174,02	46,84	154,02	71,67	176,22
350	0,14	0,2	16,43	136,38	85,26	161,67	18,87	100,16	68,31	122,70
120	0,08	0,3	46,24	220,03	105,74	248,46	49,86	174,64	114,09	214,48
350	0,08	0,3	17,44	171,16	98,56	198,28	58,89	105,08	89,82	150,26
120	0,14	0,3	49,98	230,64	109,26	260,06	50,05	175,26	115,77	215,93
350	0,14	0,3	34,33	211,44	105,35	238,71	62,71	112,32	107,64	167,73

Tableau AIII.11 Composantes de l'effort de coupe F_c des matériaux à outil CBN 7020/7050 en fonction des différentes combinaisons du plan des expériences, lors de l'usinage l'acier 100 Cr6 trempé (Méthode multifactorielle).



a) $T = 2,67$ mn

$T = 13,35$ mn

b) $T = 2,67$ mn

$T = 16,02$ mn

Figure AIII.1 Morphologie du copeau de l'acier 100 Cr6,
 $V_c = 220$ m/mn, $f = 0,08$ mm/tr, $a_p = 0,2$ mm. a) CBN 7050 ; b) CBN 7020.

ANNEXE IV

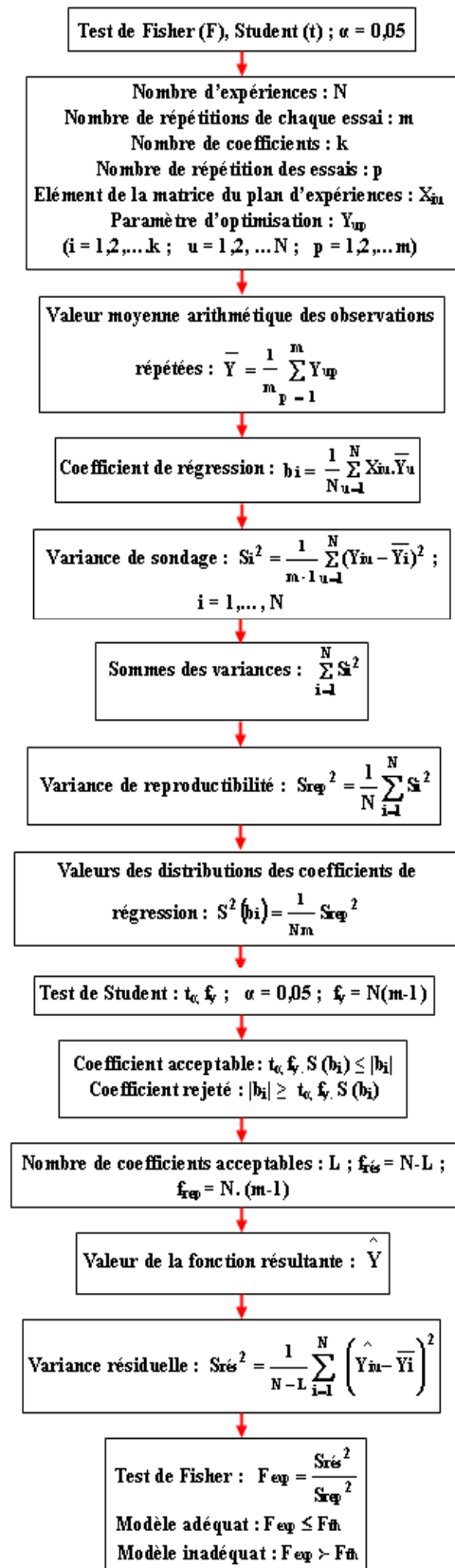


Figure AIV.1 Algorithme de calcul du critère de FISHER.

Travaux publiés

Publications Internationales

- In Optimizing CBN 7050 Lifetime During Hard Turning. International Review of Mechanical Engineering (IREME) Vol.1 N.3 pp 250-256, (May 2007) ;
- Optimization Constrained of the Lifetime of the CBN 7050 During the Machining of Steel 100Cr6. Japanese Society of Tribologist, Tribologie Online, 4, 3 (May 2009) pp 55-59 ;
- Optimisation constrained of the life time of the CBN 7020 during the machining of steel 100 Cr6. Damage and Fracture Mechanics, Failure Analysis of Engineering Materials and Structures, Springer (Sept 2009) pp 395-404.

Communications Nationales et Internationales

[1] 1^{ere} Conférence Nationale de Mécanique et D'industrie, CNMI Mostaganem 29-30 Novembre 2005 : Etude de la rugosité de l'acier 100 Cr6 trempé lors de son usinage avec des outils CBN et Céramiques ;

[2] 5^{emes} Journées de Mécanique, Ecole Militaire Polytechnique EMP 28-29 Mars 2006 : Etude de l'usure des outils CBN et Céramiques lors de l'usinage de l'acier 100 Cr6 trempé ;

[3] 1^{ere} Journées Nationales de L'ingénierie Mécanique, JNIM Constantine 13-14 Juin 2006 : Influence de l'usure des outils de coupe sur la perte de cote engendrée lors de l'usinage de l'acier 100 Cr6 ;

[4] Conférence Internationale de Mécanique et des Matériaux, ICMM 06 Sétif 04-06 Novembre 2006 : Optimisation de la tenue de la céramique noire lors du tournage dur ;

[5] Conférence Internationale sur la Métallurgie et L'environnement, CIME_07 Annaba 23, 24 et 25 avril 2007 : Optimisation de la tenue du CBN 7050 lors du tournage dur.

[6] International Conference For Renewable Energies and Sustainable Development, ICRESO 07 Tlemcen 21-24 May 2007 : Optimisation de la tenue du CBN 7020 lors du tournage dur ;

[7] International Conference on Computer Integrated Manufacturing, CIP 2007 November 03rd Setif : Influence des paramètres de coupe sur la tenue du CBN 7020 lors du tournage dur ;

[8] 1^{ere} Journées Internationales de Physique des Matériaux et ses Applications, JIPMA 07 Annaba 25-27 Novembre 2007 : Examination morphologique of the wear of the metal carbide inserts in milling ;

[9] 1^{ere} Journées Internationales de Physique des Matériaux et ses Applications, JIPMA 07 Annaba 25-27 Novembre 2007 : Evaluation des performances du CBN 7050 lors de l'usinage de l'acier 100 Cr6 trempé.

Références

- [1] **CETIM**. Tournage dur et usinage à grande vitesse, Centre technique des industries mécaniques (CETIM), 2000. Rapport, 86p.
- [2] **P. DARNIS, O. CAHUC ET Y. COUÉTARD**. Energy balance with mechanical actions measurement during turning process. International seminar on improving machine tool performance, la Baule, 3-5 Juillet (2000).
- [3] **G. LIST**. Etude des mécanismes d'endommagement des outils carbure Wc-Co par la caractérisation de l'interface outil-copeau application a l'usinage a sec de l'alliage d'aluminium aéronautique. Thèse de doctorat, (2004) ENSAM - Bordeaux p 9 et p 20-21..
- [4] **R.I. KING**. High-speed machining revs up. American machinist, Jan (1981) pp 130-133.
- [5] **MERCHANT. M.E**. Merchant Mechanics of the metal cutting process I. Orthogonal cutting and a type 2 chip. Journal of applied physics. (1945a) Vol. 16, N° 5, pp. 267-275.
- [6] **MERCHANT. M.E**. Merchant Mechanics of the metal cutting process II. Plasticity conditions in orthogonal cutting. Journal of applied physics. (1945b) Vol. 16, N° 6, pp. 318-324.
- [7] **F. LEROY, T. BLANCHARD, S. ALEXANDRE et DENARDI**. Usinage à très grande vitesse des aciers de construction mécanique. Colloque international du Cercle d'Etudes des Métaux, 19 et 20 Novembre (1992), pages 1-1 à 1-11.
- [8] **G. BRANDT**. Développement des outils de coupe en céramique. Colloque international du cercle d'études des métaux, 13 et 14 Novembre (1996), pages 8-1 à 8-21.
- [9] **H. PASTOR**. L'évolution des matériaux pour outils de coupe. Colloque international du cercle d'études des métaux, 13 et 14 Novembre (1996), pages 7-1 à 7-11.
- [10] **G. SCHNEIDER, JR CMFG.E**. Book cutting tool application. ([www.tooling and production.com](http://www.toolingandproduction.com)).
- [11] **E. ZEREN, T. OZEL**. Hard turning technology, manufacturing automation and research laboratory, Report, Marl 01, June (2002).
- [12] **H. AY**. Heat transfer and life of metal cutting tools in turning, International Journal of Heat and Mass Transfer Vol. 41 (1998), 613-623.
- [13] **J. RECH, A. KUSIAK, J.-L. BATTAGLIA**. Tribological and thermal functions of cutting tool coatings, Surface and Coatings Technology Vol. 186 (2004), 364-371.
- [14] **M.S. CARRILERO, J.M.S. SOLA, J.M. SANCHEZ, M. ALVAREZ, A. GONZALEZ, J.M. MARCOS**. A SEM and EDS insight into the BUL and BUE differences in the turning process of AA2024 Al-Cu Alloy, International Journal of Machine Tools and Manufacture 42 (2002), pp 215-220.
- [15] **ARMAREGO AND BROWN**. The machining of metals notes for tool Wear s-doc (2004).
- [16] **H.O. GEKONDE, S.V. SUBRAMANIAN**, Tribology of tool–chip interface and tool wear mechanisms, Surface and Coatings Technology Vol. 149 (2002), pp 151-160.
- [17] **S. LO CASTO, E. LO VALVO, E. LUCCHINI, S. MASCHIO, M. PIACENTINI, V.F. RUISI**. Ceramic materials wear mechanisms when cutting nickel-based alloys, Wear Vol. 225-229 (1999), pp 227-233.
- [18] **C.J.E. ANDREWES, H.-Y. FENG, W.M. LAU**. Machining of an aluminum/SiC composite using diamond inserts, Journal of Materials Processing Technology Vol. 102 (2000), pp 25-29.
- [19] **E.M. TRENT**. Cutting steel and iron with cemented carbide tools, Part II: Conditions of seizure at the tool-work interface, Journal of the Iron and Steel Institute (1963), pp 923-932.
- [20] **S.P.F.C. JASPERS, J.H. DAUTZENBERG**. Material Behaviour in Metal Cutting: Strains, Strain Rates and Temperatures in Chip Formation, Journal of Materials Processing Technology Vol. 121 (2002), pp 123-135.
- [21] **Y. NAHERHEIM, E.M. TRENT**. Diffusion wear of cemented carbide tools when cutting steel at high speeds, Metal Technology (1977), 548-555.
- [22] **F. LEROY**. Usinage et usinabilité, techniques de l'ingénieur, MC2, M 725, (1984), pp 3-7.

- [23] **B.AMRI**. Contribution à l'étude du comportement des matériaux modernes pour outils coupants. Thèse de doctorat, INSA de Lyon, (1987), p 137.
- [24] **H. TAKEYAMA, T. MURATA**. Basic investigations on tool wear, Journal of Engineering for Industry, Transaction of the ASME (1963), pp 33-38.
- [25] **E. USUI, A. HIROTA, M. MASUKO**. Analytical prediction of three dimensional cutting process. Part 3. Cutting temperature and crater wear of carbide tool, Transactions of the ASME Journal of Engineering for Industry Vol. 100 (1978), pp 222-228.
- [26] **A. MOLINARI, M. NOUARI**. Modeling of tool wear by diffusion in metal cutting, Wear Vol. 252 (2002), pp 135-149.
- [27] **J. POMEY**. Phénomènes de mécanique physique qui régissent la coupe des métaux. Méca. Mat. Elect., (1971) Vol. 256, pp 8-36.
- [28] **L. PUIGSEGUR**. Caractérisation thermique d'un procédé d'usinage par tournage. Approche analytique et par identification des systèmes non entiers. Thèse de Mécanique (2002). Université de Bordeaux I, N° d'ordre 2543.
- [29] **P. GILORMINI**. Modélisation de la coupe des métaux. Techniques de l'ingénieur, Traité Mécanique et Chaleur (1994), B 7041, pp. 1-11.
- [30] **G. POULACHON**. Aspects phénoménologiques, mécaniques et métallurgiques en tournage c-BN des aciers durcis. Application : usinabilité de l'acier 100Cr6. Thèse de Mécanique et Matériaux (1999). ENSAM, N° d'ordre : 1999-14.
- [31] **R. M'SAOUBI**. Aspects thermiques et microstructuraux de la coupe. Application à la coupe orthogonale des aciers austénitiques. Thèse de Mécanique et Matériaux (1998). ENSAM, N° d'ordre : 1998-09.
- [32] **C. LE CALVEZ**. Etude des aspects thermiques et métallurgiques de la coupe orthogonale d'un acier au carbone. Thèse de Mécanique et Matériaux (1995). ENSAM, N° d'ordre : 1995-48.
- [33] **E. FELDER**. Procédé d'usinage. Techniques de l'ingénieur, BM 7000, p. 1 - 15 (1997).
- [34] **G. POULACHON, A.L. MOISAN, M. DESSOLY**. A contribution to the study of the cutting mechanisms in hard turning Mécanique & Industries 3 (2002), pp 291-299.
- [35] **M.A. DAVIES, T.J. BURNS, C.J. EVANS**. On the dynamics of chip formation in machining hard metals. Annals of the CIRP (1997). Vol. 46/1/1997, pp25-30.
- [36] **R. KOMANDURI, T. SCHROEDER, B.F. VON TURKOVICH, J. HAZRA, D.G. Flom** On the catastrophic shear instability in high speed machining of AISI 4340 steel. Trans. ASME. Journal of Engineering for Industry (1982). Vol. 104, pp 121-131.
- [37] **B. CHANGEUX**. Loi de comportement pour l'usinage. Localisation de la déformation et aspects microstructuraux. Thèse de Mécanique et Matériaux (2001). ENSAM, N° d'ordre : 2001-12.
- [38] **R. M'SAOUBI, J.C. OUTEIRO, B. CHANGEUX, J-L. LEBRUN, MORAO DIAS**. Residual stress analysis in orthogonal machining of standard and resulfurized AISI 316L steels. Journal of Materials Processing Technology (1999). Vol. 96, pp 225-233.
- [39] **G. POULACHON**. Usinabilité des matériaux difficiles. Application aux aciers durcis. Techniques de l'ingénieur (2004), BM 7048, pp 1-18.
- [40] **R. KOMANDURI, R.H. BROWN**. The mechanics of chip segmentation in machining. ASME. Journal of Engineering for Industry (1981). Vol. 103, pp 33-51.
- [41] **M.C. Shaw** Assessment of machinability, vol. 11ISI special report 94, the Iron steel, Institute, London (1976).
- [42] **A. VYAS, M.C. Shaw** Mechanics of saw-tooth chip formation in metal cutting. Journal of Manufacturing Science and Engineering (1999), vol. 121, pp 163-172.
- [43] **K. NAKAYAMA**. The formation of saw-toothed chip in metal cutting. Proc. Of Int. Conf. on Production Engineering Tokyo (1974). Part I, pp 572-577.
- [44] **Y. MATSUMOTO, M.M. BARASH, C.R. LIU**. Cutting mechanism during machining of hardened steel. Materials Science and Technology (1987). Vol. 13, pp 229-305.
- [45] **M.A. ELBESTAWI, A.K. SRIVASTAVA, T. EL-WARDANY**. A model for chip formation when machining hardened steel. Annals of the CIRP (1996). Vol. 45/1, pp 71-76.

- [46] **Y. KEVIN CHOU, CHRIS J EVANS.** White layers and thermal modeling of hard turned surfaces international journal of machine tools and Manufacture 39 (25-03-1999), pp 1863-1881.
- [47] **J. BARRY, G. BYRNE.** Cutting tool wear in the machining of hardened Steels part 2 : cubic boron nitride cutting tool wear 247 (2001), pp 139-145.
- [48] **CR. LUI, Y.B. GUO.** Infinite element analysis of the sequential cuts and Tools chip function, Journal of Materials Processing Technology 115 (2001), pp 423-429.
- [49] **K.C. EE, A.K. BALAJI, P.X. LI, I.S. JAWAHIR.** Force decomposition Model for tool, wear in turning with grooved, Cutting tool wear 249 (2002), pp 985-994.
- [50] **E. H. LEE ET B. W. SHAFFER.** The theory of plasticity applied to the problem of machining. USA American society of mechanical engineers, Journal of Applied Mechanics (1951), Vol. 18, pp 405-413.
- [51] **H. KUDO.** Some new slip-line solutions for two-dimensional steady-state machining. Int. J. Mech. Sci (1965), Vol. 7, pp 43-55.
- [52] **P. DEWHURST.** On the non-uniqueness of the machining process. Proceeding of the Royal Society of London (1978). A, pp 587-610.
- [53] **W. F. HASTING, P. MATHEW ET P. L. B. OXLEY.** A machining thoery for predicting chip geometry, cutting forces etc. From work material properties and cutting conditions. Royal society of London (1980), pp 569-587.
- [54] **P. GILORMINI.** Contribution à la modélisation de la formation du copeau en usinage des métaux. Thèse de Doctorat de Propriétés Mécanique des Matériaux, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris (1982), France.
- [55] **A. MOLINARI, D. DUDZINSKI.** Stationary shear band in high speed machining Journal of Mechanics of Solid (1992), pp 399-405.
- [56] **D. DUDZINSKI, A. MOLINARI.** A modelling of cutting for viscoplastic materials. International Journal of Mechanics Science (1997). Vol. 39, pp 369-389.
- [57] **A. MOUFKI, A. MOLINARI, D. DUDZINSKI.** Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law. Journal Mechanics and Physics Solids (1998). Vol. 46, n°10, pp 2103-2138.
- [58] **A. MOUFKI, D. DUDZINSKI, A. MOLINARI AND M. RAUSCH.** Thermoviscoplastic modelling of oblique cutting: forces and chip flow predictions. International Journal of Mechanical Sciences (2000). Vol. 42, N°6, pp 1205-1232.
- [59] **R. LAHEURTE.** Application de la théorie du second gradient à la coupe des matériaux. Thèse de Mécanique. Université de bordeaux (2004), N° d'ordre : 2935.
- [60] **R. KOMANDURI, Z.B. HOU.** A review of the experimental techniques for measurement of heat and temperatures generated in some manufacturing processes and tribology, Tribology International Vol. 34 (2001), pp 653-682.
- [61] **G. BOOTHROYD.** Temperatures in Orthogonal Metal Cutting. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Vol. 177 (1961), pp 789-802.
- [62] **G. SUTTER, L. FAURE, A. MOLINARI, N. RANC, V. PINA.** An experimental technique for the measurement of temperature fields for the orthogonal cutting in high speed machining, International Journal of Machine Tools & Manufacture Vol. 43 (2003), pp 671-678.
- [63] **R. M'SAOUBI, H. CHANDRASEKARAN.** Investigation of the effects of tool micro-geometry and coating on tool temperature during orthogonal turning of quenched and tempered steel, International Journal of Machine Tools & Manufacture Vol. 44 (2004), pp 213-224.
- [64] **M.B. DA SILVA, J. WALLBANK.** Cutting temperature: prediction and measurement methods - a review, Journal of Materials Processing Technology Vol. 88 (1999), pp 195-202.
- [65] **J. L. BATTAGLIA, H. ELMOUSSAMI, L. PUIGSEGUR.** Modélisation du comportement thermique d'un outil de fraisage : approche par identification de système non entier, C. R. Mécanique Vol. 330 (2002), pp 857-864.
- [66] **S. ROSSETO, U. KOCH.** An investigation of temperature distribution on tool flank surface. Annals of the CIRP (1971), Vol. XVIV, pp 551-557.

- [67] **S. LO CASTO, E. LO VALVO, F. Micari.** Measurement of temperature distribution within tool in metal cutting experimental tests and numerical. Journal of mechanical working technology (1989). Vol. 20, pp 35-46.
- [68] **P.K. WRIGHT.** Correlation of tempering effects with temperature distribution in steel cutting tools. Trans ASME, Journal of Engineering for Industry (1978). Vol.100, pp 131-136.
- [69] **E.M. TRENT AND E.F.** Smart Distribution de la température dans les outils de coupe des aciers. Matériaux et techniques (août-Sept 1981).
- [70] **ISO 4287** : “Spécifications géométrique des produits - Etat de surface : méthode du profil” Afnor (1997).
- [71] **ISO 4288** : “Spécifications géométriques des produits - Etat de surface : méthode du profils, règles et procédures pour l'évaluation de l'état de surface” Afnor (1998).
- [72] **B. SCHEFFER.** “Etat de surface : comparaison des différentes normes nationales” Rapport de la régie nationale des usines Renault et de la direction générale de la recherche scientifique et technique 1969.
- [73] **H. ZAHOUANI, R. VARGIOLU, M. DURSAPT, TG. MATHIA.** “Motifs and spectral characterisation of anisotropic morphology of engineered surfaces. Incidence in tribology”. World tribology congress of London (1997).
- [74] **T.R. THOMAS.** “Characterization of surface roughness”. Precision engineering (1981), Vol 3.
- [75] **H.SHULTZ.** Fraisage à grande vitesse des métaux métalliques et non métalliques, Paris : Ed. Technologie d'aujourd'hui, (1997), p 343.
- [76] **T. BROSKEA.** PCBN tool failure mechanism analysis, Application Program Mange, Worthington, Ohio industrial diamond association, July (2000).
- [77] **VISHAL S. SHARMA, SURESH. DHIMAN, RAKESH. SEHGAL, S. K. SHARMA.** Estimation of cutting forces and surface roughness for hard turning using neural networks 12 February (2008). J Intell Manuf.
- [78] **T. OZEL, Y. KARPAT.** Predictive modeling of surface Roughness and tool wear in finish hard turning using neural, Networks International Journal of Production Research, August (2003), pp 3-6.
- [79] **T. OZEL, Y. KARPAT, E. ZEREN.** Hard turning research, Manufacturing automation and research laboratory Rutgers, the State university of new Jersey Piscataway-USA (2004), pp 2-15.
- [80] **BENHAMOU. F, MCALLESTER. D ET AL. CLP.** Intervals revisited. Proceedings of the International Logic Programming Symposium (1994), Ithaca, NY, pages 124-138.
- [81] **SCHIMMERLING. P, SISSON J.C. ET AL.** Pratique des plans d'expériences (1998).
- [82] **V. V. NALIMOV ET N. A. TSCHERNOVA.** Statistcieskie metody planirovanya extremalnicks experimentov, Nayouka, Moscou (1965).
- [83] **K. M. FEDOSOV.** Planification des expériences, Ed. Soudostroegné, Leningrad (1978).
- [84] **P. LANTERI, R. LONGERAY, M. OUADOU et T. MATHIA.** “Application de la planification expérimentale à l'optimisation des procédés d'élaboration des surfaces”. Les Entretiens de la Technologie, Congrès 11 mai (1993), Nantes.
- [85] **J. GOUPY.** “Plan d'expérience” Technique de l'ingénieur, cahier réf P-230.
- [86] **R. FLETCHER.** Practical methods of optimization (1987). John Wiley & Sons.
- [87] **CIARL ET P.G.** Introduction à l'analyse numérique matricielle et à l'optimisation, Barcelone: Masson (1994), pp 167-201.
- [88] **PRESS W.H.** Numerical Recipes in C : The Art of Scientific Computing. Cambridge University Press (1992), ISBN 0-521-43108-5.
- [89] **A. GOURDIN, M. BOUMAH RAT.** Méthodes numériques appliqués, Office des Publications Universitaires (1991), Alger, 2eme Edition.
- [90] **G. BERTHIAU ET P. SIARRY.** Etat de l'art des méthodes d'optimisation globales, Sep (2001). <http://www.edpsciences.org/articles/ro/pdf/2001/03/ro20112.pdf>
- [91] <http://www.mathworks.fr/products/optimization/description3.html>

- [92] **COLEMAN, T.F. AND LI, Y.** "On the Convergence of Reflective Newton Methods for Large-Scale Nonlinear Minimization Subject to Bounds". *Mathematical Programming*, Vol 67, Number 2, (1994), pp 189-224.
- [93] **MORÉ, J.J. AND D.C. Sorensen**, "Computing a Trust Region Step," *SIAM Journal on Scientific and Statistical Computing* (1983), Vol. 3, pp 553-572).
- [94] **BYRD, R.H., R.B. Schnabel**, and G.A. Shultz. "Approximate Solution of the Trust Region Problem by Minimization over Two-Dimensional Subspaces," *Mathematical Programming* (1988), Vol. 40, pp 247-263.
- [95] **COLEMAN, T.F. AND A. VERMA.** "A Preconditioned Conjugate Gradient Approach to Linear Equality Constrained Minimization," submitted to *Computational Optimization and Applications*.
- [96] **Y. GARDAN.** "Mathématiques et CAO1: Méthode de base", éditions Hermes, (1987).
- [97] **H. M. LIN, Y.S. LIAO, C.C. WEI.** Wear behavior in turning high hardness alloy steel by CBN tool 19 July 2007 *Wear* 264 (2008), pp 679–684.
- [98] **W. GRZESIK.** Influence of tool wear on surface roughness in hard turning using differently shaped ceramic tools. *Wear* November (2007).
- [99] **MOHAMED ATHMANE YALLESE, BOULANOVAR LAKHDAR, CHAOUI KAMEL** Usinage de l'acier 100Cr6 trempé par un outil en nitrure de bore cubique, *Revue Mécanique & Industries*, Volume 5-N°4, Juillet/Août (2004), EDP Sciences.
- [100] **M. A. YALLESE, J.-F. RIGAL, K. CHAOUI ET L. BOULANOVAR.** The effects of cutting conditions on mixed ceramic and cubic boron nitride tool wear on surface roughness during machining of X200Cr12 steel (60 HRC)», *IMEchE, Part B: J. Engineering Manufacture*, Vol. 219, Nb. 1, (2005), 35-56.
- [101] **YALLESE M. A., CHAOUI K., ZEGHIB N., BOULANOVAR L., RIGAL J. F.** Hard machining of hardened bearing steel using cubic boron nitride tool, *journal of materials processing technology* 209, (2009), pp. 1092–1104.
- [102] **D. VENKATESAN, K. KANNAN, R. SARAVANAN.** A genetic algorithm-based artificial neural network model for the optimization of machining processes *Neural Comput & Applic* (2008).
- [103] **DIMLA. DE, LISTER. PM.** Neural network solutions to the tool condition monitoring problem in metal cutting - a review critical review of methods. *Int J. Mach Tools Manuf* 39: pp 1219-1241 (1997).
- [104] **SADO, G, M.C.** Les plans d'expériences de l'expérimentation à l'assurance qualité, *AFNOR technique* (1991), ISBN : 2-12-450311.
- [105] www2.coromant.sandvik.com/coromant/pdf/Supplement_20061/FRE/A28_A31FRE.pdf
- [106] **T.H.C. CHILDS, K. MAEKAWA, T. OBIKAWA, Y. YAMANE.** *Metal machining: theory and applications*, Arnold, (2002).
- [107] **W. GRZESIK.** Friction behaviour of heat isolating coatings in machining: mechanical, thermal and energy-based considerations, *International Journal of Machine Tools & Manufacture* Vol. 43 (2003), pp 145-150.
- [108] **SANDVIK COROMANT.** *Modern Metal Cutting- A Practical Handbook* (1994), Sandvik, Sweden.