

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



Université de Batna 2 – Mostefa Ben Boulaïd
Faculté de Technologie
Département de Génie Mécanique



Thèse

Présentée pour l'obtention du titre de :
Docteur en Sciences en Mécanique
Option : Science Des Matériaux

Sous le Thème :

**Contribution à l'étude du comportement des phénomènes
intervenant à l'interface outil-copeau-pièce**

Présentée par :

TAMERABET Yacine

Devant le jury composé de :

M. BENBOUTA Rachid	Prof.	Université de Batna	Président
M. BRIOUA Mourad	Prof.	Université de Batna	Rapporteur
M. REBIAI Chérif	MCA	Université de Batna	Examineur
M. ZIDANI Mosbah	Prof.	Université de Biskra	Examineur
M. DERFOUF Semcheddine	MCA	Université de Biskra	Examineur
M. BELLOUFI Abderrahim	MCA	Université de Ouargla	Examineur

Décembre 2018

Remerciement

Aucun travail n'est possible dans l'isolement ; les rencontres, les conseils et les encouragements constituent des aides précieuses souvent décisives.

Du spectre des émotions qui pourraient exister, je pense qu'il est juste de dire que j'en ai expérimenté un large éventail pour la durée de la préparation de cette thèse. C'était l'expérience la plus épuisante physiquement, mentalement et émotionnellement de ma vie.

A un certain moment; j'étais tellement fini. J'avais des délais à respecter ; des responsabilités dans le travail et bien sûr une thèse à rédiger, Je devais penser à mon avenir et maintenir un semblant de contrôle et d'équilibre dans ma vie personnelle. J'étais tellement bouleversé et stressé que j'ai commencé à me relâcher.

Ceci est un message d'appréciation pour tous ceux qui ont dit un mot gentil ou qui m'ont encouragé à remettre mon nez dans mes livres et se concentrer sur mon travail de recherche. Chaque mot gentil, chaque oreille écoutante me permettait de continuer. Chaque mot d'encouragement, aussi petit soit-il, signifiait le monde pour moi.

Ceci est aussi un message d'appréciation pour ma famille et mes amis qui sont restés avec moi tout au long de la préparation de ce travail, qui ont ramené un peu de clarté et m'ont rappelé ce que c'était que d'être social !! Vous savez tous qui vous êtes.

Je tiens à remercier vivement Monsieur *Mourad BRIOUA*, Professeur à l'Université de BATNA, de m'avoir confié ce sujet de recherche, de la confiance qu'il m'a accordé, d'avoir ainsi bien voulu partager avec moi sa passion pour la recherche. La rigueur du raisonnement, le refus de toute idée préconçue, la remise en question perpétuelle même de ce qui semble établi, demeure à mes yeux les points forts de son enseignement et de ses conseils et directions de recherche. C'est un réel plaisir de travailler avec lui. Je dois l'avouer, c'est grâce à lui que j'ai réellement

commencé à prendre conscience de l'esprit recherche et à m'investir sur ma thèse. Cette thèse lui doit beaucoup.

Je remercie aussi tous les membres du jury qui ont accepté de lire, examiner, de juger et de valider ce travail de thèse.

Mes gratitude vont à Monsieur *Rachid BENBOUTA*, Professeur à l'Université BATNA, qui m'a fait l'honneur de présider le jury de cette thèse, du temps qu'il.

Mes reconnaissances vont également à Monsieur *Chérif REBIAI*, Maitre de conférences à l'Université BATNA d'avoir accepté d'être examinateur de ce travail de thèse.

Mes remerciements vont aussi à Monsieur ; *Mosbah ZIDANI*, Professeur à l'université de Biskra et Monsieur *Chemseddine DERFOUF*, Maitre de conférences à l'université de Biskra d'accepter d'être examinateurs de ce travail

Je remercie également Monsieur *Abderrahim BELLOUFI* Maitre de conférences à l'université de Ouargla d'accepter d'être examinateur de ce travail.

J'adresse mes remerciements aussi à Monsieur *Salah Khoualdi* de l'aide précieuse en ce qui concerne la modélisation et l'exploitation du code de calcul ABAQUS, malgré ces occupations dans le travail les responsabilités qu'il a ; il n'a jamais épargné aucun effort pour me donner un coup de pouce, ce travail lui doit beaucoup.

Mes sincère gratitude vont également à mon frère *Monsaf Tamerabet* de son aide précieuse et de ces conseils lors de la réalisation de ce travail de thèse, surtout en ce qui concerne la programmation FORTRAN du modèle numérique, c'est grâce à lui que j'ai fais un bon pas dans la modélisation, ce travail de thèse lui doit beaucoup.

Mes remerciements vont également à tous ceux qui ont contribué à la réalisation de ce travail, parfois sans le savoir ou du moins sans mesurer la portée de leur influence.

Yacine Tamerabet

Sommaire

Introduction Générale.....	1
----------------------------	---

Chapitre I : Étude bibliographique des mécanismes et physique de la coupe des métaux

1. Introduction.....	5
2. Etat de l'art de la coupe des métaux.....	5
3. L'usinage et la génération des surfaces.....	13
4. Formation du copeau.....	14
4.1. Coupe orthogonale	14
4.2. Morphologie des copeaux.....	15
5. Chaleur et température.....	16
5.1. Sources de chaleur.....	16
5.2. Mesure de la température.....	17
6. Contact à l'interface outil-copeau	18
6.1. Température à l'interface outil-copeau.....	18
6.2. Coefficient de frottement.....	19
7. États de surface des pièces usinées.....	19
8. Contraintes résiduelles.....	20
9. Synthèse.....	21

Chapitre II : Mécanismes d'endommagement des outils de coupe et revêtements

1. Introduction.....	23
2. Mécanismes d'endommagement des outils.....	23
2.1. Déformation plastique et fatigue.....	23
2.2. Usure par abrasion.....	23
2.3. Usure par adhésion : arête rapportée et érosion.....	24
2.4. Usure par diffusion.....	25
2.5. Usure par fluage et oxydation.....	25
2.6. Usure avec effets de chocs.....	25
3. Critères d'usure et durée de vie.....	25
3.1. Critères de surveillance de l'usure.....	25
3.2. Les critères directs.....	26
3.3. Les critères indirects.....	26

3.4. Point de vue pratique.....	26
3.5. Usure visible sur l’outil.....	27
3.6. Les paramètres influençant l’usure des outils de coupe	28
3.6.1. Influence des frottements interfaciaux	28
3.6.2. Influence de la température	28
3.6.3. Influence des paramètres de coupe	29
4. Revêtements pour outils de coupe.....	29
4.1. Procédés de dépôt des revêtements.....	30
4.2. Propriétés des revêtements à base de Titane pour outils coupants.....	31
4.2.1. Structure des revêtements	31
4.2.2. Dureté.....	32
4.2.3. Fatigue.....	32
4.2.4. Inertie chimique.....	32
4.2.5. Diffusion chimique.....	32
4.2.6. Conductivité et diffusivité thermique.....	32
5. Synthèse....	33

Chapitre III : Modélisation numérique de la coupe

1. Introduction	35
2. Présentation de quelques modèles de la coupe des métaux	36
2.1. Modèle de Merchant (1945).....	36
2.2. Modèle d’Oxley	37
2.2.1. Modélisation de la zone de cisaillement primaire	38
2.2.2. Modélisation de la zone de cisaillement secondaire	39
2.3. Modèle de Molinari.....	40
2.3.1. Modélisation de la zone primaire.....	40
2.3.2. Modélisation des effets thermiques à l’interface outil-copeau	41
3. Méthodes de résolution du système d’équations.....	44
3.1. Méthode des volumes finis.....	44
3.2. Méthode des éléments finis.....	45
3.2.1. Formulations FEA du processus d’usinage.....	45
3.2.1. Loi de comportement de Johnson-Cook.....	46

Chapitre IV : Matériel et procédures expérimentales

1. Introduction	50
2. Présentation du matériel	52
3. Machine d’essai.....	53
4. Outils de coupe.....	54

4.1. Type d'outil.....	54
4.2. Type des plaquettes utilisées.....	54
4.3. Plaquettes utilisées.....	55
5. Procédures d'essais.....	56
5.1 Éléments à considérer lors des campagnes d'essais.....	56
5.2 Méthodologie d'essais	56
5.3. Matériau usiné	57
5.3.1 Aciers à moyenne teneur en carbone.....	57
6. Présentation des appareils et méthode de mesure.....	59
7. Démarche expérimentale des essais.....	61
7.1 Essais d'usinage.....	61
7.2 Température de coupe en fonction des conditions de coupe.....	62
7.3 Essais d'usure.....	62
7.3.1 Étude de l'évolution de l'usure.....	62

Chapitre V : Résultats et discussions

1. Introduction.....	64
2. Mesure de la température.....	64
2.1. Résultats des essais expérimentaux et discussions	66
2.1.1. Influence de la vitesse de coupe sur la variation de la température.....	67
2.1.2. Influence de la profondeur de passe sur la variation de la température.....	69
2.1.3. Influence de l'avance sur la variation de la température.....	71
2.1.4. Synthèse des essais expérimentaux de température.....	71
3. Usure des outils de coupe.....	73
3.1. Procédure expérimentale.....	73
3.2. Résultats, Interprétations et discussions	74
3.2.1. Usure en cratère	74
3.2.2. Usure en dépouille	76
3.3. Observations microscopiques de la morphologie de l'usure	77
4. Résultats de la modélisation numérique.....	84
4.1. Géométrie et conditions aux limites.....	84
4.2. Modèle de distribution de température dans couple outil-pièce.....	85
4.3. Modélisation de la formation du copeau.....	89
5. Synthèse.....	92
Conclusion générale.....	95

Références Bibliographiques

Nomenclature

Symbole	Désignation
V_c	Vitesse de coupe
ap	Profondeur de passe
f	Vitesse d'avance
φ	Angle de cisaillement
$\bar{\mu}$	Coefficient de frottement
T_{int}	Température d'interface
T_f	Température de fusion
T_0	Température de référence
KT	profondeur du cratère
KM	Distance du centre du cratère-pointe initiale de l'outil.
KB	Largeur du cratère.
VB	Hauteur de l'usure en dépouille
$VBmax$	Hauteur maximale de l'usure en dépouille
VBN	profondeur d'entaille par rapport à l'arête de coupe initiale
VBC	Profondeur entre l'arête initiale et la zone usée
lc	Epaisseur du copeau
$\bar{\sigma}$	Contrainte équivalente de <i>Von Mises</i>
$\bar{\varepsilon}$	Déformation plastique équivalente
ε	Déformation plastique cumulée
$\dot{\varepsilon}$	Vitesse (Taux) de déformation équivalente
$\dot{\varepsilon}_0$	Vitesse de déformation de référence
C_p	Capacité spécifique de chaleur
K	Conductivité thermique
ρ	Masse volumique
$Q(X)$	Source de chaleur surfacique
a	Diffusivité thermique
A	Limite d'élasticité initiale du matériau à température ambiante
B	Module de durcissement
C	Constante d'écrouissage du matériau
m	Coefficient d'adoucissement thermique
n	Coefficient d'écrouissage
$D1$	Déformation initiale de rupture
$D2$	Facteur exponentiel
$D3$	Facteur de triaxialité
$D4$	facteur de vitesse de déformation
$D5$	Facteur de température
$\bar{\varepsilon}^f$	déformation équivalente à la rupture
σ_m	La moyenne des trois contraintes normales

Introduction Générale

La mise en forme par usinage représente une part majeure dans l'élaboration des produits et pièces industriels. L'usinage est un procédé mécanique de mise en forme par enlèvement de matière, le plus souvent métallique. Un outil de forme aiguë est appliqué contre une pièce, et un copeau est généré par cisaillement le long de la face de travail de l'outil.

La mise en forme par enlèvement de copeau concerne de nombreux domaines d'activités tels que l'automobile, l'aéronautique, ou l'électronique. L'usinage s'impose naturellement comme un axe majeur de recherche puisque chacun des composants de l'usinage (machine, outil, matière à usiner) est en constante évolution. De très nombreux travaux théoriques et expérimentaux s'intéressent à ce procédé afin de pouvoir le comprendre mieux et ainsi développer des modèles prédictifs fiables d'usinage.

Avec le développement technologique et industriel, l'usinage conventionnel a été remplacé par l'usinage grande vitesse qui permet de diminuer le temps de mise en forme, le coût énergétique de la mise en forme et également d'améliorer la qualité des surfaces nouvellement créées. Avec ce progrès technologique de la métallurgie et la sidérurgie, de nouveaux aciers ayant des résistances mécaniques de plus en plus élevées sont élaborés. Ces aciers à très haute résistance permettent, à titre d'exemple, aux industries automobiles de réduire les épaisseurs utiles et ainsi de diminuer le poids des véhicules et la consommation d'essence. Parallèlement, de nouvelles problématiques ou axes de recherche apparaissent. En effet, pour mettre en forme, découper ou souder ces nouveaux aciers, il est nécessaire de développer de nouvelles machines plus puissantes ou des outils plus résistants.

Alors que le premier souci et l'objectif principal du secteur industriel aujourd'hui est d'avoir un produit de haute qualité avec un prix de revient minime « minimisation des coûts », donc, il n'est pas pratique qu'à chaque fois on voulait utiliser de nouveaux aciers on faisait appel à des campagnes d'essais se révélant très coûteuses. L'usinage est un procédé complexe mettant en jeu des phénomènes métallurgiques, mécaniques et thermiques fortement couplés. La grande quantité de travaux sur ce sujet s'explique par ces forts couplages entre des disciplines différentes, induits par des conditions thermiques et mécaniques extrêmes auxquelles sont soumis les matériaux.

Pour donner satisfaction à ces besoins, les chercheurs et spécialistes du domaine développent des modèles prédictifs. Dans le domaine de l'usinage, ces modèles permettent, entre autres, de déterminer les conditions de coupe optimales pour un couple outil-matériau, de prédire l'énergie nécessaire à la découpe, ou encore l'usure des outils en fonction des paramètres matériaux et procédés. Trois différentes approches ont été développées depuis plus d'une soixante dizaine d'année afin de modéliser les procédés de coupe : l'approche mécanistique, les méthodes numériques et les modèles analytiques.

Les niveaux de contrainte et de température deviennent rapidement critiques pour la durée de vie de l'outil. Il en découle aussi une grande difficulté à caractériser des lois de comportement dans de

telles conditions Il existe également de nombreux travaux concernant les aspects thermiques de la condition de liaison thermique à une interface outil-copeau-pièce. Ils traitent à la fois de la résistance thermique de contact et de l'écoulement du flux généré à l'interface.

L'approche mécanistique est utilisée pour définir des modèles simples basés sur des observations expérimentales. Les lois physiques sont dans ce cas remplacées par des considérations phénoménologiques, calibrées à partir d'essais expérimentaux. Il s'avère en outre que ce type d'approche (dans le cas de l'usinage) est intrinsèquement lié au couple outil-matière étudié et nécessite de nombreux essais expérimentaux.

Les approches numériques modélisant les procédés de coupe sont de plus en plus utilisées ces dernières années. L'évolution permanente des machines de calcul, le développement de méthodes numériques avec remaillage automatique ou sans maillage, permettent de réduire considérablement les temps de calcul pour des opérations de coupe simples. Néanmoins, des problématiques subsistent toujours, telles que la prise en compte du frottement à l'interface outil-copeau ou la modélisation de procédés industriels complexes.

L'approche analytique est celle exposée dans ce travail de thèse. Elle permet à l'aide de considérations mécaniques simples, d'étudier les phénomènes thermomécaniques des procédés de coupe les plus complexes tels que le tournage.

Dans le cas de l'interface outil-pièce lors du procédé d'usinage, beaucoup d'auteurs considèrent, avec le contact parfait, un coefficient de partage se présentant comme le rapport des effusivités. D'autres imposent, à tout le flux généré, un écoulement dans le copeau. Cette dernière hypothèse est difficile à soutenir lorsque l'on sait qu'un grand nombre de machines-outils disposent de système de refroidissement de l'outil.

Notre approche va être numérique en se basant sur les résultats expérimentaux déjà obtenus. Elle s'appuie sur des modèles analytiques tels que le modèle d'*Oxley*, *Molinari*, *Moufki*...etc. Non seulement pour l'estimation des paramètres d'interface mais également pour analyser la précision de mesure par thermocouple utilisées lors nos travaux expérimentaux et qui joue un rôle déterminant dans les dépouillements de mesure de champs de température.

Ce travail de thèse est composé de cinq chapitres dont le premier et deuxième se sont dédiés à la présentation des travaux récents et la recherche bibliographique dans le domaine de la coupe des métaux, les différents modèle numériques et analytiques de la coupe ainsi que le modèle retenu pour la prédiction de la température à l'interface outil-copeau sont présentés dans le troisième chapitre, les démarches expérimentales et matériel utilisé ont fait l'objet du quatrième chapitre et finalement un cinquième chapitre pour la présentation des résultats obtenus et les différentes observations et analyses. Notre travail a pour objectif essentiel la détermination et le suivi de la variation des profils

d'usure des outils de coupe, la température transportée par l'outil de coupe lors d'une opération de tournage à sec de l'acier SAE1030.

Dans le premier chapitre nous avons présenté un état de l'art de quelques travaux expérimentaux et analytiques traitant les différents phénomènes et aspects de la coupe des métaux, nous avons aussi présenté les différents mécanismes de la coupe ainsi que ces aspects physiques en partant de la génération des surfaces par usinage et passant par l'étude de la formation du copeau et les phénomènes intervenant à l'interface et arrivant à l'étude de la source de chaleur et la température générée à l'interface outil-copeau.

Dans le deuxième chapitre nous avons présenté les différents types d'usure et endommagement des outils de coupe, les paramètres influençant cette usure ainsi les critères de mesure de l'usure fixé par la norme. Nous avons aussi donné un bref flash sur les revêtements des outils de coupe, leurs caractéristiques et propriétés, méthodes de déposition et les améliorations qu'ils apportent aux outils de coupe

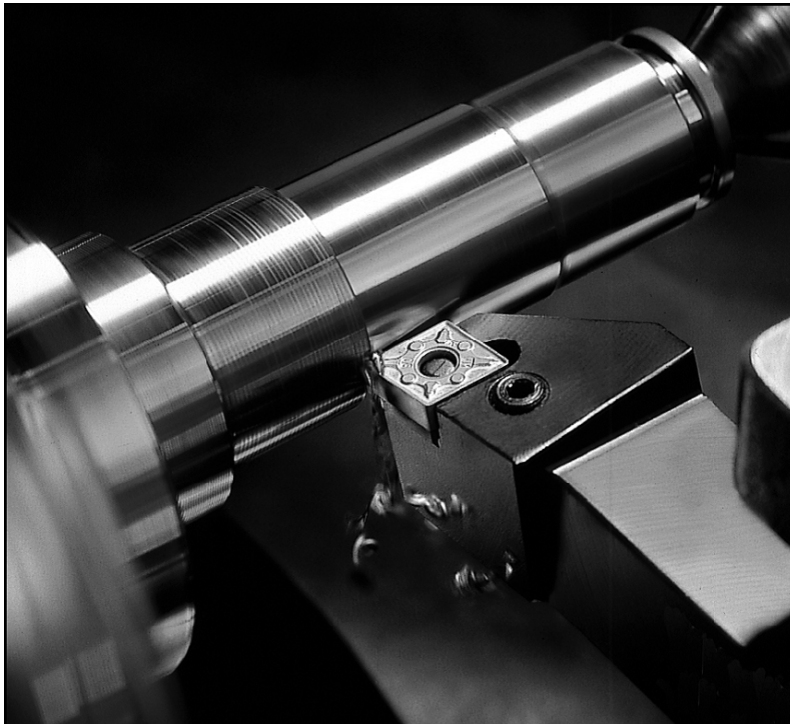
Les différents modèles de coupe ont été présentés dans le troisième chapitre, à savoir ; le modèle de *Merchant*, ensuite le modèle thermomécanique d'*Oxley*, puis le modèle analytique de *Molinari et al.* La loi de comportement de Johnson-Cook ainsi que les méthodes numériques de résolution de ces modèles.

Le quatrième chapitre était consacré à la présentation de la méthode expérimentale retenue pour la réalisation des essais d'usinage ainsi que le matériel et les matériaux utilisés lors de la réalisation de la campagne des expériences, les paramètres pris en compte et les résultats à observer ainsi que la méthodologie expérimentale.

Les différents résultats expérimentaux et numériques, des mesures de l'usure et de la température ont été présentés dans le cinquième chapitre, où nous avons présenté les résultats de suivi de la température de coupe en fonction des différents paramètres de coupe relevés lors de l'usinage de l'acier SAE1030. L'usure en cratère et en dépouille a été aussi suivie et observée ; des mesures des différents critères d'usure et des micrographies ont été effectuées afin de pouvoir comprendre au mieux les phénomènes et mécanismes d'endommagements des outils de coupe. Ainsi que les résultats de la simulation numérique traitant la formation du copeau, la mesure de la température de l'interface outil-pièce-copeau, les courbes d'évolution de la température...etc.

Chapitre I

Étude bibliographique des mécanismes et physique de la coupe des métaux



1. Introduction :

La coupe des métaux est un processus thermomécanique fortement couplé dans lequel les déformations plastiques, la chaleur et les phénomènes de frottement jouent un rôle critique en termes d'usure. Quand un outil pénètre dans une pièce métallique pour former un copeau, la matière située près de la surface est fortement cisailée. La déformation s'effectue à très grandes vitesses de déformation et le copeau se trouve en contact intime avec la face de coupe de l'outil. Les contraintes et la température à l'interface sont considérablement élevées et conduisent à des phénomènes physico-chimiques très complexes. Ceux-ci ayant lieu dans une région très petite autour de la pointe de l'outil.

Etant donné que le tournage dur et à sec, est une technique d'usinage récente dans son utilisation. Il se présente comme une alternative à la rectification, souvent longue et coûteuse. Afin de maîtriser le procédé de tournage et de rentabiliser son utilisation industrielle il est nécessaire d'étudier les phénomènes physiques qui accompagnent cette technique d'usinage et de connaître les lois qui la régissent.

L'influence de la température, les revêtements et des différents paramètres de coupe sur la durée de vie des outils de coupe a été largement étudiée par plusieurs techniques expérimentales et analytiques afin de comprendre les phénomènes intervenant à l'interface de contact outil – copeau – pièce, dans le but d'améliorer les performances des outils de coupe (résistance à l'usure, haute température, frottements...etc.) ainsi que l'amélioration de la qualité des produits finis et la minimisation des coûts de production.

Vu l'impact de ces études dans l'amélioration des procédés de fabrication de pièces par enlèvement de copeaux, l'objectif de ce chapitre sera de présenter quelques études et investigations expérimentales et analytiques, dans le but de faire un collecte d'informations sur les travaux menés et les principaux résultats atteints ainsi les principaux aspects mécaniques et physiques de la coupe à l'échelle du copeau et de l'outil. La terminologie de la formation du copeau sera décrite à travers la coupe orthogonale qui a l'avantage de limiter le nombre de paramètres influençant les diverses sollicitations thermomécaniques (contraintes, déformations, vitesses de déformation et température).

2. Etat de l'art de la coupe des métaux

A l'an 2000 *Cédric Ducros et al* [1] ont mené des essais de coupe en chariotage dans le but d'apprécier les performances des différents revêtements appliqués à un même outil en carbure. Les résultats obtenus semblent indiquer que les revêtements se comportent mieux en termes de résistance aux hautes températures induites par l'usinage des superalliages. Des valeurs de températures d'usinage de l'ordre de 600°C ont été mesurées sur la face de dépouille principale de l'outil. Les revêtements sont effectivement efficaces pour des applications nécessitant une bonne résistance à la

chaleur, en formant une couche d'oxyde à sa surface. Ainsi, ils ont permis de limiter la formation d'arêtes rapportées et de collage des copeaux sur les faces de coupe des outils.

J.Rech et al [2] ont étudié l'influence tribologique des revêtements, ils ont montré que l'action des revêtements est essentiellement liée aux phénomènes tribologiques à l'interface outil – copeau, alors que leur action dans la zone de cisaillement primaire est modeste. Les revêtements montrent une aptitude importante à limiter la quantité de chaleur générée à l'interface outil–copeau. Cette action tribologique des revêtements conduit à une réduction significative des flux de chaleur transmis au substrat, ainsi qu'à une réduction des températures locales des substrats, et cela, malgré leurs incapacités à protéger thermiquement ces substrats.

I.V.Marin et al [3] ont étudié théoriquement et expérimentalement l'état des surfaces issues d'un procédé de tournage. Ils ont proposé un modèle géométrique pour les calculs thermiques et mécaniques en utilisant la méthode des éléments finis en deux dimensions, une étude expérimentale a été aussi effectuée pour définir les effets des conditions de la machine–outil en tournage, sur la dureté et les contraintes résiduelles d'un acier de construction. Les essais expérimentaux et de modélisation ont permis de mesurer la température en tournage et d'en déduire que la température du couple outil–pièce est un facteur très important dans les opérations d'usinage. Les conditions d'usinage qui favorisent un bon résultat sont: une vitesse d'usinage élevée et une faible vitesse d'avance.

J. Rech et al [4] ont traité la qualification du système tribologique (pièce–outil–copeau), dans le but de parvenir à une compréhension plus claire des flux de chaleur dans le substrat de l'outil. Les résultats des expériences associées à une méthode inverse de conduction thermique montrent les effets bénéfiques des revêtements sur les interactions à l'interface outil–copeau (effets tribologiques). Ce document a présenté une méthode originale pour l'identification du modèle de transfert de chaleur pour une gamme de revêtements, en plus de la proposition d'un algorithme pour estimer le flux de chaleur transmis à l'outil lors d'une opération de tournage. L'application de cette méthodologie pour divers revêtements déposés sur une plaquette en carbure a montré que les revêtements n'ont pas une influence significative sur l'isolation thermique du substrat.

L. Boulanouar et al [5] ont étudié l'effet des conditions d'usinage ainsi que celui du matériau de l'outil sur la rugosité de la surface usinée en tournage dur et ils ont souligné que la qualité de la surface se détériore avec l'évolution de l'usure. Ceci est expliqué par l'accroissement progressif de l'usure suivant la surface d'attaque et de dépouille de l'outil. Les conditions d'usinage ont une influence considérable sur la qualité de la surface usinée. En effet l'influence la plus pertinente sur l'état de surface est attribuée à l'avance, suivie par la vitesse de coupe. L'effet de la profondeur de passe (*ap*) sur la rugosité est faible.

J.A. Ghani et al [6] ont investigué expérimentalement les mécanismes d'usure des outils carbure revêtus en TiN et des cermet non revêtus dans le fraisage de l'acier à outils durcis par des

plaquettes revêtues en TiN et des cermets non revêtus. Il a été remarqué que le temps pris pour initier la fissuration et la rupture de l'arête tranchante des outils de coupe revêtus en TiN est plus long que celui des plaquettes cermet non revêtues, surtout pour les conditions de grande vitesse de coupe, avance et profondeur de passe. Le choix d'un matériau et un revêtement à faible conductivité thermique mène à une réduction de la longueur du contact et par conséquent la chaleur sera concentrée dans la couche superficielle du revêtement pour protéger l'outil contre la diffusion.

J. Rech et al [7] ont traité la qualification du comportement thermique du système (pièce – outil – copeau), dans le but de parvenir à une meilleure compréhension des flux de chaleur diffusé dans le substrat de l'outil au cours d'une opération de tournage. Le transfert de chaleur dans le système dépôt-substrat a été analysé pour une simple géométrie de la pointe. Un modèle de transfert de chaleur dans l'outil de coupe a été proposé. Les résultats Montrent que la barrière thermique du revêtement est inexistante dans les opérations de coupe continues, mais cela semble être important dans des opérations de coupe discontinues, en particulier avec des vitesses de coupe élevées. Une solution analytique du modèle de transfert de chaleur a été proposée, afin de caractériser l'influence d'un revêtement sur les flux de chaleur diffusé dans le substrat de l'outil. Il a été souligné que les phénomènes tribologiques à l'interface outil – copeau sont la principale raison pour expliquer les différences dans le flux de chaleur transmis à un substrat.

J. Rech [8] a utilisé quatre méthodes complémentaires pour qualifier la performance du système tribologique (pièce – outil – copeau), dans le but de parvenir à une meilleure compréhension de la capacité des revêtements: mécanismes de formation des copeaux, les forces de coupe, la température de l'interface, sont déduites à partir d'expériences et mise en corrélation avec les mesures des flux de chaleur. Les résultats montrent que les revêtements à base de Titane présentent de meilleures caractéristiques tribologiques par rapport aux outils non revêtus. En effet, même s'ils améliorent quelque peu certains paramètres ; tels que la longueur de contact outil – copeau et l'épaisseur de la zone de cisaillement secondaire, ces revêtements ne permettent pas une réduction de la température de l'interface et leur influence est limitée sur le flux de chaleur transmis au substrat.

Ali Benamar et al [9] ont mené une étude pour la détermination de la durée de vie d'un outil en carbure P20 pour une opération de chariotage en tournage, en vue d'obtenir une rugosité imposée. L'amélioration des essais a permis d'apprécier les performances optimales d'usinage et d'assurer la rugosité imposée d'une pièce mécanique par une étude expérimentale. La variation de la rugosité en fonction de la durée de vie de l'outil, ainsi que sa fiabilité, a été étudiée, ce qui a conduit à conclure qu'il est possible de limiter la durée d'utilisation de l'outil en question par le respect d'une rugosité imposée par le constructeur et d'éviter les étapes intermédiaires pour la vérification de la rugosité lors d'un usinage conventionnel de chariotage.

M. Remadna et J. F. Rigal [10] ont mené une étude expérimentale dont l'objectif est la détermination de l'évolution des paramètres descriptifs pendant le temps lors de l'usinage d'un acier dur. Les données expérimentales ont permis d'analyser les caractéristiques de la coupe telle que la durée de vie, les forces de coupe, la rugosité et l'usure des outils. Une grande partie de cet article a tenté d'étudier le tournage des matériaux durs avec des plaquettes CBN ; la relation entre l'évolution de l'usure et la direction des efforts de coupe pendant l'usinage à grande vitesse. Il a été montré que la géométrie de la coupe évolue considérablement par rapport à la durée de vie de l'outil, les efforts de coupe évoluent graduellement avec l'augmentation de la distance de coupe et l'usure en dépouille.

N.A. Abukhshim et al [11] Ont présenté les méthodes de mesure de la température et les modèles analytiques et numériques utilisés pour prévoir la température et sa distribution dans. Basé sur cette recherche, les rapports généraux suivants peuvent être faits:

- La prévision des températures de coupe est un défi important dans la coupe des métaux à cause de nombreuses difficultés pratiques impliquées dans le processus.

- Les techniques les plus prometteuses sont les pyromètres de la fibre optique et les techniques de la thermographie infrarouge.

- Dû à la complexité et la sévérité de la déformation en usinage il est clair que les approches numériques sont sévèrement restrictives.

- La modélisation des conditions extrêmes d'usinage, qui incluent la grande hétérogénéité de la déformation plastique et du champ de température, les conditions de contact complexes et les hautes températures et pressions, est extrêmement difficile.

S.R. Carvalho et al [12] ont étudié la température à l'interface outil – copeau en utilisant un modèle thermique inverse tenant compte l'outil et le porte-outil. Une estimation de la température et du flux thermique en utilisant la technique du problème inverse de conduction de chaleur a été proposée. Le modèle est obtenu d'une solution numérique de l'équation de diffusion thermique tridimensionnelle. La méthode retenue pour la résolution de l'équation est la méthode des *volumes finis*. Plusieurs essais de coupe utilisant des outils carbure cémenté sont effectués pour vérifier le modèle et l'influence des paramètres de coupe sur le champ de température. Il a été remarqué qu'il y'a un gradient élevé de la température au niveau de la plaquette, on peut observer une température excessive traversant la face de coupe de l'outil où la température diminue de 900°C à la pointe de l'outil à environ 226°C à 2.9 mm de la pointe de coupe dans la direction de l'épaisseur de la plaquette.

A. Altin et al [13] ont étudié l'effet de la vitesse de coupe sur l'usure et la durée de vie des outils céramique lors de l'usinage d'Inconel 718 ; ils ont confirmé que les matériaux des outils de coupe sont généralement exposés à de fortes contraintes mécaniques et thermiques, lors de l'usinage des superalliages conduisant à l'usure des outils de coupe et à la diminution de leur durée de vie.

S. Benchiheb et L. Boulanouar [14] ont étudié les performances du matériau à outils de coupe CBN7020 lors de l'usinage de l'acier de roulement trempé 100Cr6. Les résultats obtenus montrent que l'outil a conduit à un meilleur rendement en termes de durée de vie et de productivité et que les modes d'usures observés sont ceux de l'abrasion et de la diffusion. Il a été aussi conclu que l'avance est le facteur prépondérant sur la qualité de la surface usinée, tandis que la profondeur de passe a exprimé une influence peu significative.

M. Benghersallah et al [15] ont mené une étude basée sur l'examen morphologique de l'usure des plaquettes en carbure revêtues et non revêtues avec simple couche TiN. Ils ont conclu que la vitesse de coupe a l'influence la plus marquée sur l'usure, suivi par l'avance et enfin la profondeur de passe. Ce degré d'influence a été justifié par le fait qu'avec l'augmentation de la vitesse de coupe et de l'avance, la température augmente dans la zone de coupe ce qui accélère le processus de l'usure et par conséquent diminue la durée de vie. La faible influence de la profondeur de passe s'explique par le fait que l'augmentation de la surface de contact améliore les conditions d'évacuation de la chaleur de la zone de coupe.

M.A. Yallese et al [16] ont mené une investigation expérimentale sur l'usure des outils de coupe en CBN lors du tournage de l'acier X200Cr12 traité (60HRC). En premier lieu, des essais d'usure de longue durée ont été planifiés pour élucider l'effet de la vitesse de coupe sur les différentes formes d'usure de l'outil CBN ainsi que l'étude des effets de l'usure sur la tenue et la productivité. Ensuite, une seconde série d'expériences a été dédiée à l'étude de l'impact de l'usure en dépouille (V_B) sur l'évolution de la rugosité des surfaces usinées. Les résultats montrent que le CBN présente une bonne résistance à l'usure malgré l'agressivité de l'acier X200Cr12. La majeure partie de la chaleur générée lors de la coupe est principalement dissipée par le copeau.

Karas.A et al [17] ont pris en considération la difficulté de la prédiction de l'intensité et la distribution de la source de chaleur ; car les mécanismes mécaniques et thermiques sont extrêmement couplés à cause de la complexité des phénomènes mises en jeu lors de l'usinage. Pour cela une étude expérimentale et numérique a été menée dans le but de prédire les efforts, les contraintes moyennes, et la distribution de la température dans la zone de coupe à travers une modélisation thermomécanique plus réaliste de la formation du copeau en usinage orthogonal. La distribution de température dans le copeau, l'outil et la pièce est déterminée tout en se basant sur le principe d'une source de chaleur mobile oblique ayant comme variables d'entrée les efforts de coupe et les variables géométriques. Les résultats de simulation mettent en évidence l'influence de la variation des conditions de coupe sur la prédiction des efforts, des contraintes moyennes et de la température. Dans une première étape les auteurs ont modifié et simulé le modèle d'Oxley par l'intégration d'une loi rhéologique du matériau usiné de Johnson – Cook. Dans une seconde étape, ils ont effectué des transformations mathématiques sur le modèle de Komanduri -Hou pour pouvoir prédire la cartographie de température dans l'interaction outil – matière.

N.R. Dhara et M. Kamruzzaman [18] ont mené une étude expérimentale dans le but d'approuver le rôle du refroidissement cryogénique par un jet d'Azote liquide sur la température de coupe, la durée de vie des outils de coupe, la finition des surfaces et la déviation dimensionnelle lors du tournage dans les conditions de coupe industrielles. Les résultats ont indiqué l'avantage substantiel du refroidissement cryogénique sur la durée de vie d'outil, la finition des surfaces et la déviation dimensionnelle des pièces. D'autre part il a été évident que l'usinage avec refroidissement à l'huile soluble n'a fourni aucune amélioration significative de la vie d'outil, mais plutôt mené à une finition détériorée.

M.Y. Noordin et al [19] ont étudié la capacité, des outils carbure et cermet revêtus, d'usiner à sec l'acier à outil martensitique trempé. Les constantes et exposants des différentes équations de Taylor de la durée de vie ont été déterminés. L'usure en dépouille et l'usure catastrophique étaient les principaux types d'endommagement déterminant la durée de vie. Les résultats suggèrent que le tournage sec des aciers à outils durcis doit être exécuté avec des outils cermet et carbure revêtus en TiCN ayant un angle de 5° avec une combinaison de vitesse de coupe et d'avance convenablement choisis.

G. Suttera et N. Ranc [20] Dans ce travail, le champ de température dans le copeau a été étudié pendant la coupe orthogonale à grande vitesse de coupe par un système mécanique utilisant la technique pyrométrique, dans le but de reproduire les conditions de coupe orthogonale et atteindre des vitesses de coupe très élevées allant jusqu'à 120 (m/s) et qui est utilisé dans un domaine de vitesse dépassant les vitesses industrielles de 10 à 70 m/s. Les performances des mesures sont complétées par la possibilité de prendre des enregistrements en temps réel des photographies de la formation de copeau. Le chauffage non linéaire du copeau est souligné par la présence d'une zone de température maximale. Les champs de température mesurés près de l'interface outil-copeau présentent des maximums de $630\text{ }^\circ\text{C}$ à $870\text{ }^\circ\text{C}$. Les approches analytiques développées sur la base de l'expérimentation ont permis la caractérisation de la température maximale atteinte dans le copeau. La comparaison des mesures et des résultats analytique confirme une très bonne prévision analytique des effets de la vitesse de coupe et la profondeur de passe sur la température estimée.

M. Nouari et al. [21] Dans ce travail, l'alliage Ti-6Al-4V été usiné à sec en coupe orthogonale. Les résultats montrent que l'effondrement de l'arête de coupe est le principal mode d'usure des outils de coupe. L'analyse des paramètres tribologiques (frottement, température, pression de contact) a permis de mettre en évidence l'effet des paramètres d'usinage et de la géométrie d'outil sur les modes de dégradation pendant l'usinage. Les résultats d'essais et de simulation numérique montrent que l'augmentation de la température et de la pression de contact en fonction de la vitesse de coupe expliquent la croissance rapide de la couche d'adhérence du titane ainsi que l'écaillage de la face de coupe de l'outil, les efforts de coupe ne permettent pas de décrire en temps réel l'évolution de l'usure des outils en fonction des paramètres d'usinage. La comparaison des résultats en termes de frottement,

température et pression montre qu'une géométrie d'outil avec un angle de coupe trop grand est la principale cause de l'usure catastrophique des outils.

H.A.Abdel-Aal et al [22] ont étudié l'effet des propriétés de la dégradation thermique sur l'usure des plaquettes en (W-Co) en usinage à sec. L'article traite la relation entre l'usure et les conditions de transport thermique à la pointe de coupe de l'outil. Dans ce travail les simulations numériques ont été associées à l'imagerie du MEB afin de tracer la conductivité thermique dans la zone d'action d'un outil revêtu. Les résultats indiquent que, selon l'élévation de la température, la pointe pourrait subir une baisse grave dans la conduction thermique. Il a été constaté que la couche abrupte sous la surface de la pointe de l'outil est importante pour augmenter la capacité de dissipation du matériau de l'outil des charges thermique. Les résultats s'appuient sur l'importance d'augmenter l'efficacité du transfert de la chaleur dans la zone active de l'outil afin d'améliorer sa résistance à l'usure.

A. Ebrahimi et al [23] ont tenté de déterminer les effets de la vitesse de coupe, la vitesse d'avance, la dureté et le matériau de la pièce en tournage dur sur l'usure en dépouille et la durée de vie d'un outil en carbure cémenté revêtu. L'analyse statistique a été utilisée pour l'évaluation des différents facteurs sur les forces de coupe. Les Caractéristiques du copeau et la longueur du contact outil-copeau ont été également étudiées. Les différentes sections du copeau ont été examinées par MEB. Ces examens microscopiques ont montré que les copeaux des aciers micro-alliés sont réguliers et discontinus. Les résultats ont montré aussi que la durée de vie de l'outil et l'usinabilité des aciers micro-alliés est meilleure que les aciers trempés dans les mêmes conditions de coupe.

M. Kamruzzaman et N. R. Dhar [24] ont mené une investigation expérimentale sur le rôle du liquide de refroidissement sous haute pression sur la température de coupe, le copeau, les forces de coupe, l'usure des outils, la durée de vie et l'état de surface. Les résultats obtenus montrent que la chaleur générée a une influence significative sur les indices d'usinage, elle participe à l'élévation de l'usure et la diminution de la durée de vie et donne naissance à l'endommagement thermique des outils de coupe.

T.V. SreeramaReddy et al [25] Dans ce travail l'usinabilité de l'acier C45 est évaluée en termes de l'usure en dépouille, les forces de coupe et l'état de surface des pièces usinées. Il a été conclu que l'usure en dépouille des carbures traités est inférieure à celles des carbure non traités et par conséquent leur durée de vie est meilleure dans tous les cas, les forces de coupe sont aussi diminués. La finition de surface est meilleure pour toutes les vitesses de coupe.

Y. Sahin [26] Une comparaison de la durée de vie des outils céramiques et des outils (CBN) en usinant les aciers durcis, a été décrite. Une conception orthogonale, un rapport signal-bruit (S/N) et une analyse de la variance ont été utilisés pour déterminer les paramètres de coupe qui influent sur la durée de vie. Des modèles linéaires et exponentiels du premier et second ordre ont été employés pour

déterminer la relation entre le temps de coupe et les variables indépendantes tenant compte l'effet des paramètres de coupe. Les résultats ont indiqué que la vitesse de coupe s'est avéré un facteur dominant la de la durée de vie des outils, suivie par la dureté de l'outil et enfin l'avance. L'outil de coupe CBN a montré les meilleures performances que celle de l'outil de coupe en céramique.

M.A.Yallese et al [27] ont étudiés expérimentalement l'usinage des aciers à roulement durcis en utilisant les CBN. Les résultats de l'expérimentation ont montrés que la CBN montre une résistance suffisante à l'usure pour des vitesses de coupe élevées. Les forces de coupe radiales sont les plus dominantes contrairement à l'usinage conventionnel. Pour la rugosité de l'acier 100Cr6 elle est fonction de la forme d'endommagement locale et le profil de l'usure. La majeure partie de température générée est essentiellement consommée par les copeaux ce qui réduit substantiellement la température de l'outil et de la pièce.

H.A.Abdel-Aal et al [28] ont menés une étude expérimentale sur l'influence de la conductivité thermique sur l'usure lors de l'usinage des alliages de Titane. Il a été montré qu'il existe deux contributions à la dégradation de la conductivité thermique du matériau de l'outil, la première est due à la température, et la seconde est due à ce qu'on appelle forces thermodynamiques. Il a été montré que la température combiné au taux de déformation conduit à une anisotropie de la conductivité thermique à travers les différentes couches du matériau de l'outil. Le taux de déformation induisant l'anisotropie de la conduction conduit à l'évolution de trois zones distinctes dans la zone active de l'outil. Le développement de telles zones influence le modèle du flux thermique dans la zone active de l'outil d'une manière à rendre le bout de l'outil encombrée thermiquement. L'encombrement fournit l'énergie nécessaire pour activer les différents mécanismes d'usure.

H. Çalışkan et al. [29] Afin d'augmenter l'usinabilité de l'alliage Ti6Al4V; Un revêtement aCN / TiAlN a été déposé sur des outils de coupe en carbure. Il a été révélé quel' abrasion et l'adhésion étaient les principales usures des outils revêtus et que la résistance à l'usure était améliorée de 15% avec un carbure revêtu de aCNn / TiAlN.

X. Chen et al. [30] ont mené une étude comparable entre l'outil cermet et le carbure revêtu en multicouche, il a été noté que les outils cermet ont montré une meilleure résistance à l'usure à plus faible profondeur de coupe, la résistance à l'usure en cratère a été améliorée à cause de la conductivité thermique élevée des cermets et les faibles efforts de coupe induits. Tandis que les outils revêtus ont subi une usure très importante en cratère. Il a également été noté que la meilleure qualité de surface finie était assurée par des outils revêtus. En termes de contrainte thermique, les cermets ont montré de meilleures performances en raison de leur conductivité thermique élevée et de leurs faibles efforts de coupe.

Selon *T. Yang et al. [31]* dans leurs recherches, la meilleure résistance à l'usure en dépouille a été obtenue avec des plaquettes avec addition de Mo₂C; et l'ajout de Mo₂C a également amélioré la

résistance à l'usure en termes d'abrasion, d'adhérence et de diffusion, mais l'usure par oxydation n'a pas été encore diminuée.

Les profils d'usure des outils en carbure revêtu ont été étudiés en fraisage à grande vitesse de l'acier trempé SKD11F par *Gong et al.* [32]. Ils ont indiqué que la rupture était le mode de défaillance dominant de l'outil en carbure revêtu. Il a été conclu aussi que la variation de la vitesse de coupe a une influence importante sur le profil de la morphologie de la rupture par fatigue et de la rugosité de surface.

Les performances thermiques (effet de la température de coupe) des carbures revêtus CVD avec l'ajout d'une couche intermédiaire d'alumine ont été comparées à celles des outils à faible teneur en PCBN par *G.K. Dosbaeva* [33] pendant l'usinage dur, il a été révélé que l'outil en carbure revêtu peut faire mieux que le PCBN pour certaines gammes de vitesses de coupe (influence de la température de coupe). Il a également été noté que les carbures revêtus CVD ont une durée de vie plus longue que les outils PCBN avec un avantage sur les outils PCBN dans les cas où une haute précision et une exactitude dimensionnelle élevée sont requises. Il est recommandé d'utiliser l'outil PCBN en raison du faible taux d'usure dans les premiers stades d'usage.

3. L'usinage et la génération des surfaces :

L'usinage par enlèvement de matière est réalisé avec le déplacement d'un outil coupant par rapport à la pièce. Généralement, les machines-outils permettent de générer deux mouvements distincts : le mouvement de coupe défini par la trajectoire et la vitesse de coupe et le mouvement d'avance défini par la trajectoire et la vitesse d'avance (Figure.1). En tournage le mouvement de coupe (M_c) est appliqué à la pièce avec une trajectoire circulaire et une fréquence de rotation définissant la vitesse de coupe (V_c). Le mouvement d'avance (M_f) est appliqué à l'outil avec une trajectoire coplanaire et une vitesse d'avance définie (V_f) [34].

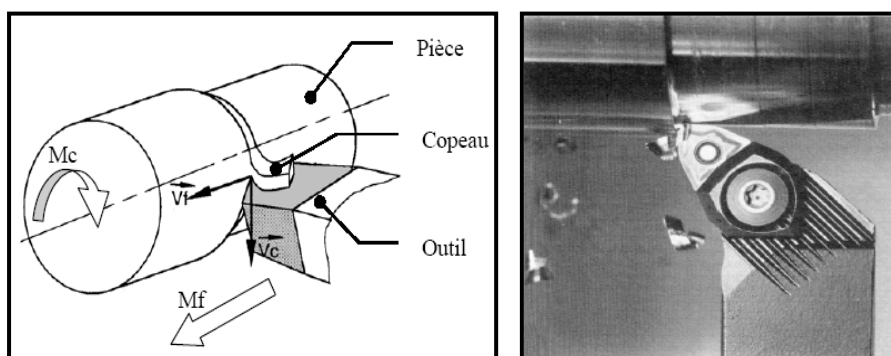


Fig.1. Opération de chariotage en tournage [34]

L'opération d'usinage est considérée comme un système plus ou moins complexe suivant le cadre d'étude dans lequel on se situe : [35]

a- Cadre de la production industrielle ; le système intègre le couple outil-matière.

b- Cadre de la production de la machine-outil ; le système intègre l'ensemble de la géométrie de la machine, ainsi que les caractéristiques mécaniques comme la rigidité et les résonances vibrationnelles.

c- Cadre d'une étude scientifique ; le système doit intégrer toutes les composantes ayant une incidence directe ou indirecte sur l'usinage, c'est à dire :

- ✓ Le couple outil-matière
- ✓ L'influence du système de lubrification : nature du fluide, technique d'arrosage, réactivité chimique vis à vis de la matière usinée et de l'outil de coupe, etc....
- ✓ La technologie de la machine-outil, ses conditions d'utilisation, le comportement mécanique de ses différentes parties.
- ✓ Les phénomènes physiques et mécaniques dépendant du matériau usiné : formation du copeau, comportement de la matière face à l'outil, etc....

4. Formation du copeau

4.1. La coupe orthogonale

La coupe la plus élémentaire est la coupe dite Orthogonale (Figure.2). Dans cette configuration, l'arête de coupe est perpendiculaire à la fois aux directions de coupe et d'avance. L'outil est incliné d'un angle de coupe (α) par rapport à la verticale et se déplace avec une vitesse de coupe V_c . [36-38]. La quantité de matière enlevée est représentée par l'épaisseur du copeau non déformé (t_1) (ou avance par tour f) et la profondeur de passe (w) ou (a_p). Le copeau d'épaisseur (t_2) se déplace le long de la face de coupe de l'outil avec la vitesse (V_{cop}) et quitte l'interface outil-copeau en se courbant à la distance (l_c) de la pointe de l'outil (longueur de contact) [36].

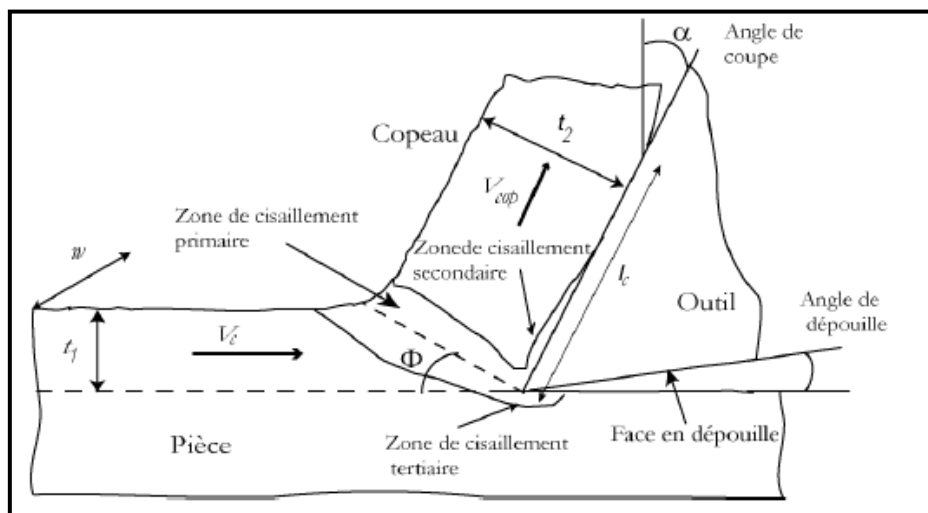


Fig.2. Principales zones de déformation et paramètres de la coupe orthogonale, [36].

L'observation de la section d'un copeau en formation met en évidence trois zones particulières de déformation :

(1) **Zone de cisaillement primaire** : qui est le lieu où s'effectue le changement de direction de la matière usinée qui passe de la vitesse de coupe (V_c) à la vitesse du copeau (V_{cop}). C'est une zone intense de déformation qui s'étend de la pointe de l'outil jusqu'à la surface libre du copeau. Dans de nombreux modèles de coupe, la zone de cisaillement primaire est idéalement représentée par un plan (dit de "cisaillement") incliné d'un angle (ϕ) par rapport à la direction de coupe (Figure.2).[37].

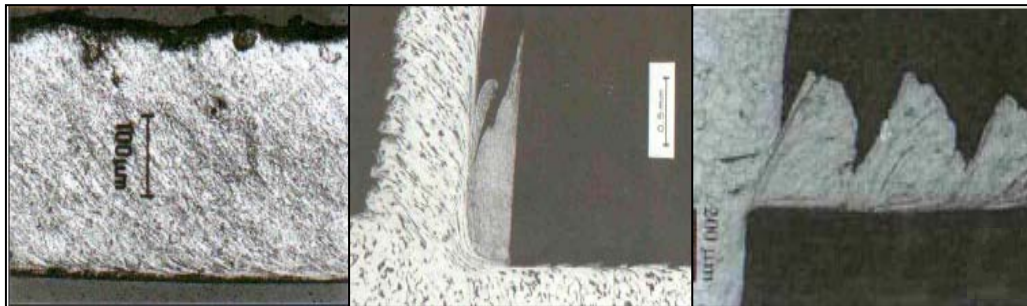
(2) **Zone de cisaillement secondaire** : Les phénomènes de frottement à l'interface outil-copeau induisent également des déformations plastiques dans une région du copeau adjacente à la face de coupe de l'outil. Dans cette zone la matière est soumise à de forts taux de cisaillement et subit une forte élévation de température en plus de celle subie lors du passage dans la zone de cisaillement primaire [39].

(3) **Zone de cisaillement tertiaire** : Le contact entre l'outil (au niveau du bec et de la face en dépouille) et la surface usinée peut également provoquer des déformations plastiques dans la pièce. Elles sont beaucoup moins intenses que dans les deux zones de déformations précédentes, mais d'elles dépend aussi la qualité de la surface usinée (rugosité et contraintes résiduelles) [36,37].

4.2. Morphologie des copeaux [40,41]

En fonction des conditions de coupe et du couple outil-matière, des copeaux de morphologies différentes peuvent être formés (Figure.3). On les classe traditionnellement en trois catégories :

(1) **Les copeaux continus** : formés dans un état de déformation plastique stationnaire (associés à une coupe stable) ; les champs de déformation, des vitesses de déformation et de la température sont constants dans le temps (Figure.3.a).



(a) Continu

(b) Arête rapportée

(c) Discontinu

Fig.3. Exemples de copeaux aux morphologies différentes [37,38].

(2) **Les copeaux avec arête rapportée** : ils découlent d'un état d'équilibre dynamique du système composé de l'outil, du copeau et d'une zone de stagnation de matière au niveau de l'arête de coupe (Figure.3.b)

(3) **Les copeaux discontinus ou segmentés** : formés dans un état de déformation plastique non stationnaire, les copeaux sont composés d'éléments plus ou moins connectés entre eux. On parle aussi de copeaux ondulants ou festonnés, de copeaux à localisation de déformation ou encore de copeaux à dents de scies. La segmentation des copeaux est très influencée par les phénomènes de fissuration et de

rupture, d'instabilité et de localisation des déformations plastiques. La coupe est alors qualifiée d'instable (Figure.3.c).

La vitesse de coupe joue un rôle fondamental sur la stabilité de la coupe. La quantité de chaleur dégagée dans les zones de coupe croît avec la vitesse de coupe, de telle sorte que la température s'élève avec cette dernière. La segmentation des copeaux est donc principalement observée dans le domaine des grandes vitesses de coupe. Bien que qualifié d'instable, ce phénomène peut être recherché car il est associé à une baisse des efforts et à une amélioration de l'évacuation des copeaux. [37,40].

5. Chaleur et température

5.1. Sources de chaleur

La température a des effets importants sur les efforts de coupe et l'usure des outils, l'aspect thermique de la coupe a donc été largement étudié depuis de nombreuses années [37,39]. Pourtant, à cause de la complexité des phénomènes mis en jeu en usinage, il est très difficile de prédire l'intensité et la distribution des sources de chaleur. Les processus mécaniques et thermiques sont extrêmement couplés, en particulier parce que les propriétés des matériaux varient avec la température. On indique souvent que 90% de l'énergie mécanique consommée est finalement convertie en énergie thermique. Les principales sources de chaleur proviennent : [37,39]

- ✓ Des déformations plastiques des zones de cisaillement primaire et secondaire,
- ✓ De la dissipation du frottement générée à l'interface outil-copeau et entre la face de dépouille de l'outil et la surface usinée de la pièce.

La chaleur ainsi créée va se répartir dans les différentes parties de l'outil, de la pièce et du copeau (Figure .4). Le transfert de chaleur dans le copeau et dans la pièce s'effectue majoritairement par transport (conduction) alors que dans l'outil le transfert s'effectue principalement par diffusion.

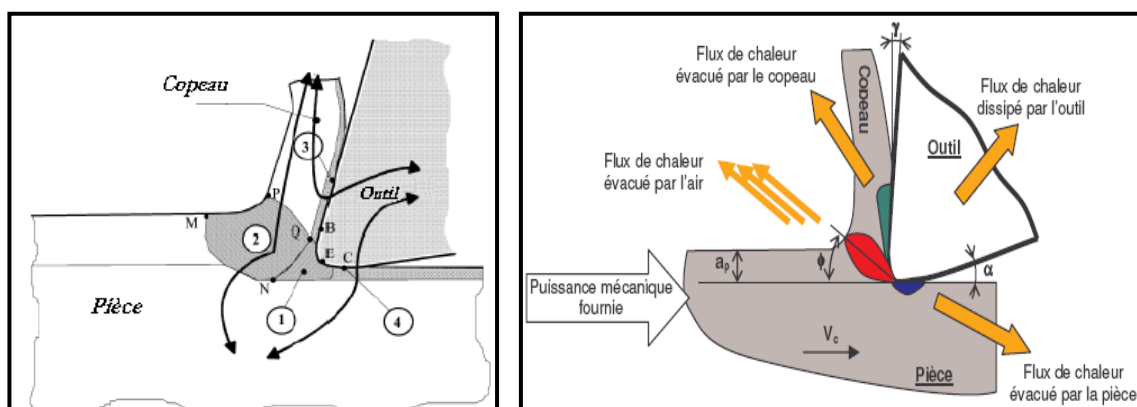


Fig.4. Représentation des différents flux thermiques et sources de chaleur en coupe orthogonale, [36,37].

De fait, la répartition des flux ne se fait pas de manière équivalente et dépend bien sûr des conditions de coupe et des propriétés thermiques des matériaux. Seul un faible pourcentage de la chaleur générée est transmis à l'outil et la pièce, la majorité étant évacuée par le copeau. [37]

5.2. Mesure de la température

Il existe de nombreuses méthodes pour mesurer l'élévation de température en usinage: l'utilisation des thermocouples, la thermographie infrarouge, l'analyse métallographique, l'utilisation de poudres fines à température de fusion constante et l'emploi de peintures thermosensibles. [36].

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.[36].

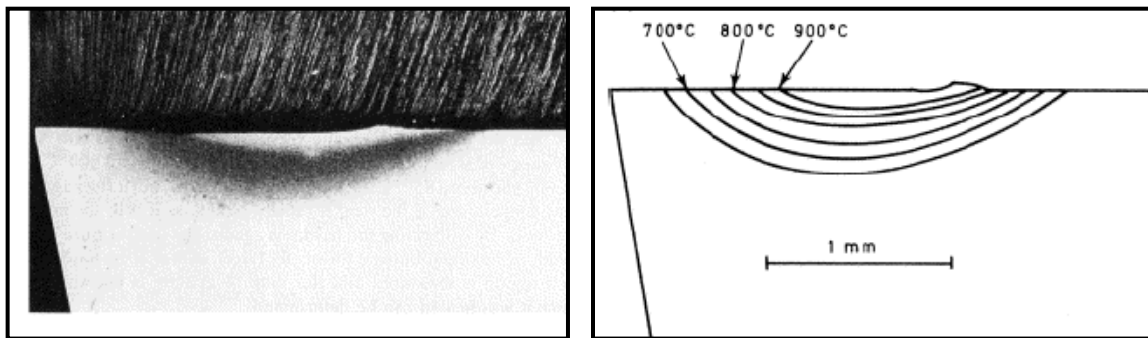


Fig.5. Détermination du champ de température par méthode métallographique.

(a) Micrographie d'un outil en acier rapide après usinage d'une pièce en fer.

(b) Distribution de température dans l'outil [36].

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.5). 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 œuvre 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** a permis d'obtenir le champ complet de température sur l'outil, le copeau et la pièce [36].

Les caméras infrarouges sont de plus en plus employées pour mesurer la température et sa distribution [8]. 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. Parmi ces dernières, les méthodes des différences finies, des volumes finis et des éléments finis sont les plus répandues (Figure.6) [12,41].

L'estimation du flux de chaleur et de la température en usinage peut être également abordée par la résolution de problème inverse de conduction de chaleur dans l'outil. [4,12]. 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. [41].

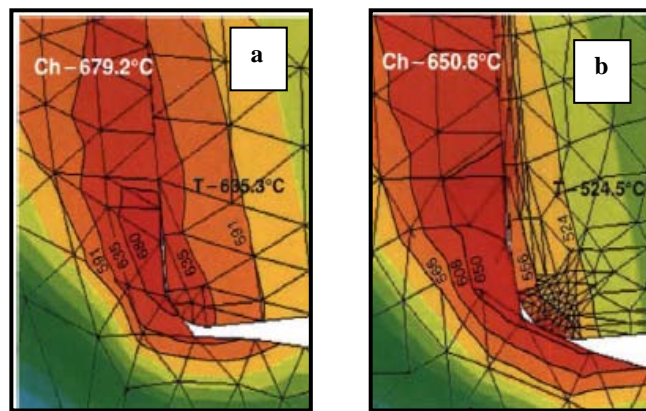


Fig.6. Distribution du champ de température en coupe orthogonale de l'acier AISI 1045, (a) carbure P20 non revêtu, (b) carbure revêtu en TiC/Al₂O₃/TiN [41].

6. Contact 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.

6.1. Température à l'interface outil-copeau :

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. 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. [36].

Il a été montré 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 et s'éloigne quand l'avance augmente.

6.2. Coefficient de frottement

Les conditions de contact et de frottement sont généralement modélisées à l'aide d'un coefficient de frottement. En usinage, le contact fut d'abord regardé à travers le coefficient de frottement apparent (ou moyen) ($\bar{\mu}$) défini par le rapport entre la force tangentielle (F_T) et la force normale F_N :

$$\bar{\mu} = \tan\beta = \frac{F_T}{F_N} = \frac{F_f + F_c \tan \alpha}{F_c - F_f \tan \alpha} \dots \dots \dots (1)$$

L'expérience montre que ($\bar{\mu}$) dépend à la fois de la vitesse de coupe, de l'avance et de la géométrie de l'outil. Pour s'affranchir de toutes ces dépendances, Moufki et al [...] proposent de représenter le coefficient de frottement apparent comme une fonction de la température moyenne à l'interface outil copeau T_{int} :

$$\bar{\mu} = \mu_0 \left(1 - \frac{T_{int} + T_0}{T_f - T_0} \right)^q \dots \dots \dots (2)$$

Où: T_f est la température de fusion,
 T_0 et μ_0 sont des valeurs de référence.

Le modèle représente bien la chute du coefficient du frottement avec la vitesse de coupe (qui fait augmenter la température), ce qui permet de retrouver à travers du modèle de coupe la forte baisse des efforts dans le domaine des grandes vitesses de coupe. Le coefficient de frottement apparent est une notion très globale puisqu'il est défini à partir des efforts qui résultent non seulement des interactions à l'interface outil-copeau mais également des actions sur l'arrondi d'outil et des phénomènes de frottement entre la face de dépouille et la surface de la pièce. [36]

7. États de surface des pièces usinées [35,40]

Dès les débuts de l'usinage industriel, il a fallu définir la qualité de la surface usinée. 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 est le paramètre statistique Ra (Figure.7) défini par l'expression :

$$R_a = \frac{1}{L} \int_0^L |(Y_R - R_p)| dX_R \dots \dots \dots (3)$$

Ce critère est contesté par les chercheurs, 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.

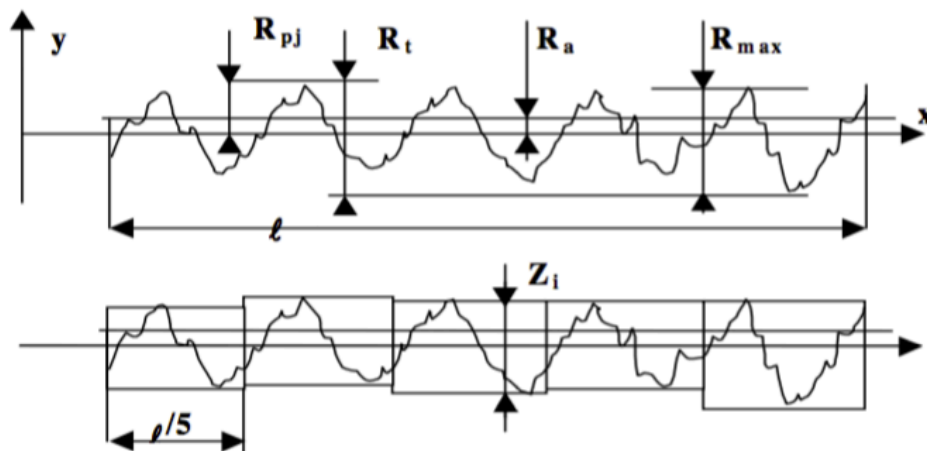


Fig.7. schéma représentatif des différents paramètres de rugosité R_a , R_t et R_z [35]

Pour produire des surfaces de bonne qualité (R_a de 0.2 à 0.4 μm) avec des avances par tour raisonnables, il faut un outil de grand rayon de bec. La rugosité théorique totale, indépendante de la profondeur de passe, est $R_t = f^2 / 8R\epsilon$. Une bonne approximation de la rugosité arithmétique moyenne est $R_a = f^2 / 32 R\epsilon$.

Pour des vitesses de coupe importantes, le profil de la pièce est très voisin de l'enveloppe théorique de l'outil, alors que des arrachements sont courants aux vitesses de coupe traditionnelles. 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 inférieures, il se produit des adhérences de copeaux, le détachement se produit de façon irrégulière et diminue la qualité de la surface obtenue. Pour des vitesses supérieures, on constate soit une stagnation, soit une légère diminution des qualités de surface [40].

Ces quelques points permettent de penser qu'en usinage à grande vitesse, 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.

8. Contraintes résiduelles

Les contraintes résiduelles dans une structure sont les contraintes qui existent en l'absence de toute sollicitation extérieure. Les processus de fabrication sont souvent à l'origine de contraintes résiduelles. Les effets de ces contraintes peuvent s'ajouter ou se retrancher aux contraintes de service selon leur amplitude, leur signe et leur répartition. Les effets de ces contraintes sont souvent préjudiciables. Elles constituent alors un facteur d'endommagement et de mauvaise tenue en fatigue des pièces.

Une augmentation des vitesses peut conduire à la production de contraintes résiduelles importantes en liaison avec les contraintes mécaniques élevées générées sur les surfaces lors de l'usinage. De plus, les forces transversales augmentent avec l'usure des outils. Les températures associées au frottement augmentent en provoquant une contrainte de traction résiduelle au voisinage de la surface de la pièce usinée et des contraintes de compression dans la zone la plus profonde de la surface. [37,40]

9. Synthèse

La coupe des métaux est un processus complexe qui fait intervenir de nombreux paramètres. Le copeau se forme par déformation plastique provoquée par un cisaillement intense qui s'effectue à grande vitesse de déformation dans les zones de cisaillement primaire et secondaire.

La formation du copeau s'accompagne d'un premier échauffement dû aux déformations plastiques dans la zone de cisaillement primaire, puis, lorsque le copeau s'écoule sur la face de coupe en adhérant d'abord et en glissant ensuite, une élévation supplémentaire de la température se produit suite aux phénomènes de frottement et aux déformations plastiques dans la zone de cisaillement secondaire.

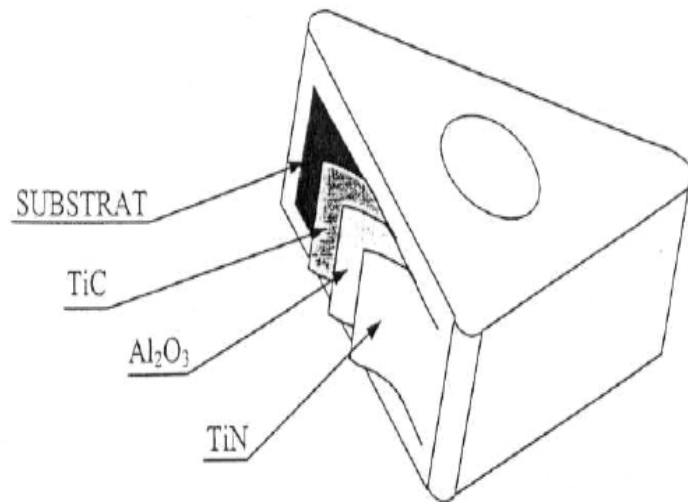
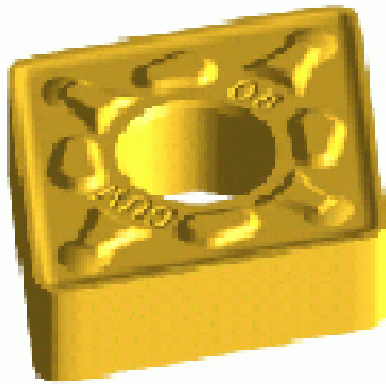
Les conditions de coupe, les propriétés physiques des matériaux et le comportement thermomécanique de la pièce contrôlent la formation du copeau et déterminent les conditions de contact qui existent à l'interface outil-copeau.

La température, la pression et le glissement sont les paramètres qui servent à comprendre les phénomènes physiques et chimiques dans cette zone de contact. Ces données fondamentales sont malheureusement peu accessibles d'un point de vue expérimental et les modèles liés à la tribologie de la coupe demeurent limités.

A cause des fortes pressions de contact et déformations et hautes températures générées à l'interface outil-copeau, différents types et mécanismes d'endommagement apparaissent et conduisent à la détérioration partielle ou totale des outils de coupe, ces mécanismes d'endommagement seront l'objet du chapitre suivant, qui s'intéresse essentiellement à la description des différents mécanismes d'endommagement des outils de coupe ainsi qu'une présentation des revêtements à base de Titane qui représentent une solution technique pour la minimisation des effets des phénomènes d'usure et d'endommagement sur la durée de vie des outils de coupe.

Chapitre II

Mécanismes D'endommagement Des Outils De Coupe et Revêtements



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 dégrade la qualité de l'usinage. L'usure peut avoir des origines mécaniques (abrasion, attrition) ou peut être activée chimiquement (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 de l'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. Par exemple, quand la température à l'interface outil-copeau atteint des valeurs suffisamment élevées, l'adhésion et l'abrasion font généralement place aux phénomènes de diffusion.

Dans ce chapitre, nous présentons les principaux mécanismes d'endommagement qui se produisent lors des opérations d'usinage par enlèvement de matière ainsi que les revêtements utilisés dans le but d'amoindris ces endommagements.

2. Mécanismes d'endommagement des outils

2.1. 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. 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 [35][41]. 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.

2.2. Usure par abrasion

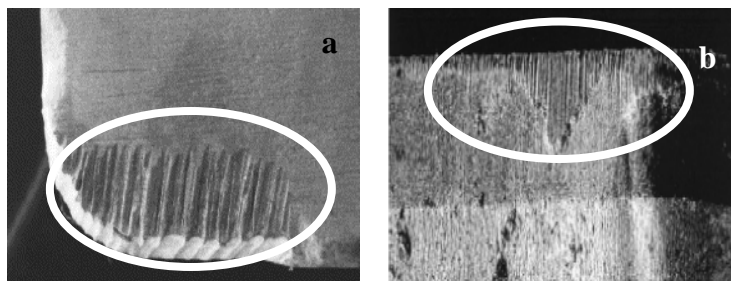


Fig.1. Usure par abrasion (a) sur la face de coupe, (b) sur la face de dépouille. [36]

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.1-a) et sur la face de dépouille des outils (Figure.1-b). Ce sont les particules dures qui sont à l'origine de cette usure. L'usure par abrasion est l'usure dominante quand le contact à l'interface outil-copeau est essentiellement du glissement [36].

2.3. Usure par adhésion : arête rapportée et érosion

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 [36,42]. Dans certaines conditions, notamment à faible vitesse de coupe, les éléments du copeau qui ont tendance à se coller s'accumulent de manière importante pour former un dépôt macroscopique (Figure.2) que l'on appelle arête rapportée. Comme l'arête rapportée a tendance à grossir, elle devient instable et finit par se briser [39].

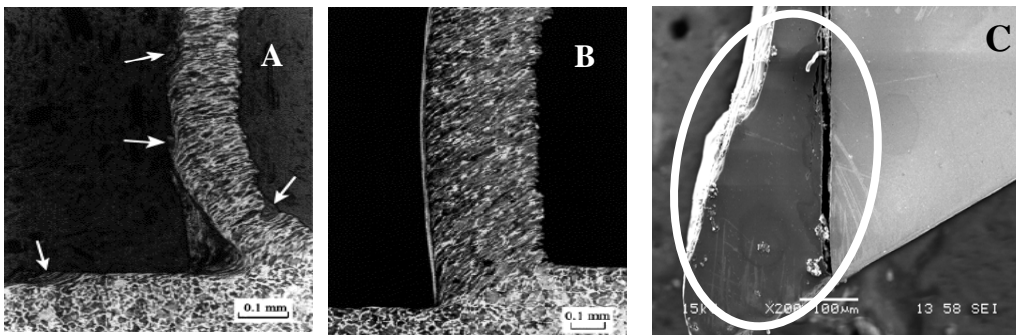


Fig. 2. Coupe orthogonale d'acier, (A) Les flèches blanches indiquent les dépôts de matière laissés sur la pièce après l'évacuation de l'arête rapportée. (B) Formation de l'arête rapportée. (C) Arête rapportée.[39]

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. 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 érosion. 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 [41]. Le mécanisme de formation d'arête rapportée est généralement associé au phénomène d'écrouissage de la matière qui semble être prédominant dans la formation du copeau aux faibles vitesses de coupe [40]. L'utilisation de vitesses de coupe suffisamment élevées permet souvent de limiter l'apparition de l'arête rapportée.

2.4. Usure par diffusion

Aux vitesses de coupe très élevées, les phénomènes de diffusion prédominent. Sous l'effet de la température et de la pression, les atomes diffusent de l'outil vers le copeau ou vice-versa. Dans le cas des aciers, l'usure par diffusion a été expérimentalement mise en évidence par l'existence de gradients de concentration des différents éléments de l'outil dans les copeaux et par l'observation de la formation rapide d'un cratère sur la face de coupe de l'outil [42]. Il existe une relation directe entre la forme du cratère et la distribution de la température à l'interface outil-copeau. L'observation d'un cratère formé par diffusion montre que celui-ci n'apparaît qu'à une certaine distance de la pointe de l'outil, là où la température atteint ses plus hautes valeurs.

2.5. Usure par fluage et oxydation

Pour des vitesses de coupe qui dépassent les vitesses normales d'emploi de l'outil, sa géométrie peut encore être endommagée par fluage ou oxydation. Ces deux mécanismes croissent avec la vitesse de coupe. Ils n'interviennent que dans des conditions de travail anormales en usinage conventionnel. Pour le fluage, l'outil est soumis sur sa face d'attaque à des contraintes de compression normales sur l'arête de coupe. Elle peut s'écraser compte tenu de la distribution des températures. On peut obtenir un cisaillement caractéristique avec un bourrelet à l'arrière. L'outil peut s'oxyder à l'air ambiant, en raison des températures atteintes, en particulier dans les zones bien aérées au voisinage de la zone de coupe proprement dite [36].

2.6. Usure avec effets de chocs

L'écaillage des faces de l'outil peut résulter d'une certaine fragilité ou de fatigue mécanique et thermique. Pour une rupture fragile, un tel endommagement apparaît dans les premiers instants de coupe. Il est dû à un excès d'efforts 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 ...). Les chocs thermiques supportés par les outils sont très sévères soit pendant les arrêts de coupe soit par le refroidissement dû à un arrosage discontinu. La température décroît très vite en surface et plus lentement dans le cœur. La surface de l'outil est mise en traction et des fissures thermiques peuvent apparaître [36].

3. Critères d'usure et durée de vie

3.1. Critères de surveillance de l'usure

L'usure est souvent définie comme la quantité de matière perdue par l'outil. Lorsque l'usure se caractérise par la formation d'un cratère sur la face de coupe ou l'apparition de bandes striées sur la face de dépouille, des critères de durée de vie peuvent être établis à partir des observations directes sur l'outil.

Sur la face de coupe, deux mesures sont habituellement faites pour évaluer le niveau de l'usure en cratère. La première est la profondeur du cratère notée **KT** et la deuxième est la distance du centre du cratère à partir de l'arête de l'outil notée **KM**. Le frottement de la pièce contre la face de dépouille fait apparaître une zone d'usure frontale, dont la hauteur **VB** est plus ou moins régulière. Une entaille de hauteur **VN** peut également apparaître sur l'arête tranchante de l'outil affaiblissant considérablement cette dernière. 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 ISO 3685 [47,52], se rangent en deux catégories décrites ci-dessous.

3.2. Les critères directs

Ils sont basés sur l'évolution de l'usure, tels que [44, 47,52]:

- ✓ Critère d'usure frontale, caractérisé par une largeur limite (VB_{limite}) 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 (KT_{limite}) ou par la valeur limite du rapport de cratérisation (KT/KM), ou par une valeur limite de l'angle de cratérisation (a_c).
- ✓ 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.

3.3. Les 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 [40]:

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

3.4. Point de vue pratique

D'un point de vue pratique, l'usure frontale est la plus importante à considérer puisque elle détermine l'état de surface de la pièce usinée et la précision dimensionnelle. L'expérience montre que l'évolution de l'usure des outils à plaquettes en carbure, qui permettent des vitesses de coupe plus élevées, peut être définie de façon satisfaisante par la seule mesure de l'usure frontale, dans une large plage des paramètres de coupe [36]. Pour des paramètres de coupe élevés (provoquant une élévation de température entre l'outil et le copeau) l'usure par diffusion s'accélère ce qui favorise une évolution rapide du cratère. On peut aussi rencontrer des critères indirects qui sont basés sur la variation de certaines grandeurs

physiques de la coupe en fonction de l'usure de l'outil. 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 NFE 66-505 / ISO 3685 sont les suivantes [35,42]/[47,52] :

- ✓ Une largeur moyenne de la bande d'usure frontale de 0,3 mm si elle est uniforme, ou une largeur maximale $VB_{max} = 0.6$ mm, (Figure.3),
- ✓ Une profondeur maximale du cratère égale à: $KT = (0.1 + 0.3 f)$ mm.

3.5. Usure visible sur l'outil

L'ensemble des processus décrits dans les deux paragraphes précédents, en se combinant les uns aux autres, conduit à une détérioration par usure des outils.

Dans ce paragraphe, nous décrivons les conséquences de ces usures. Ces dernières sont mesurables (figure.3).

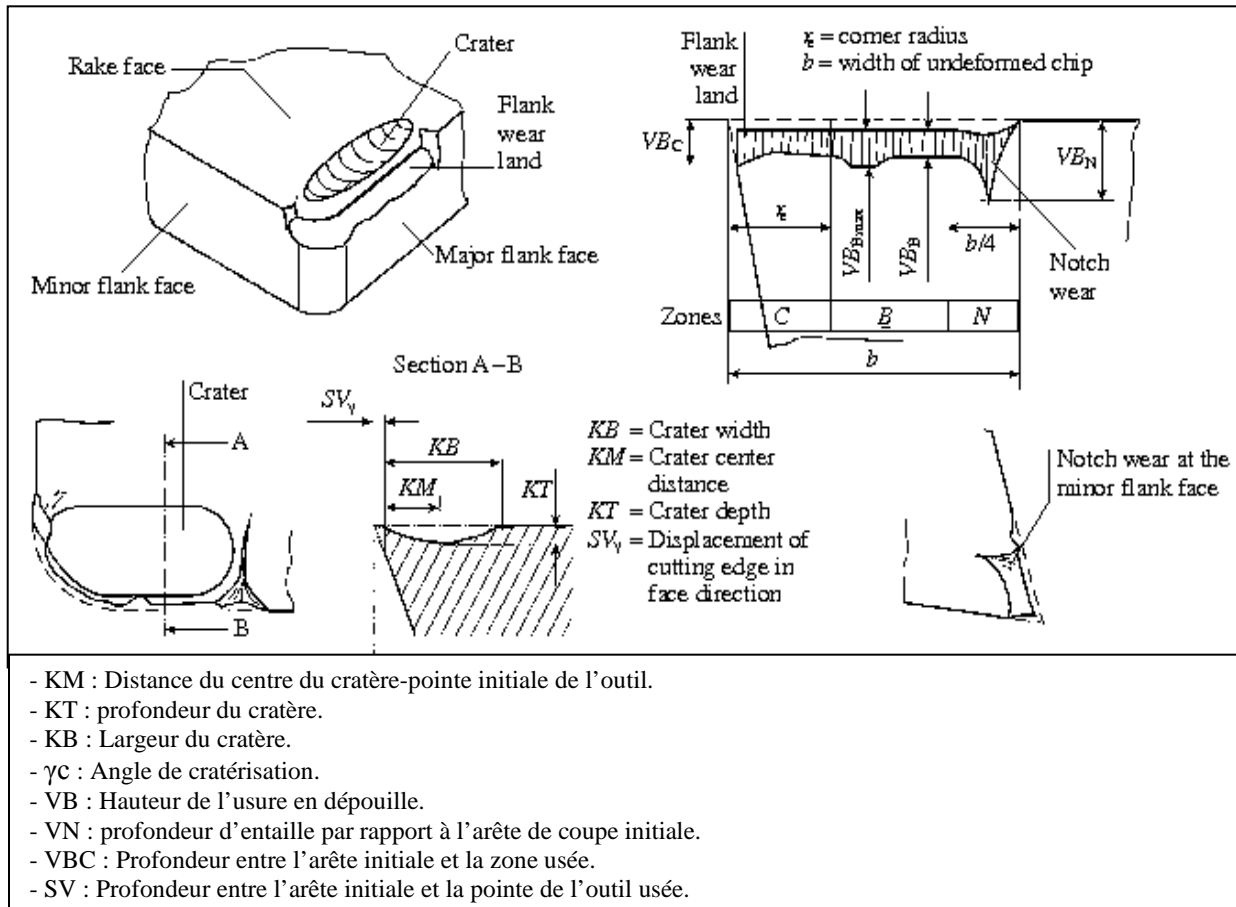


Fig.3. Schéma de caractérisation de l'usure d'après la norme ISO 3685. [69,95]

3.6. Les paramètres influençant l'usure des outils de coupe :

L'usure des outils de coupe dépend directement de la qualité de la matière de l'outil de coupe, de la matière à usiner, de l'état de la machine, du lubrifiant et bien entendu de l'état et du réglage des outils. Plus le réglage des outils de coupe est précis, avant l'emploi sur la machine, moins l'usure est importante et plus la durée de coupe est élevée [40].

3.6.1. Influence des frottements interfaciaux :

L'analyse des mécanismes de la formation des copeaux et le champ thermique dans la zone de coupe a montré l'importance des phénomènes de déformation plastique au sein des matériaux usinés ; ainsi que les phénomènes interfaciaux et en particulier le frottement outil-copeau, qui ne se limite pas à un frottement du type classique, du fait que les deux surfaces constituant l'interface sont dépourvues de toute modification physico-chimique superficielle.

L'influence de ces phénomènes interfaciaux se fait sentir d'une part sur l'énergie mécanique nécessaire pour assurer le déplacement relatif de l'outil par rapport au copeau, d'autre part sur l'usure de l'outil et enfin sur la rugosité de la surface usinée.

Le temps pendant lequel, un élément de matière, dont l'usinabilité est difficile, s'écoule le long de l'interface, est extrêmement court aux vitesses de coupe usuelles, ce qui fait que la zone de contact outil – copeau peut être considérée comme adiabatique dans le temps. D'où la création d'un champ thermique élevé aura lieu. Ces efforts donnent naissance aux phénomènes physico-chimiques interfaciaux qui influent sur la résistance des matériaux de coupe.

3.6.2. Influence de la température :

L'analyse du champ thermique dans la zone de coupe est d'une grande importance ; elle permet de connaître la température à laquelle auront lieu les déformations. Dans le plan pratique la connaissance des relations entre les paramètres de coupe (vitesse de coupe, avance et profondeur de coupe,...) et la température de coupe permet de contribuer à l'optimisation des conditions de coupe, surveillant les températures et les phénomènes qui peuvent l'accompagner tel que la vitesse d'usure des outils [32][34].

On peut remarquer que la température dans l'arrête de coupe est importante si la température dans la zone coupée est trop élevée, mais si cette température est basse on remarque la formation rapide d'une arrête rapportée ou un copeau adhérent. La température dans la zone coupée joue un rôle très important dans la coupe car elle facilite l'opération en diminuant l'effort spécifique de coupe.

3.6.3. Influence des paramètres de coupe [40]:

On peut distinguer deux grands groupes de paramètres dans le processus de coupe. Le premier est formé par les paramètres physiques et mécaniques de l'outil (géométrie et composition des matériaux, dureté, effort et propriétés thermiques).

Cependant le second est formé par la matière usinée et les conditions de coupe (vitesse, avance, profondeur de passe, lubrification) :

- **La vitesse de coupe** : La vitesse de coupe a une influence sur l'échauffement pendant l'opération d'usinage. Plus la vitesse de coupe est élevée plus la chaleur dégagée est intense, ce qui fait que l'outil travaillera à une température assez élevée et ce qui peut l'amener à son endommagement par usure. Il se peut résulter, de la coupe des métaux différents types d'usure (adhésion, abrasion, fluage, corrosion, fatigue thermique...etc.) selon le régime de coupe utilisé et en particulier la vitesse de coupe.

- **Avance** : Les grandes avances font augmenter l'intensité des efforts de coupe, et diminueront la durée de vie de l'outil.

- **Profondeur de passe**: La variation de la profondeur de passe modifie légèrement l'écoulement de la chaleur le long de l'arête tranchante, son influence reste modeste sur l'usure.

- **Matériaux usinés** : Leur influence sur l'usure dépend de leurs propriétés physiques, mécaniques et chimiques. Les conditions d'usinage ont aussi une influence considérable sur la qualité de la surface usinée. Il en ressort donc que le comportement en service des pièces mécaniques est fonction non seulement des propriétés physico-mécaniques et chimiques mais aussi des conditions de leur mise en forme.

- **Lubrification** : Son influence intervient faiblement sur le coefficient de frottement pièce-outil et copeau-outil, mais permet la baisse de la température de la partie active de l'outil.

Plusieurs chercheurs ont observé que les différents mécanismes de l'usure interviennent pour différentes plages de vitesse. L'usure par abrasion est la plus forte à basse vitesse, 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 chaleur catalyse le phénomène d'usure. Diminuer la chaleur dans le système d'usinage est une méthode naturelle pour contrôler la vitesse et le niveau d'usure.

4. Revêtements pour outils de coupe

Les revêtements sont depuis quelques années un nouvel axe de recherche dans le monde industriel afin d'améliorer les conditions de coupe et la productivité. Ils prennent une place de plus en plus importante dans le monde de l'usinage, 90% des outils carbures fabriqués sont revêtus. Le principe

consiste à recouvrir d'un film mince (jusqu'à 10 μm d'épaisseur) les outils en matériaux ayant des propriétés particulières comme par exemple une très grande dureté (2000 à 3200 HV) ou des coefficients de frottements faibles. [35]

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. [36]

Le rôle demandé d'un revêtement est complexe. Il doit à la fois protéger le substrat de l'usure (adhésion, abrasion, oxydation, diffusion), faire office de barrière thermique, résister à la fissuration et tout ceci grâce à un dépôt d'épaisseur très faible.

De nombreux revêtements sont mis au point, car l'évolution des outils de coupe est, aujourd'hui, davantage basée sur l'évolution des revêtements que sur celle des substrats. L'évolution des revêtements est devenue très rapide. Cela est dû en grande partie à l'évolution de l'usinage à grande vitesse et à sec. Actuellement, les revêtements les plus couramment utilisés sont les Carbures de Titane (TiC), les Nitrures de Titane (TiN), les Carbonitrures de Titane (TiCN) ou L'Alumine (Al_2O_3). Le dépôt choisi dépend du but recherché : résistance à l'usure et/ou à l'oxydation, tenue à la température, réduction du frottement, etc.

Des dépôts plus durs sont désormais utilisés, comme les nitrures de bore cubique (CBN) ou les dépôts diamants. Dans ces cas là, c'est la dureté qui est recherchée afin de faciliter la résistance à l'usure. Le dépôt peut être monocouche ou multicouche. L'intérêt du multicouche est de pouvoir cumuler les propriétés de chaque dépôt et d'avoir une meilleure résistance à la fissuration.

4.1. Procédés de déposition des revêtements :

Les revêtements utilisés industriellement pour l'usinage se partagent en deux familles principales qui se différencient par le mode de déposition (CVD ou PVD) du revêtement sur le substrat. Les propriétés qui en découlent sont différentes : dureté, adhésion, cristallisation, comportement mécanique, etc.

Quelque soit le mode de déposition, il est nécessaire de suivre scrupuleusement le processus suivant : [43]

1. Le substrat doit être parfaitement décapé, afin de faire disparaître toute trace de graisse, hydrocarbure ou dépôt organique. La première étape consiste donc en une opération de nettoyage dans des bains successifs de solvants organiques : trichloréthylène, acétone, alcool.

2. Le substrat ne doit pas être pollué en surface par des éléments métalliques. En effet ces derniers pourraient créer localement des hétérogénéités néfastes à la bonne résistance et à l'adhérence du dépôt. La deuxième étape consiste alors en un bain oxydant (acide sulfurique), puis un bain réducteur (acide fluorhydrique) et enfin un bain permettant un dépôt d'oxyde natif protecteur pour éviter toute re-contamination (acide chlorhydrique)
3. Par précaution un troisième nettoyage sous argon sera réalisé dans l'enceinte même du four de déposition.
4. Dans l'enceinte du four sous vide, une vaporisation du revêtement à déposer est réalisée. Cette vaporisation va bien sûr dépendre du procédé (évaporation, pulvérisation, plasma, etc.)
5. Le dépôt du revêtement sur le substrat se déroule par croissance continue de la couche déposée (coalescence). Le mode d'adhésion du revêtement sur le substrat dépend de la nature de l'interface : mécanique, de diffusion, de pseudo-diffusion ou chimique.

Le choix du mode de déposition doit se faire en fonction des caractéristiques du dépôt et du mode de déposition.

4.2. Propriétés des revêtements à base de Titane pour outils coupants :

Il est évident que si les revêtements à base de Titane sont de loin les plus largement utilisés en usinage des aciers de construction, les revêtements de la famille des Ti(C,N) ou des (Ti,Al)N font l'objet d'applications et d'études de plus en plus importantes. Ceci est notamment vrai dans le domaine de l'usinage à grande vitesse de coupe et à sec. De plus, on peut constater qu'une tendance générale se dégage vers l'emploi de surcouches possédant des propriétés lubrifiantes, comme les revêtements des familles MoS₂, en association avec des couches dures. Le dépôt étant d'épaisseur très faible (quelques microns), les propriétés recherchées sont de type protection thermique (formation du copeau, frottement du copeau) ou de barrière chimique (oxydation ou affinité chimique). [43]

4.2.1. Structure des revêtements :

Les revêtements TiN, possèdent une structures cubiques face centrée, (CFC), de type NaCl. Dans la maille, les atomes de Titane forment un réseau cubique à faces centrées, alors que les atomes d'azote sont localisés dans les interstices octaédriques.

Bien que le TiN soit classé comme matériau à liaison métallique, ils a aussi un degré de liaison covalente et de liaison ionique. La nature covalente résulte de l'interaction entre les atomes métalliques. La nature ionique résulte du transfert d'électrons du métal vers le carbone. La dureté élevée est expliquée par le caractère covalent et la conductivité électrique et thermique, le sont par le caractère métallique. [43]

4.2.2. Dureté :

La dureté des couches déposées est une donnée extrêmement variable. Elle est la plupart du temps issue de mesures faites dans des conditions rigoureuses. Il est ainsi fréquent de ne pas connaître le substrat, ni l'épaisseur du revêtement et encore moins sa composition et sa structure. La plupart du temps les valeurs de dureté spécifiées sont des valeurs à la température ambiante. Or ce qui est intéressant, c'est l'évolution de la dureté des revêtements jusqu'à 1000 °C, ainsi que l'influence des cycles d'oxydation sur la dureté. [39,43]

4.2.3. Fatigue

La fatigue des revêtements est un sujet difficile pour lequel peu d'auteurs ont trouvé une démarche d'investigation. On trouve quelques uns qui ont apportés une méthode de quantification via un système à impact sous énergie mécanique et température contrôlée. Ceux-ci indiquent que la fatigue est la principale cause qui déclenche l'usure des outils en usinage à grande vitesse et à sec, en interrelation avec les phénomènes d'oxydation. [39]

4.2.4. Inertie chimique

L'inertie chimique d'un revêtement révèle sa capacité à rester stable à hautes températures et à ne pas réagir avec les éléments chimiques environnants. Dans le cas de l'usinage à sec, cette propriété prend d'autant plus d'importance que les températures atteintes sont plus grandes et que les revêtements sont en contact avec un milieu oxydant. Un moyen d'évaluer l'inertie chimique d'un revêtement est d'analyser son enthalpie de formation. Plus cette dernière est négative et plus le composé sera stable.

4.2.5. Diffusion chimique

Les phénomènes de diffusion conditionnent également une partie importante de l'usure en cratère fréquemment observée en usinage à grande vitesse de coupe et à sec. La littérature fait fréquemment appel aux propriétés anti-diffusantes des revêtements pour expliquer qu'un outil revêtu s'use notablement moins en cratère qu'un outil non revêtu. Cette affirmation, même si elle existe certainement, est un peu hâtive du fait de la non prise en compte de la variation des conditions tribologiques à cet interface ; conditions qui influent grandement sur les sollicitations thermomécaniques de l'outil.

4.2.6. Conductivité et diffusivité thermique

La conductivité et la diffusivité thermique ne sont pas des propriétés qui sont sensées influencer la résistance à l'usure du revêtement en usinage. L'influence de ces paramètres est plus indirecte. En effet, la littérature reprend fréquemment à son compte l'argument selon lequel un revêtement, présentant une conductivité thermique inférieure à celle du substrat, permettrait de limiter le flux de chaleur transmis au substrat. Sous cette hypothèse, on comprend alors aisément que la température globale du substrat s'en

trouve amoindrie, ce qui préserve les propriétés mécaniques du substrat (dureté, module d'Young, ...etc.) soutenant le revêtement. [22,28 et 39]

5. Synthèse:

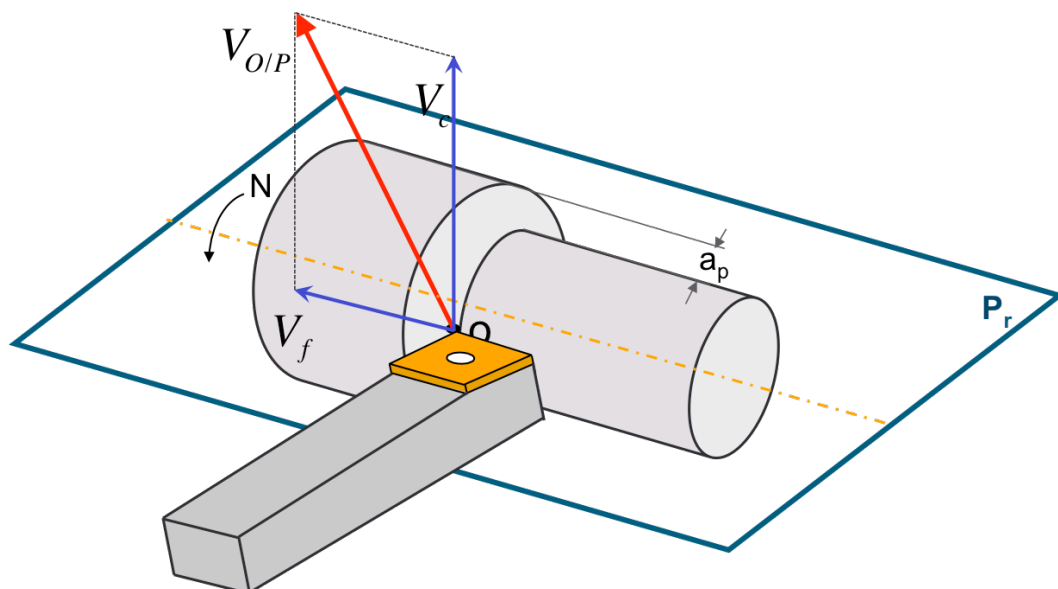
Les mécanismes d'usure des outils de coupe telles que l'adhésion, l'abrasion et la diffusion sont déterminés par les propriétés mécaniques et physico-chimiques de la pièce et de l'outil ainsi que par les conditions de coupe. Les sollicitations sévères qui apparaissent dans les zones de contact outil-copeau et outil-pièce déterminent la qualité de l'usinage et la durée de vie des outils. La formation d'une couche adhérente et d'une arête rapportée sur la face de coupe l'outil de coupe modifie la géométrie des arêtes de coupe, et par conséquent dégrade la qualité de surface et des tolérances géométriques du produit fini. Des phénomènes de diffusion peuvent également se produire et aboutissent à la formation de cratère. L'analyse et la modélisation des mécanismes d'usure sont très complexes en particulier pour les raisons suivantes :

- ✓ les dépôts (couche adhérente et arête rapportée) formés sur la face de coupe des outils sont de nature instable,
- ✓ la présence de ce troisième corps modifie sans cesse les conditions tribologiques à l'interface outil-copeau,
- ✓ l'adhésion peut être provoquée simultanément par des phénomènes mécaniques et physico-chimiques qui sont encore mal connus,
- ✓ il est impossible de proposer des critères directs de durée de vie par observation directe des outils.

La suppression des fluides de coupe dans les opérations d'usinage à sec nous impose de connaître et maîtriser tous les mécanismes qui conduisent à l'endommagement des outils. Pour optimiser les opérations d'usinage à sec, il est nécessaire de bien identifier les modes d'usure, de déterminer les conditions de contact qui conduisent à ces mécanismes d'usure et de connaître la relation entre les paramètres de contact et les conditions de coupe. L'idée est de choisir des conditions de coupe qui conduisent à des conditions de contact qui limitent le déclenchement ou l'aggravation des phénomènes d'adhésion.

Chapitre III

Modélisation Numérique de la coupe



1. Introduction :

La modélisation des procédés de coupe nécessite une bonne compréhension des phénomènes intervenant dans les opérations de coupe simples telles que la coupe orthogonale ou oblique. Plusieurs auteurs se sont intéressés à étudier l'usinage et développer des modèles analytiques. Partant de *Zvorykin (1896) [70]* et arrivant jusqu'à *Molinari et al (1992) [80]*, en passant par *Usachev (1915)*, *Merchant (1945) [71]*, *Lee & Shaffer (1951) [72]*, *Albrecht (1960)*, *Boothroyd (1963) [73]*, *Gilormini (1982) [74]*, *Oxley (1989) [75,79]*, tous se sont intéressés à la modélisation de la coupe des métaux ; faisant intervenir les différents paramètres influençant sur le comportement du couple Outil-Matière (Figure 1).

Tenant compte de la complexité des phénomènes rencontrés lors de l'usinage, les chercheurs ont tout d'abord cherché à rendre le problème le plus simple possible en supposant des hypothèses simplificatrices (comportement du matériau purement plastique, outil supposé parfaitement pointu, contact à l'interface outil-copeau ...etc.).

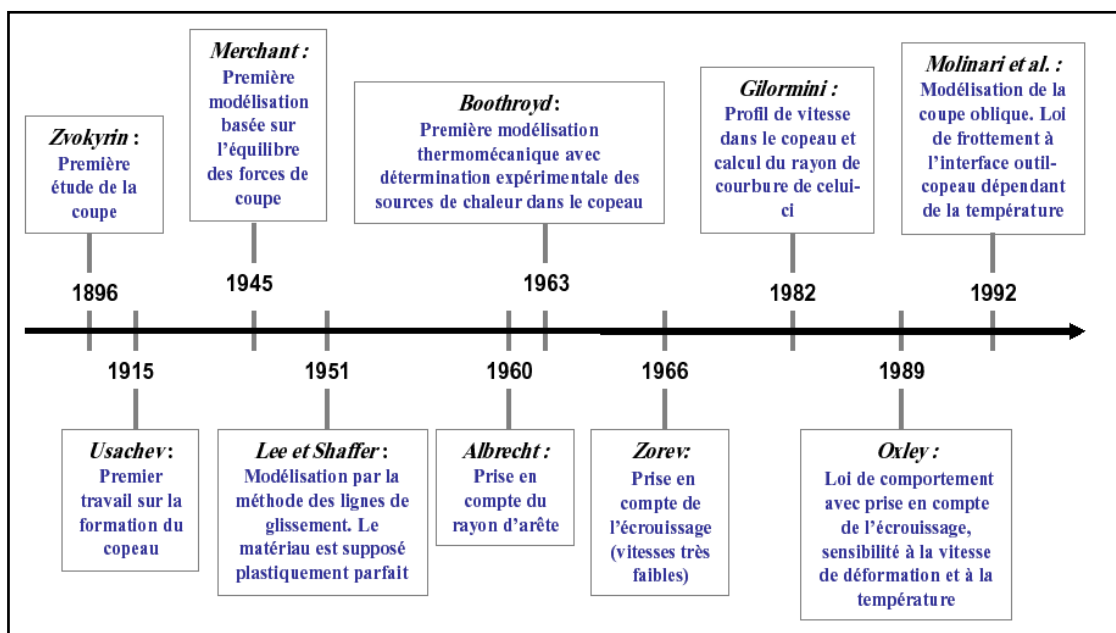


Fig.1 : Evolution chronologique de la modélisation analytique des procédés d'usinage. [91]

Le premier qui s'est intéressé à la modélisation de la coupe s'était *Merchant* en 1945 [71], il s'est intéressé au procédé de coupe orthogonal stationnaire avec un copeau non segmenté. Son approche était purement mécanique, elle est basée sur l'équilibre des efforts appliqués au copeau.

Ensuite, *Lee et Schaffer* (1951) [72], qui ont utilisé la méthode des lignes de glissement pour décrire l'écoulement du copeau à travers la bande de cisaillement, puis le long de la face de coupe. Ces derniers ont négligé la supposition d'un outil parfait, et avaient intégré le rayon d'arête.

Entre 1969 et 1989, *Oxley* [75-79], c'était le premier qui a proposé une modélisation complète du procédé de coupe orthogonale en s'appuyant sur les travaux de *Boothroyd* [73], *Oxley* a proposé un modèle "Thermomécanique". Il a supposé un comportement thermo-viscoplastique pour le matériau

usiné avec prise en considération à la fois des zones de cisaillement primaire et secondaire en supposant un contact collant à l'interface outil-copeau.

2. Présentation de quelques modèles de la coupe des métaux :

2.1 Modèle de Merchant (1945) [71] :

Dans le modèle de *Merchant*, il est supposé que la formation du copeau est due à un cisaillement intense le long d'un plan incliné d'un angle de cisaillement (ϕ), par rapport à la direction de la vitesse de coupe V_c dans des conditions stationnaires en déformation plane (Figure 2). L'objectif du modèle est la prédiction des efforts de coupe en tenant compte des hypothèses suivantes :

- (i) Comportement du matériau usiné parfaitement plastique,
- (ii) La zone de cisaillement primaire est assimilée à un plan,
- (iii) L'interface outil-copeau est le siège d'un frottement de type Coulomb (l'angle de frottement λ) supposé constant quelles que soient les conditions de coupe,
- (iv) Le contact est supposé glissant.

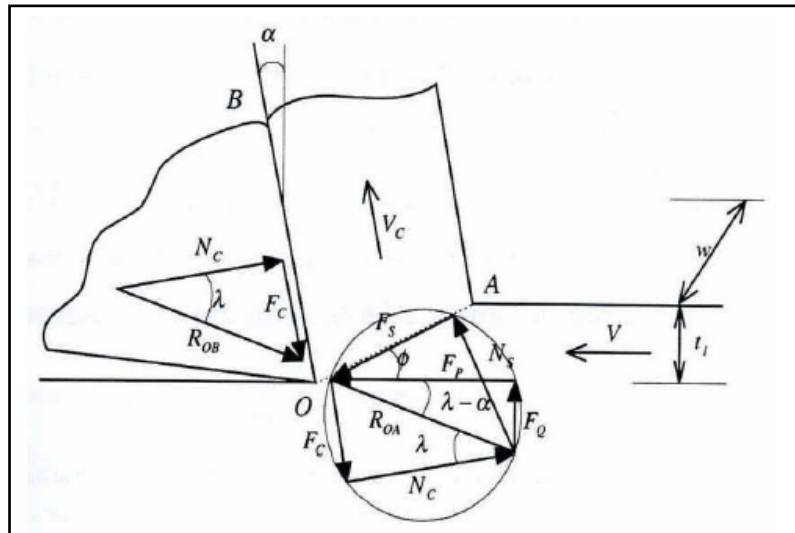


Fig.2 : Schématisation de l'approche de *Merchant* [91]

Si la contrainte de cisaillement τ est supposée uniforme, l'effort de cisaillement F_s , dans la zone de cisaillement primaire peut être donné par la formule (1):

$$F_s = w \cdot l_{OA} \cdot \tau = \frac{w \cdot a}{\sin \phi} \tau \dots \dots \dots (1)$$

Où :

- ✓ w : représente la largeur de coupe,
- ✓ a : la profondeur de coupe,
- ✓ l_{OA} : la longueur de la ligne OA .

Les expressions des efforts de coupe sont données par l'équation (2).

$$F_p = 2 \cdot \tau \cdot w \cdot a \tan \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\lambda - \alpha}{2} \right)$$

$$F_q = 2 \cdot \tau \cdot w \cdot a \tan \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\lambda - \alpha}{2} \right) \tan(\lambda - \alpha) \dots \dots \dots (2)$$

L'épaisseur du copeau est calculée à partir de la conservation du flux de matière en supposant que la vitesse est uniforme. L'hypothèse du comportement parfaitement plastique induit l'uniformité de la contrainte normale le long de la face OA , la longueur de contact entre l'outil et le copeau l_c est déterminée en écrivant l'équilibre des moments appliqués au copeau isolé:

$$l_c = \frac{a}{\cos \lambda} \tan \frac{\pi}{4} + \frac{\lambda - \alpha}{2} \dots \dots \dots (3)$$

Il est à noter que les résultats obtenus par ce modèle montrent que les efforts de coupe sont proportionnels à la limite d'élasticité en cisaillement τ , à la largeur de coupe w , et à l'avance a . *Merchant* suppose que le matériau usiné est parfaitement plastique. Ainsi, il n'a pas considéré les effets de la vitesse de déformation et de la température sur la contrainte et donc sur les efforts de coupe ; qui sont des paramètres très importants dans la modélisation de l'interface outil-copeau. Il a négligé également les effets des paramètres de coupe (V, f, a) sur les conditions de frottement. Or, de nombreuses études tribologiques ont montré que le coefficient de frottement à l'interface outil-copeau est très sensible aux conditions de coupe et à la température lors des essais [91].

2.2 Modèle d'Oxley :

La première approche thermomécanique de l'usinage a été développée par *P.L.B. Oxley*. Le modèle présente les efforts et les températures moyennes dans les zones de cisaillement primaires et secondaires ainsi que la géométrie du copeau en fonction des différentes conditions de coupe. Ce modèle est basé sur l'accouplement du comportement mécanique et thermique ; ce dernier issue des travaux de *Boothroyd* [73].

Le modèle d'*Oxley* s'appuie sur deux observations faites à partir des micrographies :

- (i) Le cisaillement primaire,
- (ii) le copeau qui s'écoule le long de la face de coupe de l'outil, induisant une zone de cisaillement (Figure 3).

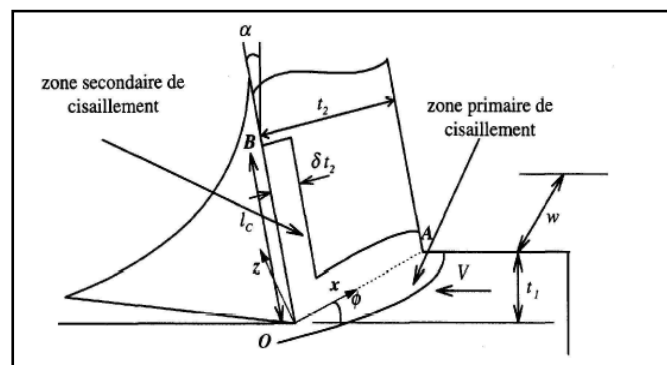


Fig. 3 : Représentation des zones de cisaillement primaire et secondaire [79].

Les hypothèses de déformation plane et d'état stationnaire sont prises en considération et l'arête de l'outil est supposée parfaitement tranchante. Le comportement thermomécanique du matériau usiné est décrit par la loi suivante :

$$\bar{\sigma} = \sigma_1(\dot{\epsilon}, T) \bar{\epsilon}^{n(\dot{\epsilon}, T)} \dots \dots \dots (4)$$

Où :

- ✓ $\bar{\sigma}$: la contrainte équivalente de *Von Mises*,
- ✓ $\bar{\epsilon}$: la déformation plastique cumulée,
- ✓ $\dot{\bar{\epsilon}}$: la vitesse de déformation équivalente associée à $\bar{\sigma}$,
- ✓ T : la température absolue,
- ✓ n : le paramètre d'écrouissage,
- ✓ σ_1 : une quantité ayant la dimension d'une contrainte.

Afin de résoudre le problème ; il est nécessaire de déterminer les contraintes d'écoulement dans chacune de deux zones puis à écrire les équations d'équilibre ainsi que l'équation énergétique afin d'obtenir l'angle de cisaillement φ , la longueur de contact outil-copeau l_c et l'épaisseur de la zone de cisaillement secondaire δt_2 .

2.2.1 – Modélisation de la zone de cisaillement primaire :

L'évolution de la vitesse de cisaillement V_s dans la zone de cisaillement primaire peut être déterminée par une approche thermomécanique complète de l'écoulement de la matière. *Oxley* propose une relation empirique de la vitesse de cisaillement en fonction de la longueur OA (l_{OA}) et d'un coefficient spécifique (C).

$$\dot{\gamma}_{OA} = C \frac{\Delta V_s}{l_{OA}} = C \frac{\Delta V_s \sin \varphi}{t_l} \dots \dots \dots (5)$$

V_N : La vitesse normale à travers le plan de cisaillement primaire (Figure.4), supposée constante, par *Oxley*. En supposant que le glissement le long du plan OA est uniforme et qu'il représente la moitié du glissement total, on obtient alors.

$$\gamma_{OA} = \frac{1}{2} \gamma_{total} = \frac{1}{2} \int_0^{\Delta t} \dot{\gamma} dt = \frac{1}{2} \int_0^h \frac{dV_s}{dz} \frac{dz}{V_N} = \frac{1}{2} \frac{\Delta V_s}{V_N} = \frac{\cos \alpha}{2 \cos(\varphi - \alpha) \sin \varphi} \dots \dots \dots (6)$$

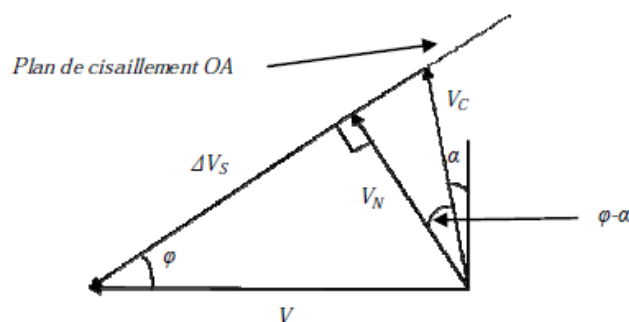


Fig. 4 : Représentation des vitesses selon Oxley [79]

La déformation et la vitesse de déformation le long du plan OA sont données par :

$$\bar{\epsilon}_{OA} = \frac{\gamma_{OA}}{\sqrt{3}} = \frac{1}{2\sqrt{3}} \frac{\cos \alpha}{\cos(\varphi - \alpha) \sin \varphi} \dots \dots \dots (7)$$

$$\dot{\bar{\epsilon}}_{OA} = \frac{\dot{\gamma}_{OA}}{\sqrt{3}} = V \frac{C}{\sqrt{3} t_l} \frac{\cos \alpha \sin \alpha}{\cos(\varphi - \alpha)} \dots \dots \dots (8)$$

La température le long du plan OA est essentiellement due à la déformation plastique autour de ce plan. Alors *Oxley* propose la formule (9):

$$T_{OA} = T_0 + \kappa \Delta T_{ZP} = T_0 + \kappa \frac{(1 - \beta)}{\rho c} 2\tau_{OA} \gamma_{OA} \dots \dots \dots (9)$$

Où :

- ✓ T_0 : la température de la pièce à usiner.
- ✓ ΔT_{ZP} : l'augmentation de température due à la déformation plastique le long de OA .
- ✓ κ : Constante fixé par *Tay et al.* [76], dans leurs travaux numériques, à 0,7.
- ✓ $(1-\beta)$ coefficient correspondant à la fraction de chaleur passée dans la pièce,

2.2.2. Modélisation de la zone de cisaillement secondaire

La zone de cisaillement secondaire est induite par le frottement du copeau le long de la face de coupe de l'outil. Des déformations supplémentaires sont générées dans cette zone, la vitesse est supposée avoir une variation linéaire afin d'atteindre ensuite une valeur constante. La loi de comportement au voisinage de la ligne OB (figure.5) est donnée par la relation suivante:

$$\bar{\sigma}_{OB} = \sigma_l(\dot{\epsilon}, T) \dots \dots \dots (10)$$

Oxley suppose que le cisaillement secondaire n'influe pas sur la conservation de flux de matière. Ainsi, l'épaisseur du copeau peut être déterminée à partir de la relation de Merchant.

Pour la simplification de son modèle ; *Oxley* considère la température moyenne \bar{T}_{OB} le long de la ligne OB :

$$\bar{T}_{OB} = T_0 + \Delta T_{ZP} + \psi \Delta T_M \dots \dots \dots (11)$$

La valeur de $\psi=0,7$ *Tay et al.* [76]

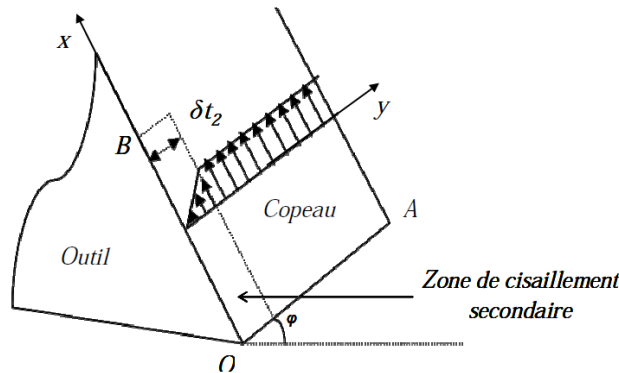


Fig. 5: Représentation de la zone de cisaillement secondaire [79]

L'expression de T_M est déterminée à partir des travaux de *Boothroyd* [73] :

$$\log \frac{\Delta T_M}{\Delta T_C} = -0.06 - 0.196 \sqrt{\frac{t_2}{P_e l_c}} + \log \sqrt{\frac{t_2}{P_e l_c}} \dots \dots \dots (12)$$

$$\Delta T_C: \text{L'échauffement moyen du copeau: } \Delta T_C = \tau_{OB} \frac{l_c}{\rho c t_2} \dots \dots \dots (13)$$

Alors la loi de comportement devient :

$$\tau_{OB} = \tau_{OB}(\dot{\gamma}_{OB}, \bar{T}_{OB}) = \frac{1}{\sqrt{3}} \sigma_l(\dot{\epsilon}_{OB}, \bar{T}_{OB}) \dots \dots \dots (14)$$

Cette relation est une relation implicite en température moyenne à l'interface OB . Elle permet de déterminer la contrainte de cisaillement (τ_{OB}) en fonction de l'angle de cisaillement φ , du coefficient C , de la longueur de contact l_c et de l'épaisseur de la zone secondaire de cisaillement δt_2 .

✓ Longueur de contact l_c

Elle est déterminée à partir de l'équilibre des moments des forces s'appliquant au copeau à la pointe de l'outil en supposant que la distribution des contraintes normales est uniforme à l'interface

$$\text{outil-copeau: } l_c = a \frac{\cos(\varphi + \lambda - \alpha)}{\cos \lambda \sin \varphi} \left(1 + \frac{\pi}{2}\right) - 2\varphi - \frac{2}{3} Cn \dots \dots \dots (15)$$

✓ Angle de cisaillement primaire φ

L'angle de cisaillement φ est exprimé par la relation implicite :

$$\frac{\sin \lambda}{\sin \varphi \cos(\varphi + \lambda - \alpha)} \tau_{OA} = \frac{\cos(\varphi + \lambda - \alpha)}{\cos \lambda} \left(1 + \frac{\pi}{2} - 2\varphi - \frac{2}{3} Cn\right) \dots \dots \dots (16)$$

✓ Coefficient C

Le coefficient C est déterminé à partir des équations de la pression hydrostatique à la pointe de l'outil, en supposant que la contrainte normale est uniforme le long de l'interface outil-copeau et

$$\text{tenant des équations de Henckey [74,79]: } C = \frac{-1}{2n} \left(\frac{\tau_{OB}}{\tau_{OA} \tan \lambda} - 1 - \frac{\pi}{2} + 2\alpha \right) \dots \dots \dots (17)$$

2.3 Modèle de Molinari [80 -90]

Le modèle de coupe orthogonal développé par (Molinari et Dudzinski (1992) [80], Dudzinski et Molinari (1997) [81] puis Moufki et al. (1998) [82]) est un modèle thermomécanique de la coupe, capable de déterminer les efforts de coupe, la longueur de contact outil-copeau, la pression à la pointe de l'outil et le champ de température le long de la face de coupe.

En 1998 une loi de frottement dépendant de la température moyenne à l'interface outil-copeau a été introduite par Moufki et al [82]. Cette loi a permis de reproduire les tendances expérimentales, telles que la relation entre efforts et vitesses de coupe, la diminution du coefficient de frottement avec l'augmentation de la température de coupe, ainsi que l'élévation de la température à l'interface outil-copeau avec l'augmentation de la vitesse de coupe ce qui permet la réduction des efforts de coupe par l'intermédiaire du coefficient de frottement.

2.3.1 Modélisation de la zone primaire

La première hypothèse à tenir en compte consiste en la prise en considération que la formation du copeau se produit essentiellement dans la zone de cisaillement primaire. L'ensemble des équations

du modèle est résolu dans un état stationnaire induisant l'hypothèse d'un écoulement continu du copeau. Le contact à l'interface outil-copeau est supposé totalement glissant. L'outil est supposé non déformable, sans rayon d'arête et le frottement en dépouille est négligeable.

Le comportement thermo-viscoplastique du matériau est décrit par la loi, dont la forme est donnée par la relation de *Molinari et Clifton* [84]

$$\tau = \mu_0(\gamma_0 + \gamma)^n \tilde{\gamma}^m T^v \dots \dots \dots (18)$$

Avec :

- ✓ $\tilde{\tau}$: La contrainte d'écoulement en cisaillement,
- ✓ γ_0 : Pré-déformation,
- ✓ $\tilde{\gamma}$: La vitesse de glissement
- ✓ γ : Le glissement
- ✓ μ_0 : Constante du matériau,
- ✓ n : Le coefficient d'écrouissage (> 0),
- ✓ m : La sensibilité à la vitesse de déformation (> 0)
- ✓ v : L'adoucissement thermique (< 0).

L'équation de la chaleur nous permet de déterminer la température dans la zone primaire.

$$\rho c \left(\frac{\partial \tilde{T}}{\partial \tilde{t}} + \frac{\partial \tilde{T}}{\partial \tilde{y}} V_N \right) = \beta \tilde{\tau} \tilde{\gamma} + K \frac{\partial^2 \tilde{T}}{\partial \tilde{y}^2} \dots \dots \dots (19)$$

La fraction de la déformation plastique transformée en chaleur est représentée par β (Coefficient de *Taylor-Quinney*) [91] La vitesse de déformation pour un état stationnaire est exprimée par la relation suivante :

$$\dot{\gamma} = (DC\gamma + \tau_0)^{\frac{1}{m}} (\gamma_0 + \gamma)^{\frac{-n}{m}} \left[1 + B \left(\tau_0\gamma + \frac{DC\gamma^2}{2} \right) \right]^{\frac{-v}{m}} \dots \dots \dots (20)$$

2.3.2 Modélisation des effets thermiques à l'interface outil-copeau

En se basant sur le fait que la température moyenne à l'interface (\bar{T}_{int}) outil-copeau est dépendante de α , a et V , *Moufki et al.* ont proposé de définir $\bar{\mu}$ comme étant une fonction de \bar{T}_{int} (Température Moyenne à l'interface outil-copeau). Donc l'influence des différentes conditions de coupe peut être décrite par les variations d'une seule variable globale : **la température moyenne à l'interface outil-copeau.**

$$\bar{\mu} = \bar{\mu}(\bar{T}_{int}) = \bar{\mu}_0 \left[1 - \left(\frac{\bar{T}_{int}}{\bar{T}_{ref}} \right)^q \right] \dots \dots \dots (21)$$

Lors de sa formation, le copeau s'écoulant le long de la face de l'outil est soumis à deux sources de chaleurs distinctes :

- ✓ La chaleur due à la déformation plastique dans la zone de cisaillement secondaire
- ✓ La chaleur induite par le frottement du copeau lui-même sur l'outil.

Ce problème est résolu en supposant que la totalité de l'énergie générée par le frottement à l'interface est évacuée par le copeau. Cependant, il est bien connu que seulement une partie de l'énergie de frottement part avec le copeau ; le reste étant transféré dans l'outil.

Il est important de caractériser le coefficient de partition η définissant la proportion de chaleur due au frottement transférée dans l'outil. Le coefficient de partition η est fortement dépendant de la vitesse du copeau V_C ; sa valeur tend vers 1 pour des valeurs croissantes de la vitesse V_C .

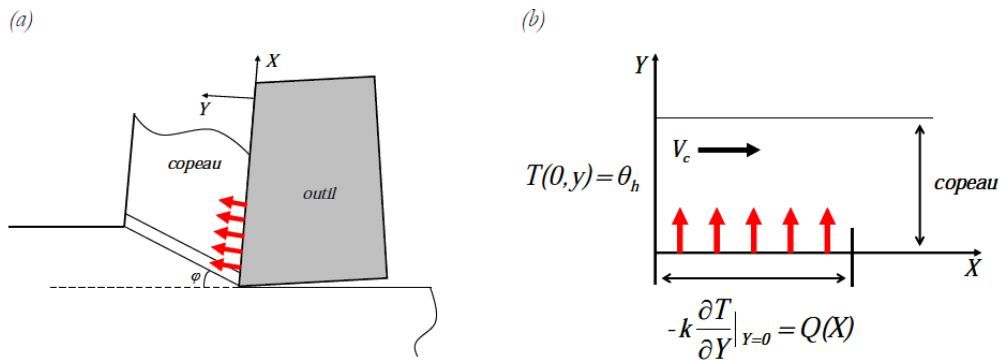


Fig.6 : Schématisation de la source de chaleur due au frottement à l'interface outil-copeau [91].

Le contact outil-copeau est supposé parfaitement glissant (Zone secondaire négligée). Les autres hypothèses utilisées sont:

- (i) L'outil est parfait sans rayon d'arête ;
- (ii) L'échauffement dû au contact en dépouille est négligé ;
- (iii) Le flux thermique dans l'outil est considéré nul ;
- (iv) La conduction dans le sens de l'écoulement est négligeable devant le terme de transport de matière ;
- (v) La distribution de température dans le copeau est supposée stationnaire et indépendante de la largeur de coupe w .
- (vi) La bande primaire est supposée orthogonale à la face de coupe de l'outil.

Soumettant l'équation de la chaleur aux hypothèses ci-dessus, permet d'obtenir la relation suivante :

$$a \frac{\partial^2 T(X,Y)}{\partial Y^2} = V_C \frac{\partial T(X,Y)}{\partial X} \dots \dots \dots (22)$$

Où : $a = \frac{k}{\rho c}$

Où:

- ✓ k : la conduction,
- ✓ ρ : la masse volumique,
- ✓ c : la capacité calorifique
- ✓ a : la diffusivité du matériau.

La température à la sortie de la bande primaire obtenue par le modèle unidimensionnel présenté précédemment est donnée par T_l . La température absolue à la sortie de la bande T_l est déterminée par la relation :

$$T_1 = \tilde{T}_h = T_h \tilde{T}_0 \dots \dots \dots (23)$$

En s'éloignant de l'interface outil-copeau ; l'élévation de la température due aux frottements n'est plus considérée, donc la température estimée est T_l :

$$\lim_{Y \rightarrow \infty} T(X, Y) = T_1 \dots \dots \dots (24)$$

Le flux thermique le long du contact outil-copeau est donné par :

$$-\kappa \frac{\partial T}{\partial Y} \Big|_{y=0} = Q(X) \dots \dots \dots (25)$$

$Q(X)$ est la source de chaleur surfacique due au frottement, elle est donnée en fonction du frottement moyen et la vitesse du copeau par la relation:

$$Q(X) = \bar{\mu} V_c P(X) \dots \dots \dots (26)$$

La détermination de la distribution de la température dans le copeau se fait à l'aide des transformées de Laplace:

$$T_{int}(X) = \frac{\bar{\mu} P_0 \sqrt{V_c}}{\sqrt{\pi \kappa \rho c}} \left(\frac{1}{(l_c)^\xi} \sum_{i=0}^{\xi} \frac{2}{2i+1} C_\xi^i (l_c - X)^{\xi-i} X^{\frac{2i+1}{2}} \right) + T_h \dots \dots \dots (27)$$

Où :

- ✓ P_0 représente la pression à la pointe de l'outil
- ✓ ξ un entier positif.
- ✓ $C_\xi^i = \frac{\xi!}{(\xi-i)! i!}$

P_0 et l_c sont déterminés respectivement à l'aide de l'équilibre des efforts et des moments appliqués au copeau.

En sommant sur toute la longueur de contact l_c , la température moyenne à l'interface outil-copeau (\bar{T}_{int}) est obtenue en fonction du coefficient de frottement moyen $\bar{\mu}$.

$$\bar{T}_{int} = \frac{\bar{\mu} P_0}{\sqrt{\pi \kappa \rho c}} \sqrt{V_c l_c} \sum_{i=0}^{\xi} \frac{2}{2i+1} C_\xi^i \left(\sum_{j=0}^{\xi-i} (-1)^j C_\xi^j \frac{2}{2(i+j)+3} \right) + T_h \dots \dots \dots (28)$$

Les relations (27) et (28) deviennent alors respectivement les expressions (29) et (30) en prenant en compte la valeur de $\xi = 2$.

$$T_{int}(X) = \frac{2}{15l_c^2} \frac{\bar{\mu} P_0 \sqrt{X V_c}}{\sqrt{\pi \kappa \rho c}} (8X^2 + 15l_c^2 - 20l_c X) + T_h \dots \dots \dots (29)$$

$$\bar{T}_{\text{int}} = \frac{4 P_0 \bar{\mu}(\bar{T}_{\text{int}})}{7 \sqrt{\pi \kappa \rho c}} \sqrt{V_c l_c} + T_h \dots \dots \dots (30)$$

Il est à noter que les relations (29) et (30) donnant respectivement la distribution de température et la température moyenne à l'interface sont des fonctions du coefficient de frottement moyen (lui-même fonction de la température moyenne à l'interface \bar{T}_{int}). Un algorithme itératif de type Newton-Raphson est alors utilisé pour le calcul de \bar{T}_{int} .

3. Méthodes de résolution du système d'équations :

Pour la résolution du système d'équations du modèle retenu, on doit faire appel aux méthodes numériques de discrétisation des équations aux dérivées partielles, dont ils existent trois grandes familles: la méthode des différences finies, la méthode des volumes finis et celle des éléments finis. Dans ce travail de thèse, nous nous sommes tenus à employer les méthodes des éléments finis et des volumes finis.

3.1.Méthode des volumes finis

La méthode des volumes finis est une technique qui convertit les équations de conservation aux dérivées partielles en systèmes d'équations algébriques qui peuvent être résolus numériquement. La technique des volumes finis consiste à intégrer les équations aux dérivées partielles sur chaque volume de contrôle, pour obtenir les équations discrétisées qui conservent toutes les grandeurs physiques sur le volume de contrôle considéré [93,94].

Le principe de discrétisation peut être illustré en considérant l'équation de diffusion pour une grandeur scalaire ϕ :

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho c \phi) = \text{div}(\Gamma \text{grad}(\phi)) + S_\phi \dots \dots \dots (31)$$

Le premier terme représente le terme d'accumulation alors que le deuxième et le troisième représentent successivement le terme diffusif et le terme source.

La méthode des volumes finis comporte les étapes suivantes:

- Décomposition du domaine du problème en un nombre fini de volumes de contrôle ;
- Approximation des valeurs des fonctions et des dérivés par interpolation avec des valeurs nodales et ;
- Assemblage et solution du système algébrique discret.

3.2. Méthode des éléments finis

Dans le domaine de la simulation de la coupe des métaux, de nombreuses recherches ont été consacrées aux modèles numériques basés sur l'analyse par éléments finis (FEA), car ils permettent de prédire diverses variables de processus, telles que les contraintes, les déformations et les températures ainsi que l'endommagement des outils et l'intégrité de la surface usinée [96 -98]. La plupart des simulations FEA dépendent soit des formulations eulériennes ou lagrangiennes. La formulation eulérienne peut être utilisée pour modéliser la formation continue de copeaux à l'état d'équilibre [99-101]. Elle nécessite moins d'éléments et la charge de calcul est donc relativement faible. Un critère de séparation du copeau n'est pas requis dans les méthodes basées la formulation eulérienne, mais l'angle de cisaillement doit être déterminé expérimentalement avant la simulation.

Ils existent plusieurs lois de comportements des matériaux appliqués à la modélisation FEA de l'usinage orthogonal tel que Litonski-Batra [102, 103], la loi de puissance [104], Johnson-Cook [105] et Bodner-Partom [106]. Tous ces trois modèles peuvent donner des prévisions cohérentes des forces de coupe, de l'épaisseur des copeaux et de l'angle de cisaillement avec une précision adéquate. Dans l'autre aspect, la modélisation du frottement dans l'interface outil-pièce a une influence significative sur les performances de la simulation FEA de coupe.

Lorsque la formulation Lagrangienne pure est appliquée sans remaillage adéquat, le critère de séparation du copeau ne peut être évité. Huang et Black [107] ont examiné différents critères de séparation du copeau, notamment le critère basé sur la distance et le critère basé sur la contrainte. Une combinaison de critères géométriques et physiques a été recommandée.

Au cours des dernières décennies, plusieurs modèles d'endommagement utilisés dans les simulations FEA purement basées sur la formulation lagrangienne ont été proposés pour les métaux ductiles.

3.2.1. Formulations FEA du processus d'usinage

Dans la modélisation FEM, il existe plusieurs formulations qui peuvent être utilisées pour les simulations: lagrangienne, eulérienne, lagrangienne eulérienne arbitraire (ALE) et hydrodynamique des particules lisses (SPH). [108]

Formulation Eulérienne

Le système de référence associé à une description Eulérienne est fixé à l'espace, il est appelé Système de Référence Spatial (SRS). Elle étudie le passage d'une certaine quantité de matière à travers une région donnée de l'espace. La formulation Eulérienne impose un maillage fixe dans l'espace. Ce maillage définit un volume invariable au cours de l'étude et une particule matérielle peut migrer d'un élément vers un autre voir même quitter le domaine défini initialement. Dans ce cas toutes les informations ultérieures relatives à ces particules sont perdues.

Formulation Lagrangienne

La description Lagrangienne étudie le mouvement d'une quantité de matière se déplaçant dans la matière. Le système de référence ici est attaché à la matière, il est appelé Système de Référence Matériel (SRM). Dans ce cas, les résultats obtenus sont les évolutions des propriétés de la particule, ou de la quantité de matière au cours de son déplacement.

Un avantage de cette formulation est qu'un élément contient toujours les mêmes particules et de ce fait, elles sont donc entraînées par la déformation. Seulement, lors d'un essai entraînant de grandes déformations, le maillage de la pièce peut se retrouver très fortement distordu et entraîner une imprécision des résultats ou encore conduire à des erreurs de calcul.

Formulation ALE

Cette formulation est une combinaison entre les deux formulations précédentes, un choix arbitraire est fait entre les deux suivant le cas où l'étude se situe. Elle permet de combiner les avantages de la représentation Lagrangienne (bonne définition des limites physique de la pièce) et ceux de la formulation Eulérienne (possibilité de prise en compte de grandes déformations).

Le principe de cette formulation mixte est le développement de maillages se déplaçant indépendamment de la matière. De ce fait, la matière se déplace par rapport au maillage, comme dans une formulation Eulérienne simple, mais la forme extérieure des éléments est contrôlée par les conditions aux limites de l'étude, comme dans une formulation Lagrangienne.

Dans notre étude nous avons adopté la formulation ALE afin de modéliser la formation du copeau lors d'une opération d'usinage en coupe orthogonale.

3.2.2. Loi de comportement de Johnson-Cook

Pour améliorer la compréhension physique de la formation des copeaux lors de la coupe des métaux, un critère d'endommagement approprié est nécessaire. Pour se concentrer sur l'héritage physique de l'influence des modèles de fracture sur les performances de coupe, un modèle d'éléments finis de déformation plane sera utilisé sous la plate-forme ABAQUS / Explicit.

La loi de comportement de Johnson-Cook est largement recommandée lors de la modélisation de la coupe des métaux [105] à cause la contrainte d'écoulement, à savoir la limite élastique instantanée à laquelle le matériau initie la déformation plastique, est principalement affectée par la déformation, la vitesse de déformation et la température du procédé. La contrainte d'écoulement plastique équivalente est présentée par:

$$\bar{\sigma} = \left[A + B \left(\bar{\varepsilon} \right)^n \right] \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}}{\dot{\bar{\varepsilon}}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_f - T_0} \right)^m \right] \dots \dots \dots (32)$$

- ✓ $\bar{\sigma}$ La contrainte d'écoulement plastique équivalente,
- ✓ $\bar{\varepsilon}$ La déformation plastique équivalente,
- ✓ $\dot{\bar{\varepsilon}}$ Le taux de déformation plastique équivalent,
- ✓ $\dot{\bar{\varepsilon}}_0$ la vitesse de déformation de référence,
- ✓ A : est la limite d'élasticité initiale du matériau à température ambiante,
- ✓ B : est le module de durcissement,
- ✓ n : Coefficient d'écrouissage,
- ✓ C : Constante d'écrouissage du matériau,
- ✓ m : Coefficient d'adoucissement thermique,
- ✓ T : Température de transition du matériau,
- ✓ T_0 : Température ambiante,
- ✓ T_f : Température de fusion du matériau.

Pour plus de simplicité, l'interaction de frottement entre l'outil de coupe et la pièce à usiner, des conditions de friction et de glissement ont été appliquées entre l'outil et le matériau de la pièce. Le frottement se produit à proximité de l'arête de coupe en contact avec la pièce et la contrainte de cisaillement par friction τ est égale à la contrainte de cisaillement moyenne τ_{crit} . Pendant ce temps, le glissement se produit loin de la zone de contact, où la contrainte de cisaillement par frottement est calculée en utilisant le coefficient de frottement μ . Dans cette étude, le coefficient de frottement (μ) est égal à 0,2.

3.2.2.1. Initiation d'endommagement

Le modèle d'endommagement proposé par Johnson et Cook est utilisé conjointement avec le modèle de contrainte d'écoulement de J-C. Le modèle d'endommagement de J-C est le modèle le plus convenable à la déformation à grande vitesse de déformation, telle que l'usinage à grande vitesse. On prétend que le modèle d'endommagement de J-C se traduit par des simulations plus réalistes que d'autres modèles [109].

Selon le critère d'endommagement de J-C, l'expression générale de la déformation de fracture est donnée par :

$$\bar{\varepsilon}^f = \left(D_1 + D_2 \exp D_3 \frac{\sigma_m}{\sigma} \right) \left(1 + D_4 \ln \frac{\dot{\bar{\varepsilon}}}{\dot{\bar{\varepsilon}}_0} \right) \times \left(1 + D_5 \left(\frac{T - T_0}{T_f - T_0} \right) \right) \dots \dots \dots (33)$$

Les paramètres d'endommagement de J-C représentent:

- ✓ D1 Déformation initiale de rupture,
- ✓ D2 Facteur exponentiel,
- ✓ D3 Facteur de triaxialité,
- ✓ D4 facteur de vitesse de déformation
- ✓ D5 Facteur de température
- ✓ $\bar{\varepsilon}^f$ La déformation équivalente à la rupture,

- ✓ σ_m La moyenne des trois contraintes normales
- ✓ $\bar{\sigma}$ Contrainte équivalente de Von Mises.

L'initiation d'endommagement commence conformément à la loi standard d'endommagement :

$$w = \sum \frac{\Delta \bar{\epsilon}}{\bar{\epsilon}^f} \dots\dots\dots(34)$$

- ✓ $\Delta \bar{\epsilon}$ Déformation plastique équivalente cumulée lors d'une étape d'intégration
- ✓ w est Le paramètre d'endommagement pour initier la défaillance lorsqu'il est égal à 1

Suite à l'utilisation de l'endommagement progressif, l'initiation d'endommagement est suivit par la propagation d'endommagement jusqu'à ce que un échec ultime se produit.

3.2.2.2. Propagation d'endommagement

La relation contrainte-déformation ne peut pas représenter correctement le comportement du matériau après l'initiation d'endommagement. L'utilisation d'une relation contrainte-déformation à travers la propagation d'endommagement entraîne une dépendance importante du maillage due à la localisation de la déformation [109].

Le comportement en contrainte-déformation d'un matériau endommagé est illustré à la Figure. 7. La courbe en trait plein représente la réponse endommagée contrainte-déformation, tandis que la courbe en tirets est la réponse en l'absence d'endommagement. Dans la figure, σ_{y0} et ϵ_0^{pl} sont la limite d'élasticité et la déformation plastique équivalente au début de l'endommagement, et ϵ_f^{pl} est la déformation plastique équivalente à la rupture; c'est à dire lorsque la variable d'endommagement globale atteint la valeur $D = 1$. Ensuite, l'élément concerné est retiré du calcul lorsque $D = 1$ dans chaque point d'intégration, avec la technique de suppression d'éléments fournie par le logiciel ABAQUS.

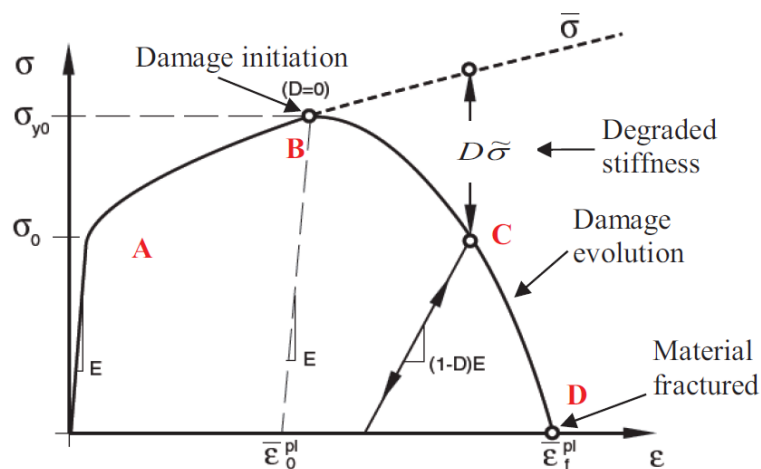


Fig.7 Courbe contrainte-déformation illustrant l'évolution d'endommagement pour le modèle d'endommagement progressif

Chapitre IV

Matériel et Procédures Expérimentales



1. Introduction :

En raison des contraintes environnementales et économiques, le progrès et le développement du secteur industriel; l'usinage fait désormais partie des intérêts des chercheurs et des industriels. En particulier, l'usinage à sec, qui représente l'un des processus les plus récents et qui permet d'obtenir des pièces avec des rugosités et des précisions très proches de celles résultant du processus de rectification. Le contrôle du processus d'usinage nécessite une bonne connaissance et compréhension ainsi qu'une maîtrise parfaite de tous les mécanismes impliqués dans la zone de coupe [40,41].

Pendant le processus de coupe, de nombreux paramètres tels que la température, les contraintes résiduelles, les efforts de coupe, les matériaux usinés et celui de l'outil, les paramètres de coupe, etc ... ont souvent été soumis à de nombreuses recherches pour les différents procédés de coupe afin de déterminer et de comprendre l'impact de ces facteurs sur la durée de vie de l'outil, évolution de l'usure et qualité des pièces finies [2,12, 42 et 43].

L'énergie mécanique du processus de coupe due à la déformation plastique dans la zone de cisaillement primaire et à l'interface outil-copeau est convertie en chaleur qui est absorbée par le copeau généré (70%), la pièce (20%) et l'outil de coupe (10%), plusieurs recherches ont montré qu'une grande partie de cette chaleur est dispersée entre le copeau et l'environnement, tandis que le reste est transféré à la pièce et à l'outil de coupe [4,44]. Cependant, cette petite quantité de chaleur transférée à l'outil (10% du flux thermique total) est suffisante pour créer des températures élevées près des arêtes de coupe, qui peuvent même atteindre le seuil de 1100°C [8,12,43] Les effets de la température de coupe, en particulier lorsqu'elle est élevée, sont généralement néfastes sur l'outil de coupe [45,46]. La majeure partie de la chaleur est emportée par les copeaux. Les effets les plus négatifs de la température de coupe sur l'arête tranchante de l'outil sont:

- Usure rapide de l'outil; ce qui réduit la durée de vie de l'outil,
- La déformation plastique des arêtes de coupe,
- L'écaillage thermique et la rupture des arêtes de coupe dues aux chocs thermiques et la formation des arêtes rapportées [47].

L'estimation de la température est l'une des opérations les plus difficiles et compliquées dans le processus de coupe des métaux. La mesure de cette température est très difficile car la source de chaleur dans cette région est très proche l'arête tranchante, la complexité de la géométrie de l'outil et le mouvement continu pendant l'opération d'usinage. La connaissance de la température de coupe est très importante car elle a une grande influence sur le choix des matériaux et les conditions optimales d'usinage [12,47]. Les techniques de mesure de la température comprennent les méthodes expérimentales conventionnelles telles que la pyrométrie infrarouge, les thermocouples intégrés, les thermocouples naturels pièce-outil de coupe et les camera infrarouge (CDD) ainsi que les méthodes d'analyse métallographiques des surfaces usinées basées sur l'analyse des microstructures ou la

variation des micro-duretés sont généralement les méthodes les plus utilisées pour la mesure et l'identification du champ de température [4,12,40 et 45]. Les thermocouples ne permettent pas de mesurer directement la température à la pointe de l'outil, mais ils permettent de donner une valeur moyenne de la température dans la zone affectée thermiquement entre l'outil et la pièce usinée [12].

La température générée à l'interface O-C-P a une influence significative sur les paramètres d'usinage; elle contribue en même temps à l'augmentation de l'usure et à la diminution de la durée de vie de l'outil de coupe et entraîne une détérioration thermique des outils de coupe, ce qui entraîne la modification des propriétés des matériaux de la pièce et l'outil [24,45, 47,48]. En raison du taux élevé de frottement entre la face de coupe et la pièce à usiner; des températures élevées sont générées conduisant à une usure critique de la surface de l'outil, à une durée de vie limitée et à une mauvaise intégrité de surface, ce qui influence généralement négativement la productivité et la qualité des produits finis [42]. Par conséquent, l'identification du champ de la température de coupe est un facteur très important pour une bonne qualité des produits finis.

L'usure des outils est un processus destructeur des couches superficielles, qui conduit à la modification continue et progressive des formes et de la qualité de surface des pièces à usiner. Elle affecte également la géométrie de l'outil, la température de coupe, les efforts de coupe, la précision et la rugosité des pièces usinées. Il résulte principalement du détachement de petites particules métalliques des faces de dépouilles principale et auxiliaire [43,49].

L'endommagement des outils de coupe peut être classé en deux groupes, l'usure et la rupture brutale, à partir de son ampleur et la manière dont il évolue. L'usure est définie comme la perte de matière sur une aspérité ou un microcontact, ou à plus petite échelle, jusqu'au mécanisme de détachement moléculaire ou atomique, d'autre part, la rupture est un endommagement à grande échelle que l'usure, elle se produit soudainement, il y a un spectre continu de l'usure de l'échelle d'usure micro à la rupture grossière [49,50].

Le contact outil-copeau sous frottement dynamique provoque une déformation plastique intense, principalement en cisaillement, accompagnée d'une élévation de température élevée pouvant entraîner une usure prématurée de l'outil de coupe (zone de cisaillement secondaire) [45,47 et 51]. Les phénomènes tribologiques rencontrés dans cette zone sont complexes. Une troisième zone de cisaillement (zone de cisaillement tertiaire) due au contact outil-outil affecte l'intégrité de la surface usinée ainsi que l'usure par contre-dépouille de l'outil. L'interaction entre l'outil et le matériau usiné dépend fortement du comportement thermomécanique à l'interface outil-puce qui varie de manière complexe avec les conditions de coupe [4,8, 45 et 51].

Les fabricants des outils sont particulièrement intéressés par le développement de revêtements d'outils de coupe où plus de 80% des applications d'usinage sont maintenant réalisées avec des outils revêtus [2,8]. Parmi les revêtements disponibles sur le marché, les revêtements durs à base de titane

sont les plus utilisés. Ils ont tendance à améliorer la résistance à l'usure dans de nombreuses applications. Les revêtements à base de TiN et TiC monocouches et multicouches sont actuellement les utilisés pour l'usinage des métaux durs tels que les aciers à outils et la fonte durcie. Le dépôt des revêtements sur un substrat en carbure entraîne une diminution des forces de coupe et de l'usure des outils [52].

Les faibles taux d'enlèvement de matière et la durée de vie de l'outil très limitée sont les problèmes les plus rencontrés lors de l'usinage à sec [21]. L'analyse de la morphologie de l'usure est une technique d'investigation largement utilisée dans la recherche de la coupe des métaux [46]. Il est à noter que l'usure des outils de coupe se manifeste dans des conditions de travail beaucoup plus difficiles que celles des pièces de la machine [9]. Le mécanisme d'usure le plus dominant est l'adhérence (environ 80%), suivie de l'abrasion. La contribution de la diffusion est négligeable (moins de 1%) [56].

La durée de vie d'un outil est limitée à la fois par l'usure en cratère et en dépouille. Les endommagements mécaniques des outils de coupe (abrasion, fissuration, initiation de la rupture et fatigue) sont particulièrement indépendants de la température [57]. La durée de vie des outils de coupe, pour des conditions de coupe relativement sévères, est améliorée par l'application de certains revêtements, corrélés avec la diminution de l'usure en dépouille. Les zones d'outils endommagées montrent l'influence du revêtement sur la zone de coupe de l'outil et révèlent les bonnes performances des outils revêtus [57-60]. Le critère de durée de vie de l'outil était basé sur la norme ISO 3685: [46,51, 61 et 62].

Dans ce chapitre nous présentons l'ensemble des outils mis en œuvre afin d'aboutir à une approche expérimentale méthodique pour l'étude du comportement des outils de coupe lors d'une opération d'usinage à sec, ainsi que les résultats obtenus lors des essais d'usinage en utilisant des plaquettes en carbure métallique revêtues avec différents revêtements. Afin d'atteindre les objectifs tracés, de nombreuses améliorations ont été portées sur le système usinant. En particulier, nous avons développé un système de relevé des températures de l'outil de coupe et du profil d'usure des plaquettes lors de l'opération de coupe en utilisant un système de mesure par thermocouples et un mesureurs digital de la température ainsi que l'observation microscopique des différents profils et critères d'usure en dépouille et en cratère et la rugosité des surfaces obtenues avec les différents paramètres de coupe.

2. Présentation du matériel

Notre travail a pour objectif essentiel la détermination et le suivi de la variation des profils d'usure des outils de coupe, la température transportée par l'outil de coupe lors d'une opération de tournage à sec de l'acier SAE1030. Afin d'aboutir aux résultats souhaités; il est fortement recommandé d'utiliser des machines extrêmement rigides, puissantes et précises. Toute faiblesse dans

le système machine-outil entraîne forcément une dégradation rapide de l'outil et de l'état de surface. De manière générale, un tour adapté à l'usinage de matériaux destiné aux travaux scientifiques doit présenter un certains nombre de caractéristiques :

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

Le tour utilisé lors de nos essais s'est avéré suffisamment rigide pour identifier le comportement de l'outil. Il est à noter que lors des essais nous n'avons pas observé de phénomènes de broutement. Seulement quelques vibrations ont été notées pour les sections de copeau les plus élevées.

3. Machine d'essai

Les expériences d'usinage ont été réalisées sur un tour parallèle conventionnel TOS TRENCIN, modèle SN 40 C, avec une longueur de chariot EP 1500, d'une puissance de 6,6 KW sur la broche et une gamme de vitesses comprise entre 22,5 et 2000 tr/min (Figure.1).



Fig.1. Machine outil TOS TRENCIN SN 40 C utilisée lors des essais d'usinage

Le tour utilisé lors de la campagne des expériences est adapté aux essais de laboratoire avec un moteur à courant continu pour contrôler la vitesse de rotation de la broche au moyen d'un tachymètre. L'étude qualitative du comportement dynamique de la machine a permis d'identifier des vibrations dues à la réaction du sol. Cette observation nous a amené à réaliser une isolation du tour par rapport au sol avec des amortisseurs à mailles de fil métallique qui dissipent l'énergie par friction ; cette isolation a permis d'avoir une machine stable.

4. Outils de coupe

4.1. Types d'outils

Sur le marché des outils de coupe ; on retrouve plusieurs types de plaquettes commercialisées. Elles se distinguent en fonction du type d'usinage. On retrouve:

- ❖ Les outils massifs, plus robustes et résistants aux chocs. Ils sont destinés aux opérations d'ébauches.
- ❖ Les outils revêtus sur une face sont brasés à un substrat de carbure de tungstène. Ils résistent moins bien aux chocs et ils sont destinés à des opérations de semi-finition ou finition.
- ❖ Les outils revêtus en coin. Ils ont qu'une arête de coupe et sont moins chers. Ils résistent moins à la chaleur. Dans le cas de températures de coupe très élevée, un débrassage se produit entre la plaquette insert et le substrat.
- ❖ Les outils avec des inserts dans les coins sur toute l'épaisseur de la plaquette.
- ❖ Les outils revêtus en mono couche ou multicouches avec différents types de revêtements ; tel que : Les Nitrures de Titane (TiN), les Carbures de Titane (TiC), les Carbonitrures de Titane (TiC,N) ; Les revêtement durs à base d'Alumine ; les Nitrures de Bore Cubique (CBN) ...etc.

4.2. Type des plaquettes utilisées :

L'outil de coupe doit supporter les contraintes d'usinage dues aux duretés des matériaux des pièces usinées. Pour obtenir la résistance optimale ; le rayon de bec Re doit être le plus grand possible minimisant ainsi les risques de rupture sous de fortes pressions. Les rayons de bec des outils de coupe disponibles sur le marché sont $Re = 0,4 ; 0,8$ et $1,2$ mm.

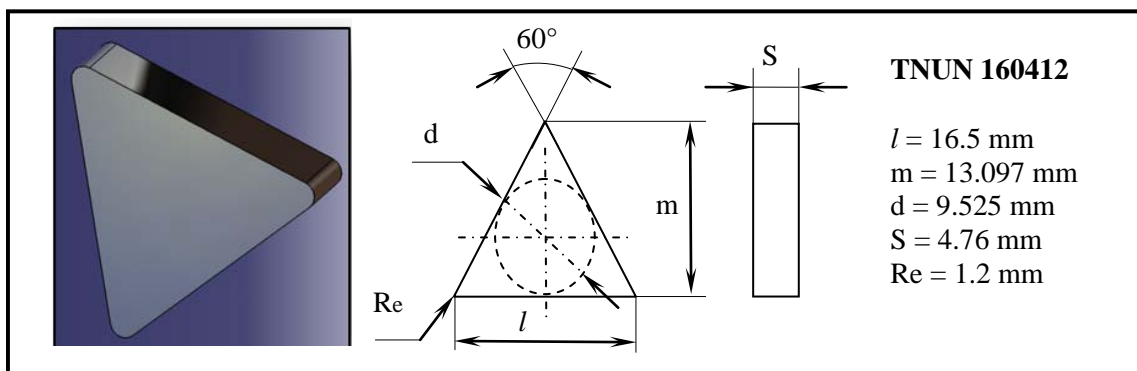


Fig. 2. Géométrie des plaquettes utilisées

Lors de nos essais, les plaquettes utilisées étaient de type TNUN (Figure.2), Elles ont toutes une longueur d'arête de 16,5 mm et une épaisseur de 4,76 mm leur rayon de bec a une valeur de 1,2 mm.

Le porte outil à fixation mécanique à une forme prismatique de section $20 \times 20 \text{ mm}^2$ et de longueur 125 mm. (Figure.3), Les angles caractérisant la partie active de l'outil sont illustrées dans la Figure.4.

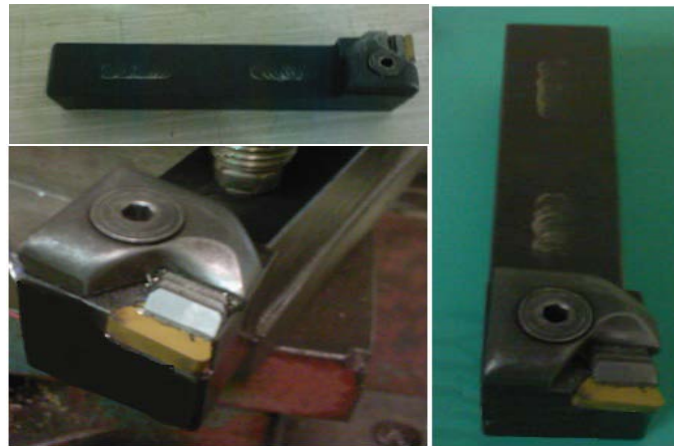


Fig.3. Outil de coupe, porte outil à plaquettes amovibles, utilisé lors des essais d'usinage

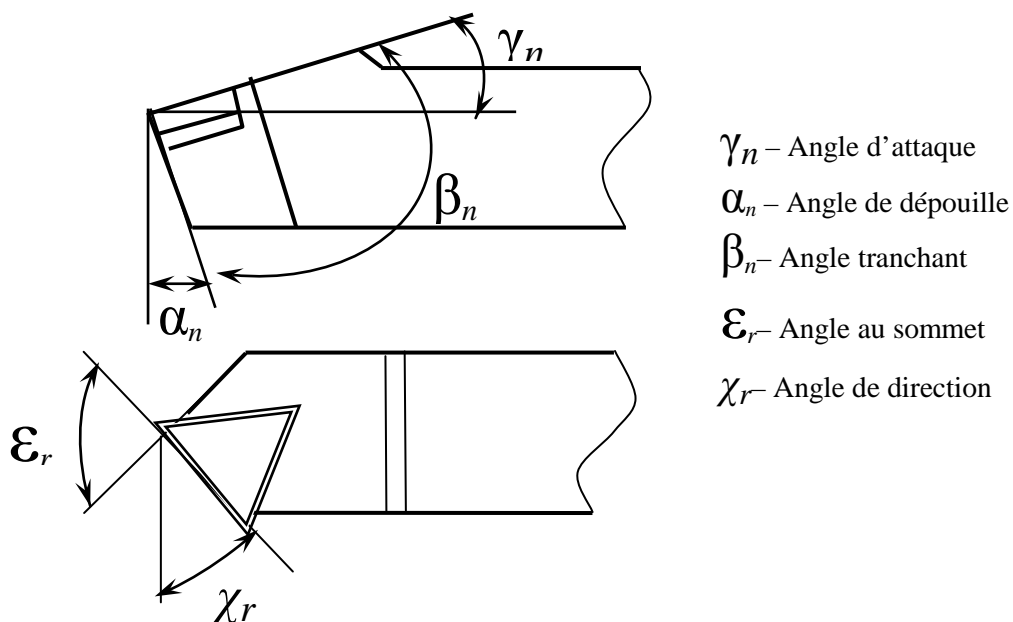


Fig.4. Géométrie de l'outil de coupe utilisé lors des essais d'usinage.

4.3. Plaquettes utilisées

Les plaquettes utilisées étaient des plaquettes de forme triangulaires, offrant six (06) arêtes tranchantes, en carbure commercialisées sous la référence KC910et KC810 ; revêtu respectivement en $TiC+Al_2O_3$ et en $TiN+Ti(C,N)+TiN$, de la compagnie KENNAMETAL définies par la désignation ISO TNUN-160412. Montées sur un porte outil prismatique TFTR-16-3R177.1-252516 de la compagnie SANDVIK. Les dimensions et la géométrie des plaquettes utilisées ont été montrées sur la figure.2. La face de coupe des plaquettes outils n'est pas réaffûtée. Les propriétés des plaquettes utilisées sont montrées dans le tableau.1

Tableau.1 Propriétés des plaquettes de coupe utilisées lors des essais d'usinage [65,66]

	KC810	KC910
Matière de la plaquette	Carbure- Revêtu CVD	Carbure- Revêtu CVD
Type de revêtement	TiN+Ti(C,N)+TiN	TiC+Al ₂ O ₃
ANSI	C6-C7	C3-C7
ISO	P10-30	P01-20 M05-20 K01-20
Liant % Poids	8.5	6.0
Dureté (HRA)	91.2	91.8
Épaisseur du revêtement (µm)	10	9

5. Procédure d'essais

5.1. Éléments considérés lors des essais

Nous nous sommes limités à un ensemble de points à explorer:

- Paramètres de coupe : vitesse de coupe, avance et profondeur de passe,
- Type de plaquettes employées.

En considérant l'ensemble des résultats à obtenir et des facteurs influents à priori, sur leur niveau, on peut établir un bilan récapitulatif :

Paramètres à tester :

- Vitesse de coupe,
- Avance par tour,
- Profondeur de passe,
- Plaquettes (KC810 & KC910).

Résultats à observer :

- Suivi d'usure des plaquettes,
- Relevés des profils d'usure des plaquettes,
- Température de coupe.

Le but du travail consiste à établir et quantifier les modes d'évolution de ces résultats en fonction de l'ensemble des paramètres recensés.

5.2. Méthodologie d'essais

Les essais sont effectués en chariotage sur des éprouvettes cylindriques en acier SAE1030. La pièce d'essai possède une forme cylindrique de diamètre 60 mm et longueur 300 mm. Pour permettre un engagement et un dégagement progressif des plaquettes, vu leur fragilité, un chanfrein à 45° est exécuté préalablement à l'entrée et à la sortie à chaque séquence. (figure.5)

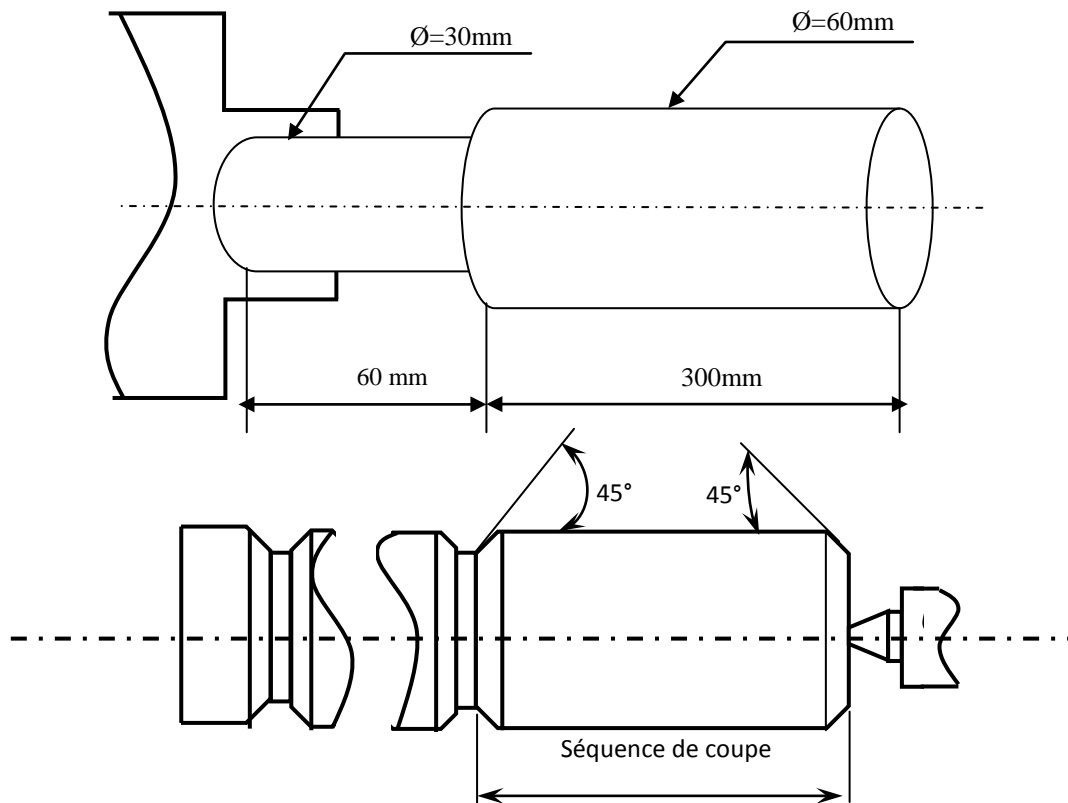


Fig.5. Forme et configuration des éprouvettes utilisées lors des essais d'usinage

5.3. Matériau usiné :

5.3.1. Aciers à moyenne teneur en carbone

Les aciers au carbone représentent environ 90% en volume des aciers utilisés. Leur application est notamment dans la construction: les ponts, les conteneurs, les poutres, les tôles de châssis de voiture, des bateaux, etc... sont des exemples d'application. Vu ces applications, les exigences principales aux aciers au carbone sont: résistance mécanique élevée, ductilité-ténacité élevée, et soudabilité. Pour comprendre les aciers au carbone, il faut garder en tête le diagramme de phase binaire fer-Carbone. D'autres éléments comme le Chrome, le Nickel et le Cuivre entrent notamment par la ferraille en raison de quelques dixièmes de pour cent. Cette faible teneur en élément d'alliage n'affecte pas le diagramme fer carbone. Les aciers au carbone sont généralement utilisés pour des applications nécessitant une haute résistance. Par exemple l'acier : 35NiCrMo16 présente une bonne tenue aux chocs ainsi qu'une haute résistance mécanique jusque 600 °C. L'acier 100Cr6 est l'acier typique utilisé dans les roulements à billes [5][14][27]. Aux températures ambiantes, les aciers au carbone ont une structure ferrito-perlitique et la fraction volumique des deux phases dépend de la teneur en carbone. Plus la teneur en carbone est élevée, plus la fraction volumique des carbures est élevée, plus la résistance mécanique augmente.

Les aciers à teneur moyenne en carbone sont similaires aux aciers à faible carbone ; où la teneur en carbone est entre 0,30 à 0,60 % et le pourcentage de Manganèse est compris entre 0,6 et 1,65%. L'augmentation de la teneur en carbone vers environ 0,5% avec une augmentation correspondante du manganèse permet l'utilisation des aciers à teneur moyenne en carbone à l'état trempé et revenu. Les utilisations des aciers à teneur moyenne en carbone-manganèse comprennent les composants de machines, les arbres, les essieux, les engrenages, les vilebrequins, les accouplements et les pièces forgées. La figure.6 montre la microstructure de l'acier au carbone SAE 1030 montrant des grains de ferrite (constituant de gravure blanche) et de la perlite (constituant de gravure sombre). Les propriétés physico-chimiques de l'acier usiné (SAE1030) sont montrées dans le tableau 2:

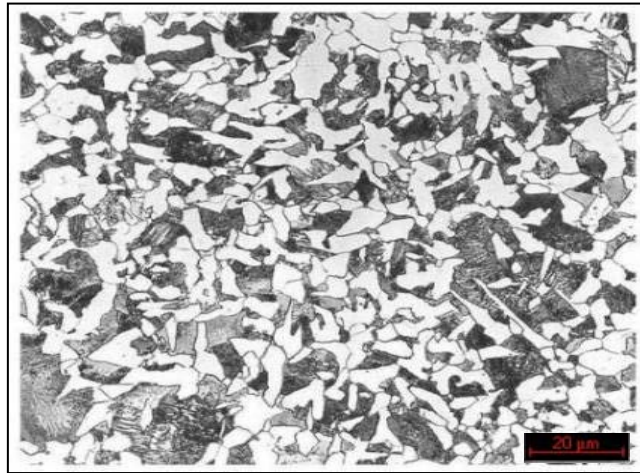


Fig.6. Structure microscopique de l'acier SAE 1030

Tableau.2. Propriétés Physico-chimiques de l'acier SAE 1030

Composition Chimique % :		
0.29% C, 2.45% Cr, 0.70% Mn, 0.408% Mo, 0.312% Si, 0.188% V, 0.185% Cu, 0.104% Ni, 0.008% Zn, et 0.0002% Mg; Reste % Fe		
Propriétés physiques		
Densité	7.872 *10 ³	kg/m ³
Module d'élasticité	200	GPa
Dilatation thermique (20 °C)	11.7*10 ⁻⁶	°C ⁻¹
Chaleur Spécifique	486	J/(kg*K)
Conductivité Thermique	48.7	W/(m*K)
Resistance à la traction	525	MPa
Limite élastique	440	MPa
Allongement	12	%
Dureté Rockwell B	80	HRB

6. Présentation des appareils et méthode de mesure :

L'usure frontale et en cratère ont été observées après chaque séquence de coupe à l'aide d'un microscope optique à chariots croisés au 1/1000 mm pour relever les valeurs nécessaires du profil de l'usure en dépouille (Usure frontale) (figure.7). La profondeur de l'usure en cratère a été déterminée pour la même séquence de coupe au moyen d'un comparateur au 1/1000 mm muni d'un palpeur conique (Figure.10).



Fig.7.Microscopes optiques utilisé pour l'observation et le suivi des profils d'usure.

La manœuvre de la vis et des tambours permet, préalablement de localiser la surface à contrôler de la plaquette dans le champ de vision de l'oculaire. La source lumineuse émet un faisceau sur la plaquette et les rayons réfléchis passent à travers l'objectif ensuite par le système optique, puis sortant de l'oculaire pour former une image claire ; c'est en ce moment là qu'on relève les mesures des paramètres et les formes de l'évolution de l'usure. Les éléments caractérisant l'évolution de l'usure en dépouille et en cratère (**VB_C**, **VB_{max}**, **VBB**, **VBN**, **KT**, **KM** et **KB**) sont mesurés comme suit :

- On ajuste la première fois les tambours du microscope (longitudinal et transversal).figure.8.
- On réajuste une deuxième fois les tambours pour faire coïncider l'arête tranchante principale de la plaquette avec la ligne horizontale du repère. Figure.9.
- On effectue une première lecture sur le tambour soit L₀, ensuite on déplace la ligne horizontale jusqu'à la position finale de la limite du profil de l'usure, et on fait une deuxième lecture. Soit LV_{Bmax} l'écart entre L₀ et LV_{Bmax} la valeur de V_{Bmax}. On écrit : $V_{Bmax} = L_0 - LV_{Bmax}$.
- La mesure des autres éléments du profil de l'usure, s'effectue de la même façon que la mesure de la valeur de V_{Bmax}.



Fig.8. Image montrant les deux tambours du microscope (longitudinal et transversal).

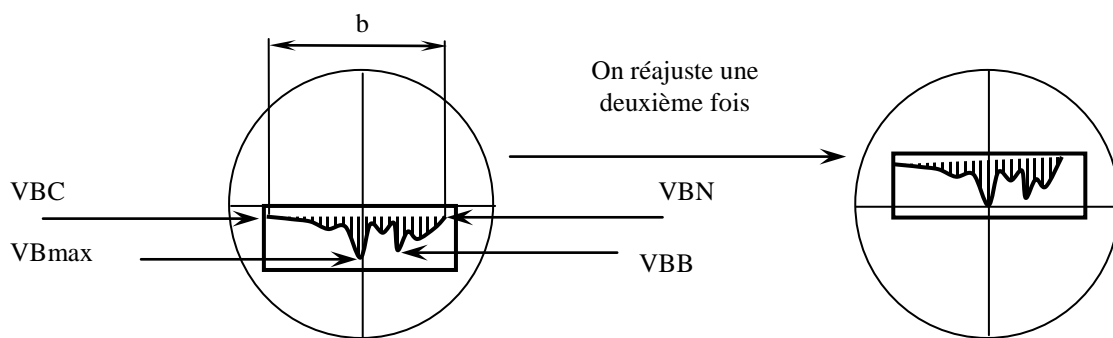


Fig.9. Relevé de la même vue après réajustement

Par contre, la profondeur de l'usure en cratère (KT) a été déterminée pour la même séquence de coupe au moyen d'un comparateur en 1/1000 mm. (Figure.10). la pointe fine doit être mise sur la surface de la plaquette et on fait une première lecture (LOKT).

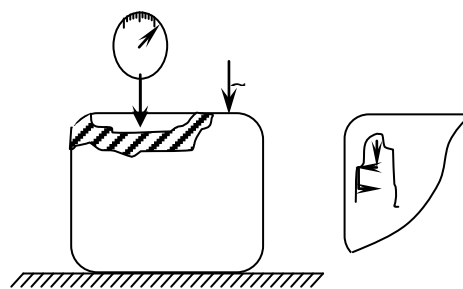


Fig.10. Comparateur utilisé pour la mesure du cratère et schéma de mesure de KT

Le déplacement de la table à l'aide de la vis permet à la pointe fine du palpeur de s'enfoncer dans le creux du cratère. Pour détecter le point le plus profond, on fait plusieurs lectures, en déplaçant chaque fois la table dans le sens longitudinal. On effectue une deuxième lecture (LKT) sur le cadran indiquant le point le plus profond au moment où l'aiguille change de sens de rotation. La valeur de $KT = LOKT - LKT$

7. Démarche expérimentale des essais

Les essais sont effectués en chariotage sur des éprouvettes cylindriques en acier (diamètre 60 mm et longueur 360 mm). Les éprouvettes ont été prises en mors doux épaulés. Pour la prise de mors, une portée de 60 mm a été usinée ce qui laisse une longueur usinable de 300mm (Figure.5). Les deux faces ont été dressées et un chariotage extérieur a été effectué sur une profondeur voisine des 3mm pour éliminer la couche superficielle brute.

Notons:

Les essais ont été menés avec les plus grandes précautions. La démarche générale des essais est la suivante :

- ❖ Mise en position de l'éprouvette sur le tour.
- ❖ Remise au rond de l'éprouvette. Lors de la mise en place de la pièce, un défaut de remise en position existe. Pour des vitesses de coupe relativement importantes, il convient particulièrement d'éviter les faux ronds de la pièce.
- ❖ Réglage de l'avance, de la profondeur de passe et choix de la plage de vitesse.
- ❖ Afin de s'affranchir d'une erreur sur la profondeur de passe, nous avons effectué une mesure du diamètre avant et après usinage.
- ❖ Mesure de la température.
- ❖ Démontage de la plaquette.
- ❖ Observation visuelle périodique des plaquettes utilisées (face de coupe, et la face de dépouille).
- ❖ Observation et mesure géométrique des différents paramètres de la plaquette au microscope après chaque séquence de coupe.
- ❖ Analyse et traitement des résultats.

7.1. Essais d'usinage

Etant donné l'influence d'un grand nombre de paramètres sur chaque résultat, il nous a fallu définir un plan d'expériences où chaque paramètre variait d'une façon indépendante des autres (Concept de TAGUCHI). Notre objectif était de qualifier et quantifier les conditions de coupe associées à chaque type de plaquette pour l'acier au carbone SAE1030.

Au delà de cette qualification, nous attendions également de l'analyse des résultats servant à quantifier l'influence des paramètres sur les résultats, pour acquérir une première base de connaissance dans des conditions maîtrisées du tournage sec.

Notre observation a porté sur la température de coupe, les défauts de surface et l'usure pour déterminer les limites du domaine d'usage du couple outil-matière, il s'agit de déterminer un domaine de validité de production d'une surface dans de bonnes conditions technologiques en fonction des trois paramètres : la vitesse de coupe (V_c), la profondeur de passe (ap) et l'avance (f).

7.2. Température de coupe en fonction des conditions de coupe

L'objectif de cette série d'essais est de suivre et étudier l'évolution de la température de coupe spécifique au cours du temps et d'observer son allure pour différentes valeurs de vitesse de coupe, avance et profondeur de passe, ainsi que sa relation avec la dégradation des outils de coupe.

7.3. Essais d'usure

7.3.1. Étude de l'évolution de l'usure

Nous avons vu dans la partie théorique à la fois les origines et les manifestations de l'usure pour des outils et des matériaux à usiner classiques. Dans le cas des aciers alliés et des outils nouveaux, l'étude de l'usure doit être abordée suivant une démarche progressive et systématique.

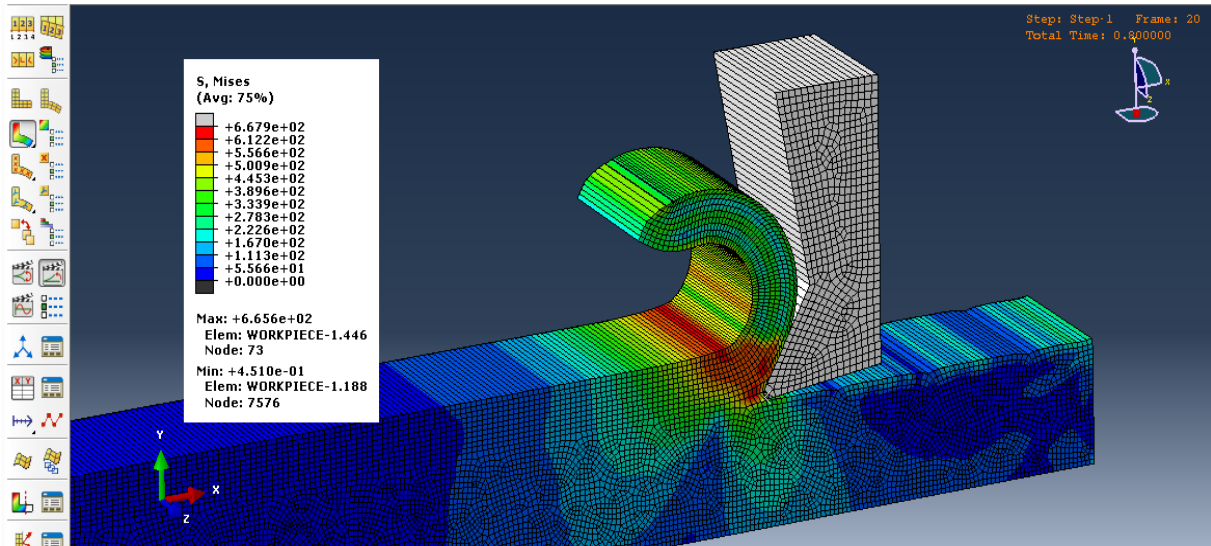
Il s'agit d'observer les diverses manifestations de l'usure et leurs évolutions respectives. Il s'agit ensuite de déterminer jusqu'à quel stade de cette évolution l'outil pourra conserver des qualités de coupe suffisantes pour la bonne exécution du travail, en fonction des qualités exigées. Cette deuxième partie n'a pas été traitée complètement dans le cadre de notre étude. Par contre pour la première partie, nous avons déterminé les critères simples qui prennent compte du phénomène.

Les essais d'usure ont été réalisés selon la méthode multifactorielle de planification des expériences (Concept de TAGUCHI) [26,65]. A chaque passe, la plaquette était démontée et observée au microscope. De manière usuelle, le critère de réforme retenu est celui fixé par la norme ISO 3685 [95]. Les critères recommandés par la norme I.S.O 3685 [46,51, 61,62] pour l'étude du profil de l'usure sont :

- La destruction de l'arrête tranchante (défaillance brutale).
- Une largeur moyenne du profil d'usure frontal $VBB = 0,3$ mm si elle est uniforme, ou une largeur maximale $VB_{max} = 0,6$ mm.
- Une profondeur maximale du cratère égale à $KT = (0,1 \div 0,3 S)$ mm, où S est l'avance en mm/tr.

Chapitre V

Résultats et discussions



1. Introduction

Dans le processus de coupe des métaux, plusieurs paramètres, tel que la température, les contraintes résiduelles, les efforts de coupe, le matériau usiné et celui de l'outil, les éléments du régime de coupe...etc., ont fréquemment fait l'objet de plusieurs études dans les différents procédés de coupe (tournage, fraisage, perçage...etc.), dans le but de la détermination de leur influence sur la durée de vie des outils de coupe, l'évolution de l'usure, la finition des pièces produites...etc.

Les essais de mise au point d'un produit ou d'un processus font partie intégrante du métier des ingénieurs. Ceux-ci sont souvent amenés à rechercher des valeurs des paramètres qui définissent les produits ou les paramètres de réglage des moyens de production afin d'obtenir les performances désirées. Pour cela on utilise la technique du plan d'expériences qui est une suite d'essais entièrement organisée à l'avance de manière à déterminer, en un minimum d'essais et un maximum de précision, l'influence des différents paramètres possibles, pour optimiser les performances du système étudié

La température générée à l'interface Outil-Copeau-Pièce a une influence significative et importante sur les indices d'usinage, elle participe à l'élévation de l'usure et la diminution de la durée de vie et donne naissance à un endommagement thermique des outils de coupe, ce qui se traduit par la modification des propriétés des pièces et du matériau de l'outil.

La mesure de cette température est très difficile à cause de la complexité de la géométrie de l'outil. La connaissance de la température de coupe est très importante car elle a une grande influence dans le choix des matériaux et des conditions optimales d'usinage.

Ce chapitre sera consacré à la présentation, l'analyse, l'interprétation et la discussion des principaux résultats expérimentaux et numériques de la formation du copeau, la température et de l'usure des outils de coupe, illustrés par des micrographies de l'usure des faces de coupe et de dépouille des plaquettes relevées pendant le procédé de coupe pour les différents éléments du régime de coupe.

2. Mesure de la température

Les essais de mesure de température sont effectués en concordance avec la méthode de planification des expériences (Concept de TAGUCHI), afin de satisfaire la nature aléatoire des essais tenant compte de la variation de tous les éléments du régime de coupe et en appliquant le concept de TAGUCHI ; Nous avons obtenu vingt sept (27) essais pour chaque type de plaquettes utilisées, les valeurs des différents éléments du régime de coupe retenus sont représentées en valeurs naturelles et codifiées (Tableaux.1). Les essais ont été réalisés en tournage sec de l'acier SAE1030 par des plaquettes en carbure revêtu avec différents revêtements en multicouches; TiN+Ti(C,N)+TiN (KC810) et TiC+Al₂O₃ (KC910).

La démarche expérimentale est basée sur l'instrumentation d'un porte-outil de tournage par un thermocouple lié directement à un thermomètre à affichage digital du type **GTH 1150** (Figure.1) permettant de faire les relevés de la température locale pendant le procédé de coupe.

Le thermomètre digital **GTH 1150** est un thermomètre de poche à résonance rapide à la température. Selon les sondes utilisées les mesures peuvent être faites sur des surfaces, dans les liquides, les substances air/gaz, les très petits objets, etc. Le thermomètre peut nous offrir des mesures de la température dans une plage variant de -50 jusqu'à +1150C, sur deux fourchettes : de (- 50_+ 199.9) avec une précision de 0.1°C et de (-50_+ 1150°C) avec une précision de 1°C.

Tableau.1- Plan des expériences et résultats de mesure de la température de coupe en valeurs naturelles et codifiées.

N°	Plan des expériences en valeurs naturelles			Plan des expériences en valeurs Codifiées			Température maximales mesurée					
	V (m/min)	f (mm/tr)	ap (mm)	X1	X2	X3	KC810			KC910		
							V (m/min)	f (mm/tr)	ap (mm)	V (m/min)	f (mm/tr)	ap (mm)
1	90	0.11	0.5	-1	-1	-1	180	180	212,5	207	200	248
2	90	0.11	1	-1	-1	0	210,8	214,2	238	222,7	240	277
3	90	0.11	1.5	-1	-1	1	249	228,9	265	244,7	257	302,9
4	90	0.14	0.5	-1	0	-1	202	200	212,5	195	216	207
5	90	0.14	1	-1	0	0	223,2	241,3	253	230	251,5	257
6	90	0.14	1.5	-1	0	1	223,2	255	300	246	261	305
7	90	0.2	0.5	-1	1	-1	216.1	232	228,9	208	232	215
8	90	0.2	1	-1	1	0	275	277	277	244	253	251,5
9	90	0.2	1.5	-1	1	1	243	277	297,9	281	280	280
10	120	0.11	0.5	0	-1	-1	206	200	203,9	232	206	211
11	120	0.11	1	0	-1	0	225,8	231	242	243,8	234,5	243
12	120	0.11	1.5	0	-1	1	253	245	280	255	280	285
13	120	0.14	0.5	0	0	-1	206	204	203,6	198	202,4	205
14	120	0.14	1	0	0	0	234,8	234,2	240	231,9	280,6	295,3
15	120	0.14	1.5	0	0	1	278	264	246	260	284	296
16	120	0.2	0.5	0	1	-1	199.4	208	204	211	218	218
17	120	0.2	1	0	1	0	280	285	285	265,7	278	256
18	120	0.2	1.5	0	1	1	283	294	291,6	287	288	278
19	250	0.11	0.5	1	-1	-1	211	200	210	250	188,8	248
20	250	0.11	1	1	-1	0	230,5	223,6	235,9	250	231,9	268,3
21	250	0.11	1.5	1	-1	1	242	265	260	310	271	279,8
22	250	0.14	0.5	1	0	-1	236.5	216,6	226	201	235	200
23	250	0.14	1	1	0	0	271,6	271,6	286	260	250	245
24	250	0.14	1.5	1	0	1	300	284	300	261,4	278	278
25	250	0.2	0.5	1	1	-1	225	225	250	282.5	268,8	278
26	250	0.2	1	1	1	0	260,7	260,7	298	310	305,8	292
27	250	0.2	1.5	1	1	1	303	305	283	330	312	323



Figure.1. Dispositif de mesure de la température de coupe avec thermocouples

Le thermocouple est constitué d'une plaque mince en cuivre d'épaisseur d'environ 0.3 mm, découpée selon la géométrie de la plaquette de coupe et la forme de son logement dans le porte-outil, sur laquelle est soudé un fil de constantan de 0.35 mm de diamètre. Les deux fils de ce thermocouple sont reliés à des bornes en laiton maintenues à température ambiante. Les mesures sont enregistrées sur un thermomètre digital spécial qui nous permet de lire directement la valeur de la température mesurée.

Le thermocouple utilisé de type K (Nickel-Chrome / Nickel-Alumel) est le type de thermocouple le plus courant. Il est peu coûteux, précis ($\pm 1,1 \text{ } ^\circ\text{C}$ ou 0,4%), fiable et possède une large plage de températures allant jusqu'à $1260 \text{ } ^\circ\text{C}$. La plaque de cuivre placée entre le porte outil et la plaquette amovible présente l'avantage d'être ductile afin d'assurer et optimiser le contact thermocouple/plaquette.

Le thermocouple est localisé suffisamment loin de la zone de coupe pour ne pas être influencé par des variations de la zone de contact outil-copeau. Il doit cependant être placé suffisamment près pour avoir le maximum de précision dans l'estimation du flux de chaleur.

Les résultats des essais sont tracés graphiquement pour les différents éléments du régime de coupe en fonction du temps.

2.1. Résultats des essais expérimentaux et discussions:

Les essais d'usinage sur l'acier SAE1030 en utilisant deux types de plaquettes revêtues avec différents types de revêtement KC810 (TiN+Ti(C,N)+TiN) et KC910 (TiC+Al₂O₃), nous a permis de mesurer la température moyenne de coupe en fonction des différents paramètres de régime de coupe. Les résultats de l'évolution de la température sont tracés graphiquement en fonction du temps afin de pouvoir élucider l'influence des paramètres de coupe sur la température.

2.1.1 Influence de la vitesse de coupe sur la variation de la température.

Les résultats de l'évolution de la température mesurée lors des essais d'usinage pour les différentes valeurs de la vitesse de coupe afin de vérifier son influence sur la température générée en fonction du temps pour les deux types de plaquettes (KC810 & KC910) sont représentés sur les figures (Fig.2, Fig.3 et Fig.4)

L'analyse des graphiques des résultats de l'évolution de la température montre que la température de coupe est fortement influencée par la vitesse de coupe.

La Figure.2 montre que la quantité de chaleur transmise par les plaquettes KC910 est plus important que celle transmise par les plaquettes KC810 ; où nous avons enregistré pour une vitesse de coupe $VC=250$ m/min et une durée d'usinage de 100 Secondes des température de l'ordre de 250°C (fig.2-a), et à 60 Secondes pour les fig.2-b & fig.2-c ; $T= 250^{\circ}\text{C}$ et 310°C respectivement, or que les plaquettes KC810 dans les mêmes conditions ont transmis des température de l'ordre de 211°C à 100 secondes d'usinage et 230°C et 242°C pour une durée de 60 Secondes d'usinage.

Cependant ; la seconde série représentée sur la Figure.3 montre que les plaquettes KC810 ont transmis des températures élevées que celle transmis par les plaquettes KC910 surtout avec $VC =250$ m/min, or pour une durée de 60 secondes d'usinage ; nous avons enregistré des températures de l'ordre de 236°C pour KC810 et 201°C pour KC910 (Fig.3-a), $271,6^{\circ}\text{C}$ (KC810) et 260°C (KC910), 300°C (KC810) & 261°C (KC910) [fig.3-b]

L'analyse des courbes de la figure.4 montre que les températures enregistrées pour les plaquettes KC910 sont élevées par rapport à celles enregistrées pour les plaquettes KC810, on remarque aussi que les températures ont marquées une hausse importante où elles ont dépassées les 300°C pendant une durée de 60 secondes d'usinage.

La vitesse de coupe avait un impact important sur la température mesurée ainsi que le comportement de transfert de la température, il est à noter que la température de coupe augmente en concordance avec l'augmentation de la vitesse de coupe.

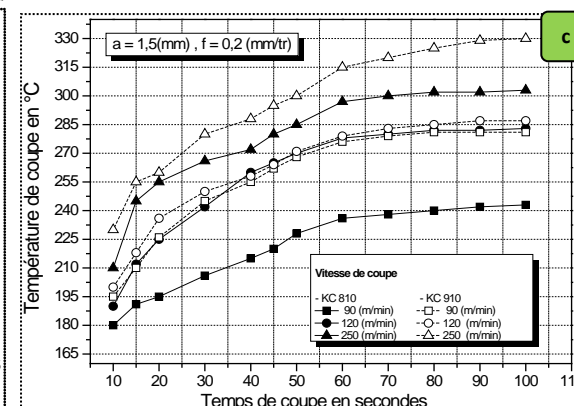
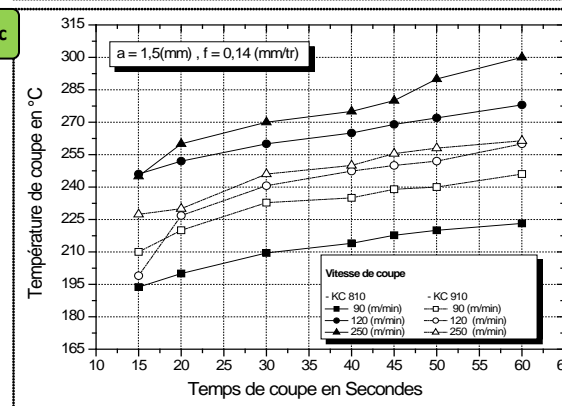
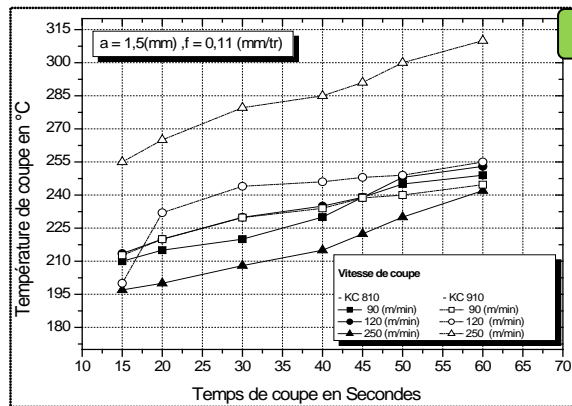
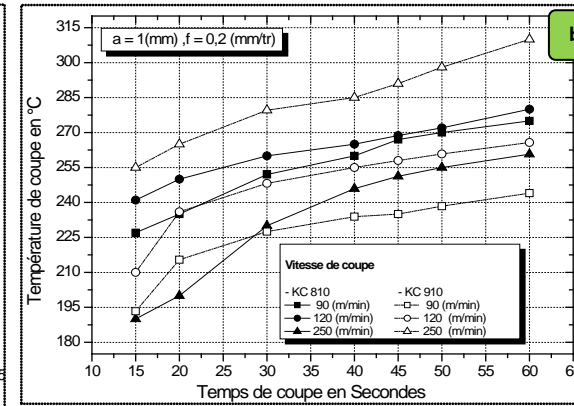
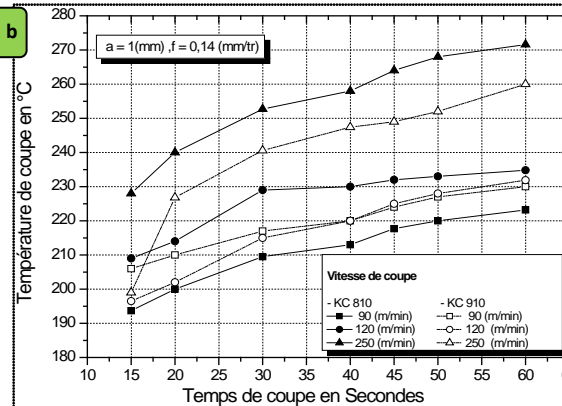
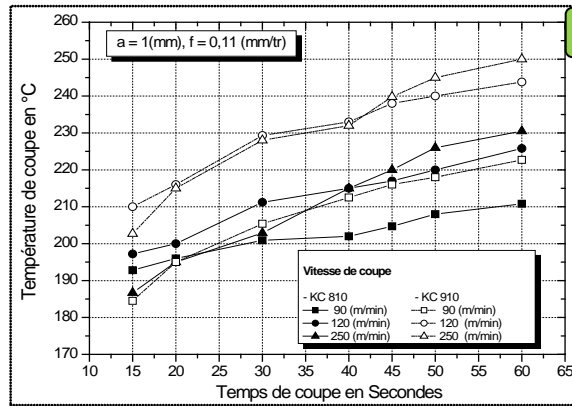
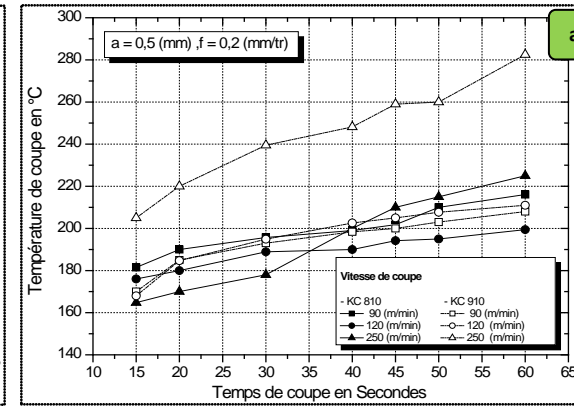
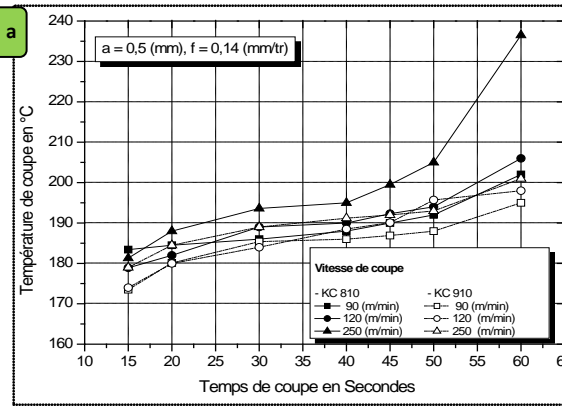
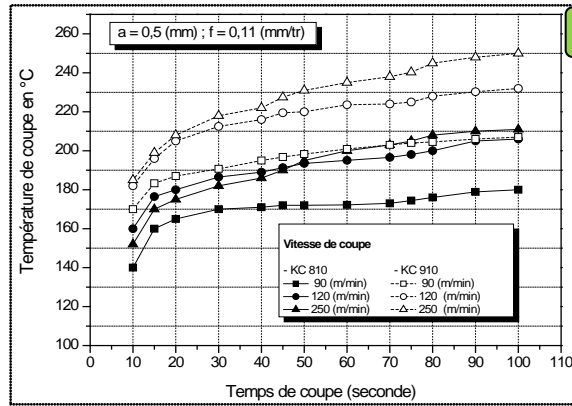


Fig.2. Variation de la température de coupe en fonction du temps pour les différentes vitesses de coupe, avec $f = 0.11$ (mm/tr)

Fig.3. Variation de la température de coupe en fonction du temps pour les différentes vitesses de coupe, avec $f = 0.14$ (mm/tr)

Fig.4. Variation de la température de coupe en fonction du temps pour les différentes vitesses de coupe, avec $f = 0.2$ (mm/tr)

2.1.2. Influence de la profondeur de passe sur la variation de la température

La variation de la température pour les différentes profondeurs de passe en fonction du temps et des paramètres de coupe (vitesses coupe et d'avance) pour les deux types de plaquettes utilisées (KC810et KC910) est représentée dans les figures ci-dessous (Fig.5, Fig.6 et fig.7).

La figure 5 montre que la température mesurée avec les plaquettes KC910 est plus élevée que celle mesurée avec les plaquettes KC810 pour tous les éléments du régime de coupe, et indique que la température de coupe augmente avec l'augmentation de la profondeur de passe.

La même remarque peut être fait pour les autre paramètres, pour une avance de 0.11 mm/tr on remarque que les deux plaquettes se sont comportés de la même manière et ont le même comportement thermique, cependant pour une avance de 0.2 mm/tr on remarque que les plaquettes KC810 s'échauffent plus rapidement que les plaquettes KC910.

On remarque ici que la température varie toujours de manière progressive avec l'augmentation de la profondeur de passe et que le comportement des deux plaquettes testées est identique pour les mêmes conditions de coupe, avec un léger échauffement des plaquettes KC910 par rapport aux plaquettes KC810

Les plaquettes KC810 montrent un comportement plus résistant à la chaleur dans l'essai de la figure 7.a avec échauffement inférieur par rapport aux plaquettes KC910. Nous remarquons que la température de coupe est toujours fortement influencée par la vitesse de coupe, ce qui explique l'augmentation de la température pendant le temps pour tous les essais de coupe avec les différents éléments du régime de coupe pour les deux types de plaquettes utilisées.

On remarque qu'il y'a une différence de la température enregistrée pour les deux plaquettes d'environ 50°C, où les températures les plus élevées sont, la plus part des temps, enregistrées pour les plaquettes KC910.

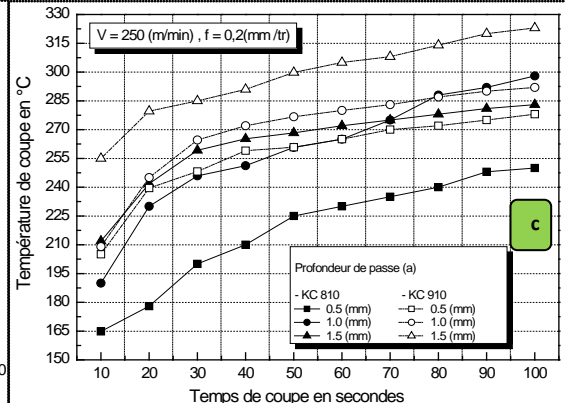
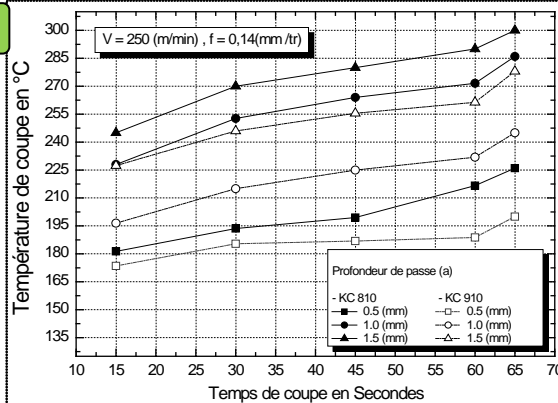
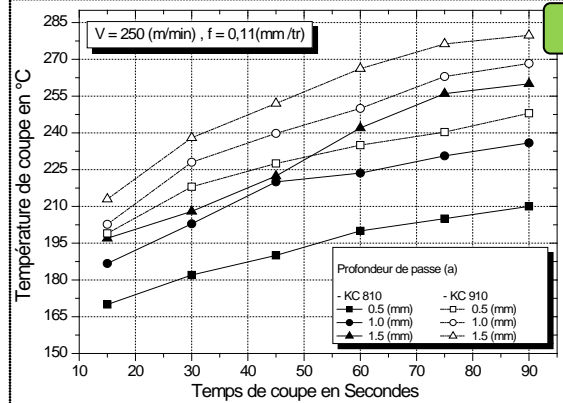
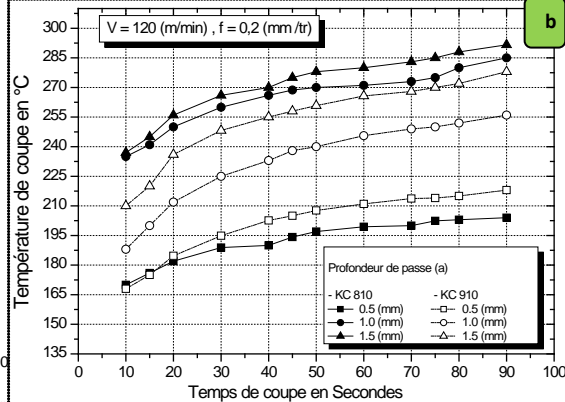
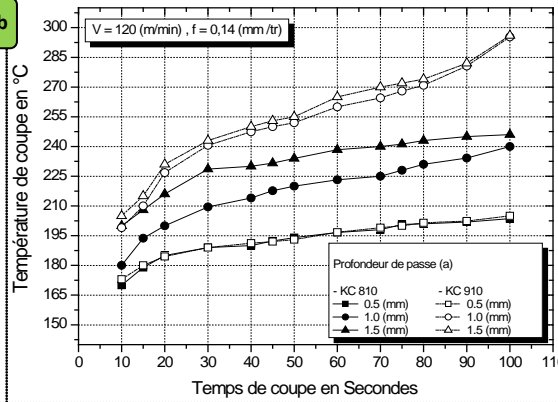
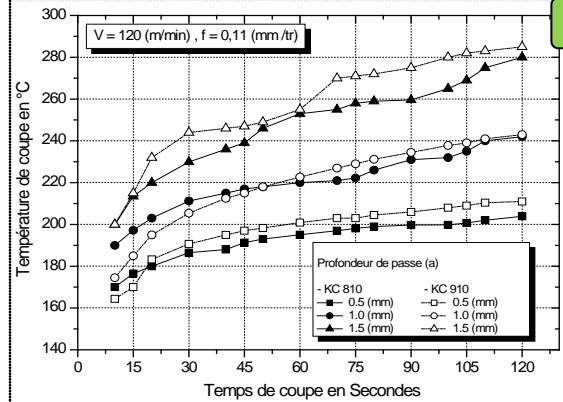
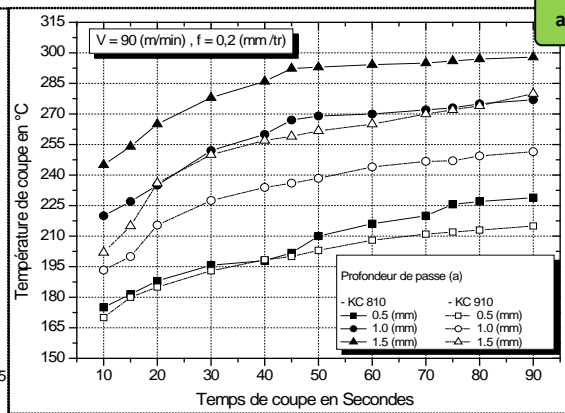
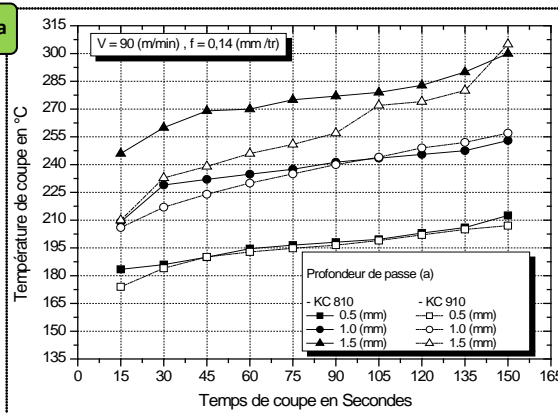
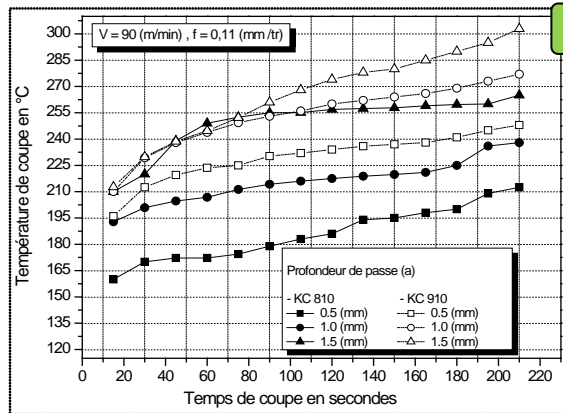


Fig.5. Variation de la température de coupe en fonction du temps pour les différentes profondeurs de passe, avec $f = 0.11$, (mm/tr)

Fig.6. Variation de la température de coupe en fonction du temps pour les différentes profondeurs de passe, avec $f = 0.11$ (mm/tr)

Fig.7. Variation de la température de coupe en fonction du temps pour les différentes profondeurs de passe, avec $f = 0.20$ (mm/tr)

2.1.3. Influence de l'avance sur la variation de la température.

La variation de la température pour les différentes avances en fonction du temps et des paramètres de coupe (vitesse et profondeur de passe) pour les deux types de plaquettes utilisées (KC810 et KC910) est représentée dans les figures ci-dessous (Fig.8, Fig.9 et fig.10).

On remarque que la température de coupe augmente avec l'augmentation de l'avance par tour, avec une légère influence de la profondeur de passe, et du type de la plaquette utilisée, les plaquettes KC810 montrent une élévation de la température supérieure à celles KC910 pour les grandes avances.

L'analyse des figures de la température (de 2 à 10) a montré que l'influence la plus marquée sur la température est celle de la vitesse de coupe, la température augmente en concordance avec l'augmentation de la vitesse de coupe, suivie par l'avance et finalement la profondeur qui vient en troisième classe d'influence. Ce degré d'influence a été justifié par le fait qu'avec l'augmentation de la vitesse de coupe et de l'avance, la température augmente dans la zone de coupe. La faible influence de la profondeur de passe s'explique par le fait que l'augmentation de la surface de contact améliore les conditions d'évacuation de la chaleur de la zone de coupe.

Le procédé d'enlèvement de copeau conduit à la création des efforts normaux et de cisaillement très élevés, un coefficient de frottement élevé et à la génération d'une grande quantité de chaleur à l'interface outil – copeau lors de la formation du copeau. Cette grande quantité de chaleur fait naître des températures élevées dans la zone de coupe.

2.1.4. Synthèse des essais expérimentaux de température

Les graphiques de mesure de la température de coupe indiquent que la température de l'outil évolue et augmente en concordance avec l'augmentation des paramètres de coupe (vitesse de coupe, vitesse d'avance et profondeur de coupe). La vitesse de coupe semble être le paramètre le plus important et le plus influençant dans l'évaluation de la hausse de température.

L'analyse des résultats de température a montré que l'impact le plus marqué sur la température est lié à la vitesse de coupe, la température évolue en harmonie avec l'augmentation de la vitesse de coupe, suivie de l'avance et enfin de la profondeur de passe pour les deux types de plaquettes, ce qui nous permet de conclure que les deux types de revêtements n'ont pas eu d'impact majeur sur la dissipation de la chaleur lors du processus d'usinage et n'ont pas donné de résultats satisfaisants en terme de résistance thermique et donc de protection contre les températures de coupe élevées.

Ceci conduit à conclure que le revêtement n'a pas d'influence significative sur le comportement thermique de l'outil lors d'un processus d'usinage continu en tournage. Ce résultat est en accord avec les recherches expérimentales faites par Rech et al. [4].

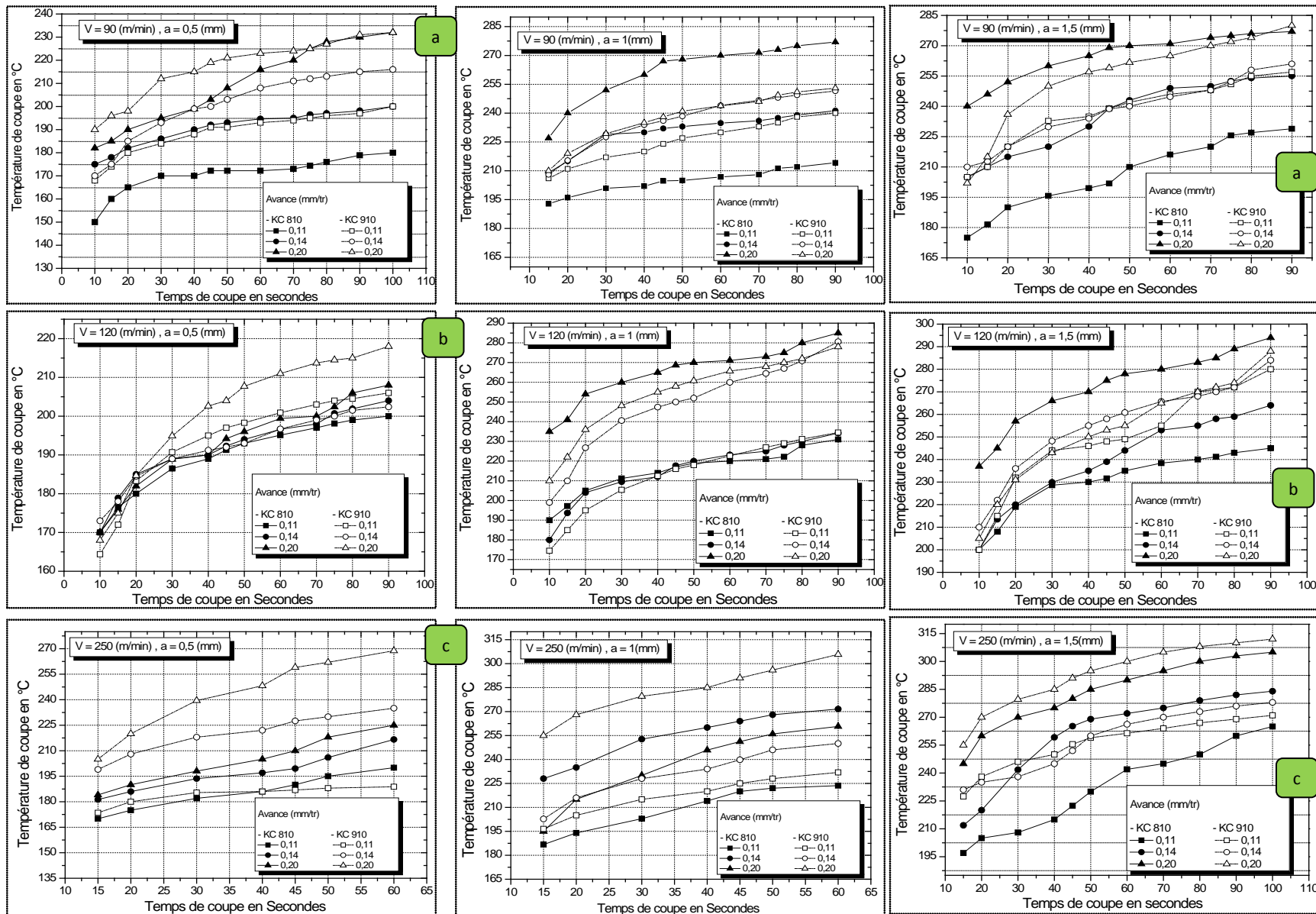


Fig.8. Variation de la température de coupe en fonction du temps pour les différentes profondeurs de passe, avec $ap=0.5$, (mm)

Fig.9. Variation de la température de coupe en fonction du temps pour les différentes profondeurs de passe, avec $ap=1$ (mm)

Fig.10. Variation de la température de coupe en fonction du temps pour les différentes profondeurs de passe avec $ap=1.5$ (mm)

En effet, on peut conclure que les revêtements influence principalement la quantité de chaleur produite à l'interface et la zone de contact outil-copeau, mais les revêtements n'ont aucune influence sur la répartition de la chaleur entre le substrat et le corps du copeau pendant les opérations de tournage.

Il a été indiqué aussi que la température de coupe augmente progressivement avec l'augmentation de la vitesse de coupe pour toutes les combinaisons de paramètres de coupe, ce qui confirme l'effet significatif de la vitesse de coupe sur la variation de température et le transfert de chaleur à l'interface outil-copeau et par conséquent sur le comportement à l'usure et la durée de vie des outils de coupe en favorisant le phénomène d'endommagement thermique, de diffusion et d'adhérence qui influent négativement sur les surfaces finies de la pièce.

Il est à noter que la température augmente rapidement dans les premières secondes du processus de coupe (140 °C pendant les 10 premières secondes puis 160 °C à 15 secondes d'usinage) ($V = 90$ (m / min), $a = 0,5$ (mm) et $f = 0,11$ (mm / tr)) en raison de la surface de contact importante et de la haute pression exercée par l'outil de coupe sur la pièce, alors il prétend devenir assez stable avec un taux d'augmentation plus faible (170 °C 30 Sec et 180 °C à 100 Sec d'usinage ($V = 90$ (m / min), $a = 0.5$ (mm) et $f = 0.11$ (mm / tr)), avec le détachement de copeau qui absorbe une quantité importante de température dissipée.

Les profils de température indiquent que la température augmente dans au fur et à mesure avec l'augmentation de la vitesse de coupe, ce qui pourrait être lié à la longueur de contact outil-copeau et à l'épaisseur de copeau, qui diminue avec la vitesse et augmente avec la profondeur de passe. En outre, quand la vitesse de coupe augmente, le gradient de température dans la plaquette de coupe devient abrupt davantage au fur et à mesure que la chaleur est emportée avec le copeau.

3. Usure des outils de coupe :

3.1. Procédure expérimentale:

La méthode de TAGUCHI est appliquée dans le cadre de la réalisation des essais expérimentaux de notre travail de thèse. Une des contributions majeures de Dr. TAGUCHI est d'avoir vulgarisé les techniques de planification des expériences en proposant une panoplie de plans standard auxquels sont associés des dispositifs pratiques. Cette méthode se concentre avant tout à minimiser les variations autour de la valeur de consigne.

- *Éléments de régime de coupe :*

- Vitesses de coupe : $V_c = 120 - 250$ (m/min).
- Avances par tour : $f = 0.11 - 0.2$ (mm/tr).
- Profondeurs de coupe : $ap = 1 - 1.5$ (mm).

3.2. Résultats, Interprétations et discussions:

Les expériences réalisées, ont permis de déterminer les résultats suivants :

- Les profils de l'évolution de l'usure.
- La durée de vie des deux types de plaquettes de coupe utilisées.

Les résultats obtenus du plan des expériences (Tableau.2) sont représentés et tracés graphiquement sur les Figures.11 à 13 pour l'usure en cratère et les Figures.14 à 17 pour l'usure en dépouille.

Tableau. 2. résultats d'usure en cratère et en dépouille obtenus pour les deux types de plaquettes selon le Concept de TAGUCHI de planification des expériences.

Test No.	Paramètres de coupe			Valeurs mesurées à $t = 35$ min				Valeurs de V_b max obtenues au dernier stade de la durée de vie			
				KC 810		KC 910		KC 810		KC 910	
	V (m/min)	f (mm/tr)	a (mm)	KT (mm)	VB_{max} (mm)	KT (mm)	VB_{max} (mm)	Temps (min)	VB_{max} (mm)	Temps (min)	VB_{max} (mm)
E1	120	0.11	1	0.011	0.075	0.039	0.215	125	0,562	93	0,543
E2	250	0.11	1.5	0.121	0.114	0.089	0.599	142	0,529	35	0,599
E3	250	0.2	1	0.13	0.145	0.027	0.346	155	0,546	129	0,523
E4	250	0.11	1	0.107	0.109	0.024	0.409	228	0,550	198	0,522
E5	120	0.11	1.5	0.021	0.198	0.242	0.337	94	0,513	82	0,531
E6	120	0.2	1.5	0.022	0.307	0.041	0.412	97	0,519	55	0,524
E7	250	0.2	1.5	0.112	0.253	0.049	0.396	125	0,512	59	0,542
E8	120	0.2	1	0.038	0.091	0.25	0.45	115	0,546	37	0513

3.2.1. Usure en Cratère :

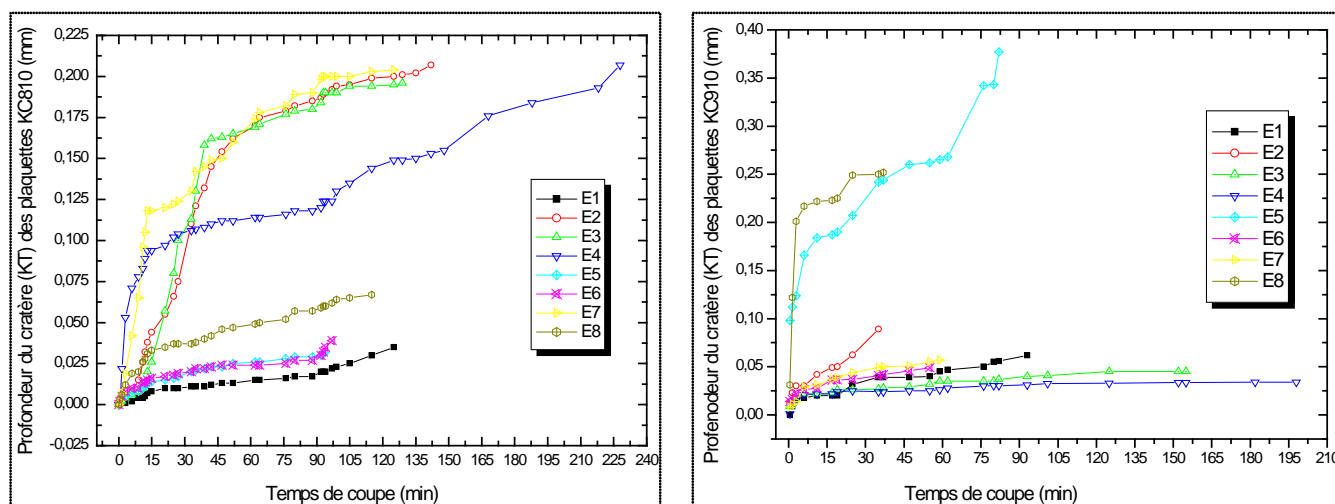


Fig.11. Évolution de la profondeur du cratère KT en fonction du temps pour les huit combinaisons du plan des expériences, pour les plaquettes KC810 & KC910.

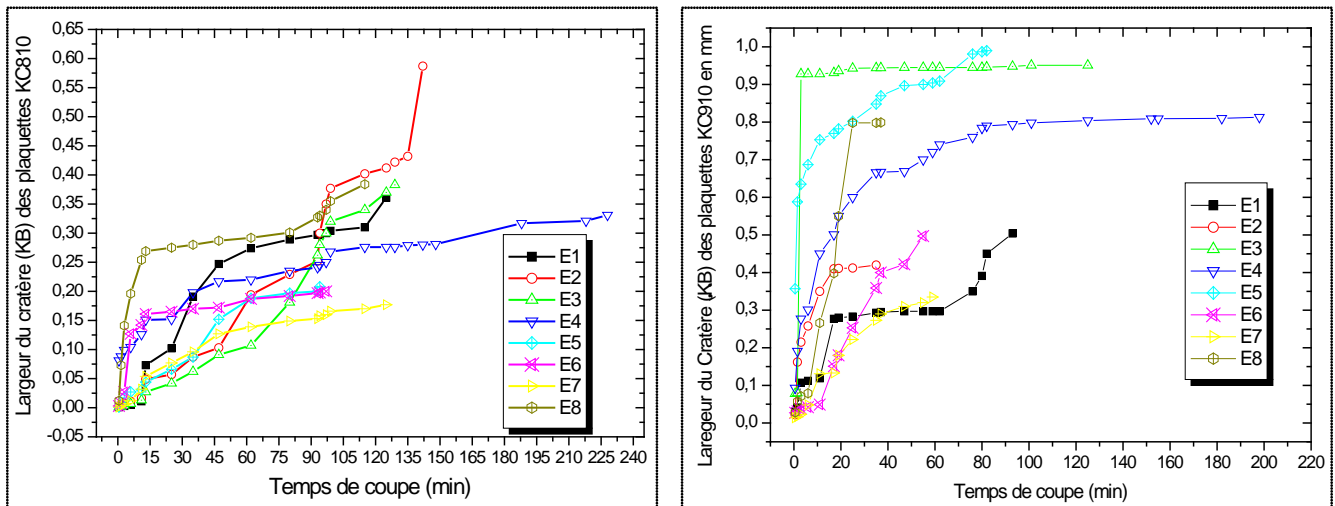


Fig.12. Évolution de la largeur du cratère KB en fonction du temps pour les huit combinaisons du plan des expériences, pour les plaquettes KC810 & KC910..

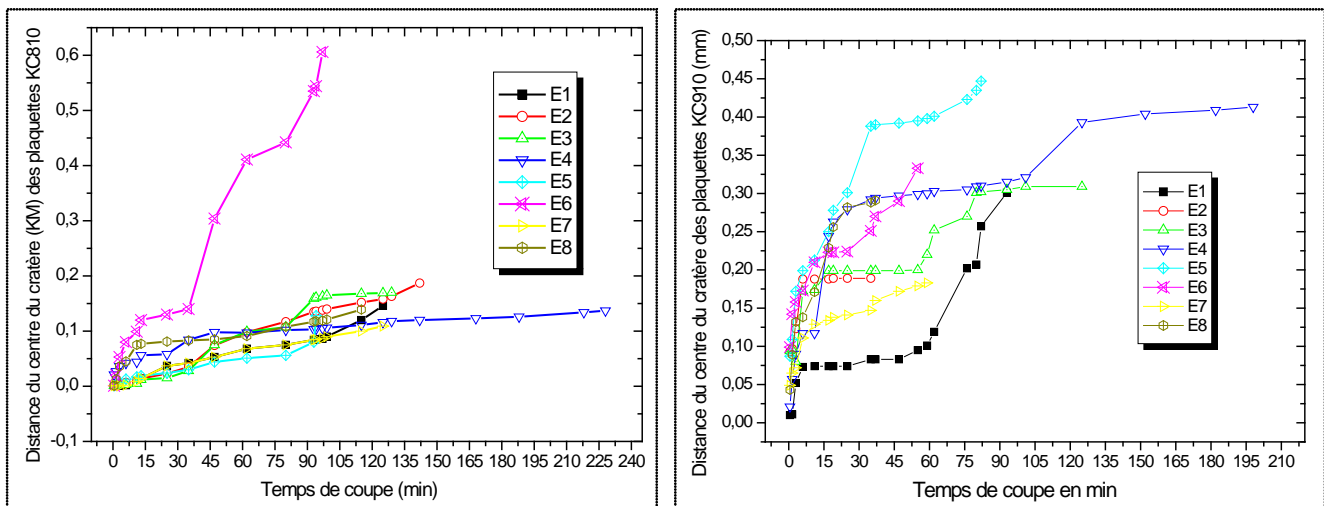


Fig.13. Évolution de la distance du centre du cratère KM en fonction du temps pour les huit combinaisons du plan des expériences, pour les plaquettes KC810 & KC910.

Les résultats obtenus montrent que le profil d'évolution de l'usure est très discontinu avec deux ou trois phases bien distinctes ; celles-ci apparaissent sur les courbes d'évolution de l'usure sous forme de deux ou trois arcs de pentes très différentes. Le suivi de l'usure en fonction du temps a permis de déterminer les valeurs des durées de vie de chaque arrête de coupe.

L'usure en cratère (figure11, 12 et 13) caractérisée par KT représentée dans les graphes de la figure.11 évolue d'une façon rapide pour atteindre enfin la troisième zone (zone d'usure accélérée) sans passer par la zone linéaire excepté l'expérience N°4 qui montre un comportement linéaire pour le KT des plaquettes KC910 (fig.11) et le KM des plaquettes KC810 (fig.13).

On remarque que la largeur du cratère des plaquettes KC810 se manifeste de manière progressive, cependant ; nous remarquons que le comportement des plaquettes KC910 est différent ; où nous avons noté que la largeur du cratère évolue rapidement dans les premières minutes d'usinage ensuite elle tend à devenir quasi-stable.

3.2.2. Usure en Dépouille :

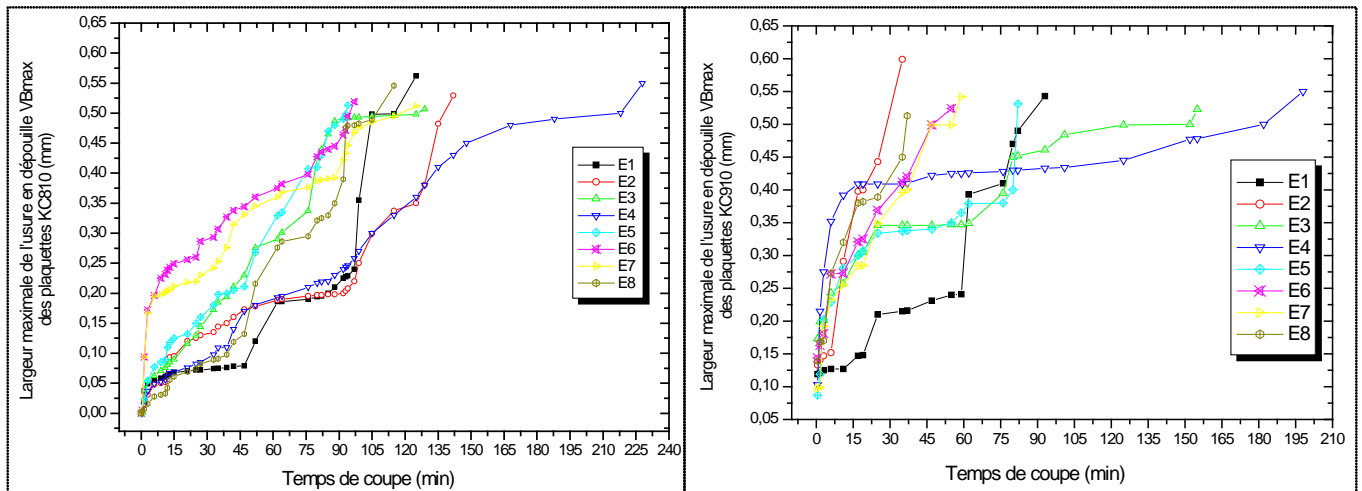


Fig.14. Evolution de la largeur maximale de l'usure en dépouille (VBmax) en fonction du temps pour les huit combinaisons du plan des expériences, pour les plaquettes KC810 & KC910.

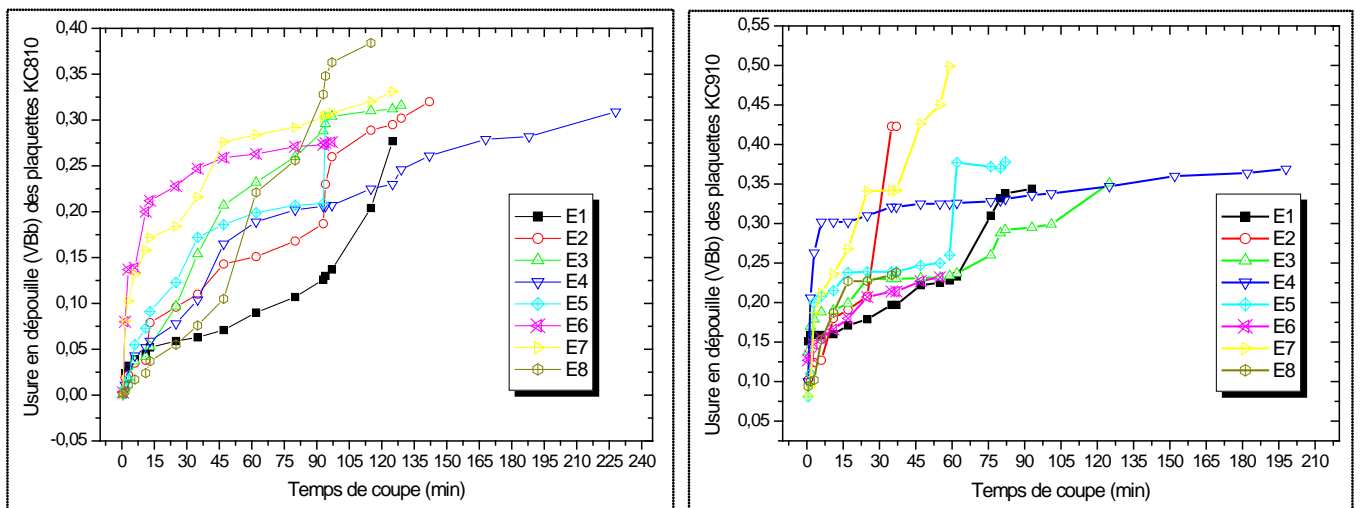


Fig.15. Evolution de la largeur moyenne de l'usure en dépouille (VBB) en fonction du temps pour les huit combinaisons du plan des expériences, pour les plaquettes KC810 & KC910.

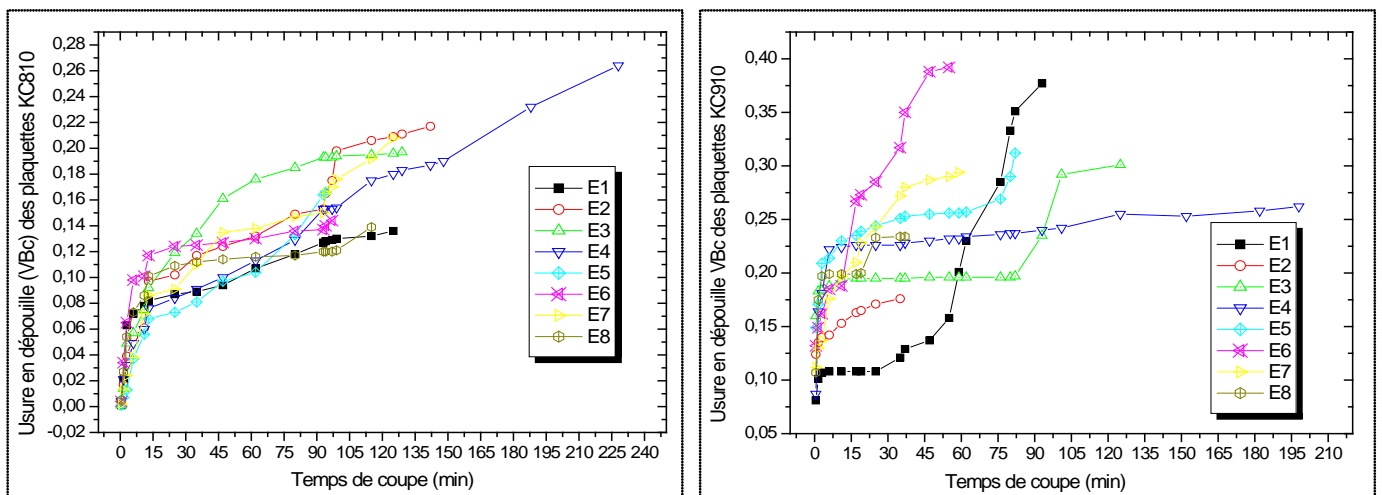


Fig.16. Evolution de la largeur de l'usure en dépouille à la pointe de l'outil (VBc) en fonction du temps pour les huit combinaisons du plan des expériences, pour les plaquettes KC810 & KC910.

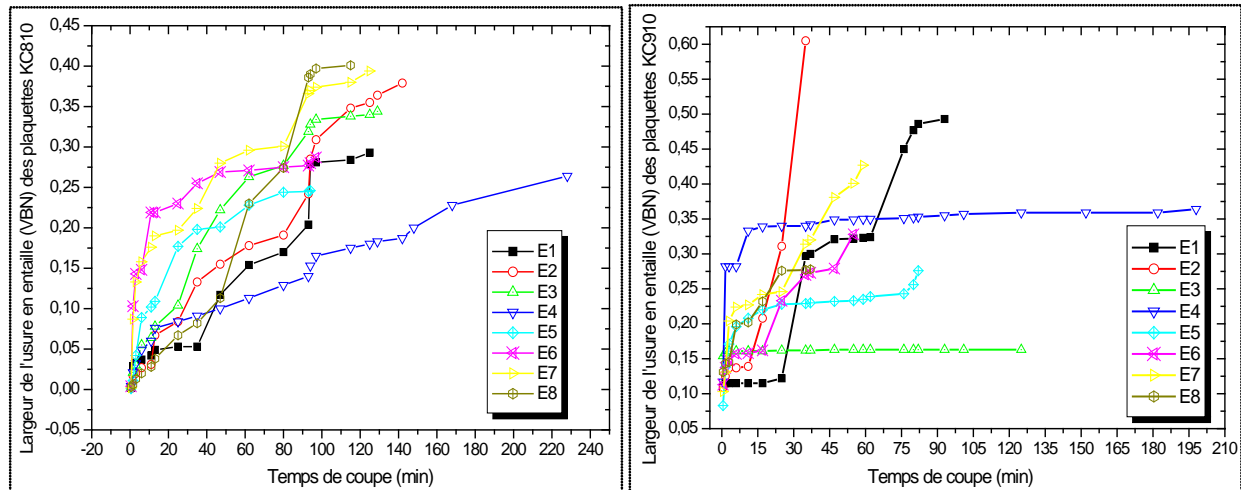


Fig.17. Evolution de l'usure en entaille (VBN) en fonction du temps pour les huit combinaisons du plan des expériences, pour les plaquettes KC810 & KC910.

Les valeurs de la durée de vie (T) des deux plaquettes testées sont définies par l'usure en dépouille qui est caractérisée par VB_{max} représentée sur les graphes des figure14 à 17 (VB_{max} , VB_b , VB_c et VB_n) et le tableau2 ; la meilleure durée de vie, $T=228$ min, a été enregistrée par les plaquettes KC810 essai N°4 avec $V_c=250$ m/min, $a=1$ mm et $f=0,11$ mm/tr ; cependant la plus petite durée de vie a été enregistrée par les plaquettes KC910, $T=35$ min, pour $V_c=250$ m/min, $a=1,5$ mm et $f=0,11$ mm/tr .

Il est à noter que l'usure en dépouille se manifeste d'une manière progressive et accélérée aux premiers stades (Rodage des surface de contact) ensuite elle tend à se stabiliser pendant un certain temps ; (Durée de vie effective des outils) pour reprendre ensuite l'évolution rapide pour atteindre les stades avancée de l'usure (défaillance de l'outil, rupture brutale, VB_{max})

Nous remarquons aussi que l'évolution de l'usure des plaquettes KC910 est plus intense que celle des plaquettes KC810 (voir les pentes des différents critères d'usure en dépouille)

L'analyse des résultats a montre que le profil d'usure est en générale identique pour toutes les plaquettes et ceci est presque valable pour tous les essais effectués, tout en notant que l'allure de la forme d'usure est presque la même pour tous les essais effectués. L'usure suivant la surface en dépouille principale et auxiliaire est importante par rapport à l'usure en cratère et peut influencer fortement l'usure générale de l'outil.

3.3. Observations microscopiques de la morphologie de l'usure

Une observation microscopique serait plus intéressante et plus pratique pour le suivie de la morphologie de l'usure VB et KT en fonction du temps et à différents paramètres de coupe.

Les Figure.18 et 19 montrent les micrographies de l'usure en cratère des plaquettes KC810 et KC910 à différents stades de l'opération d'usinage.

Nous avons constaté que l'usure en cratère des plaquettes KC910 est plus importante pour que des plaquettes KC810. Lors de l'observation optique du mode de dégradation du bec des plaquettes KC910 nous avons remarqués que l'usure est visible sur les deux faces de l'outil (face d'attaque et face de dépouille), par contre, pour les plaquettes KC810, nous remarquons que l'usure se manifeste beaucoup plus sur la face de dépouille. (Figure.20).

La face d'attaque pour les plaquettes KC810 s'use moins par rapport à la face d'attaque des plaquettes KC910. La face de coupe s'use par l'apparition d'un cratère qui s'élargit progressivement. (Figure.18, 19). Des stries (pics) (Figure 20 ; 21) ont été observées sur une partie de la zone de l'usure dont le profil n'est pas régulier ainsi qu'une entaille située à une distance du bec de la plaquette, c'est le cas de la face de dépouille auxiliaire. La forme de l'usure observée sur la surface de dépouille diffère de celle observée sur la face de coupe de l'outil, cela est dû au fait que cette face ne participe pas à la formation du copeau.

Le suivi de l'usure des deux types de plaquettes testées montre qu'en premier lieu, la couche superficielle du revêtement commence à se détacher par endroits différents sur la surface de dépouille et sur la surface d'attaque, ensuite l'usure progresse après un début d'écaillage et le substrat commence à s'altérer progressivement. Au bout d'un certain temps de travail, l'adjonction du cratère aux bandes d'usure en dépouille provoque l'effondrement de l'arête tranchante et celui du bec de l'outil et conduit à la défaillance et l'usure totale de l'outil de coupe.

Avec des vitesses de coupe relativement élevées le mécanisme d'usure est compliqué en raison des forces de coupe et des températures élevées sur la zone de contact. L'augmentation de la vitesse de coupe conduit à la diminution de l'intensité de l'usure adhésive. Par conséquent, les forces de coupe deviennent suffisamment importantes pour rendre la partie cisailée instable.

Ainsi que, la température élevée favorise l'usure par diffusion, la fatigue thermique et les thermo-fissures. A cette condition, en raison de la température de coupe élevée, l'usure par diffusion et par fissuration sous l'effet de la fatigue thermique aura lieu. Car la coupe est fréquemment interrompue, de nombreuses fissures courtes sont souvent observées dans l'outil, ces fissures sont créées par l'altération expansion – contraction des couches superficielles de l'outil, car elles sont chauffées au cours de la coupe et sont refroidies par conduction dans le corps de l'outil durant les intervalles entre les coupes.

A la vitesse 90 m/min, l'usinage se fait sans difficulté. L'usure sur la surface en dépouille est régulière, elle se manifeste au début par l'apparition d'une bande striée et brillante. Avec l'augmentation du temps d'usinage, la valeur de VB augmente, le copeau est continu. On remarque à cette vitesse de coupe une stabilité du système usinant. L'usure en cratère se manifeste par une petite cuvette sur la surface d'attaque dès les premières minutes d'usinage et elle s'élargie avec le temps (Figure.18).

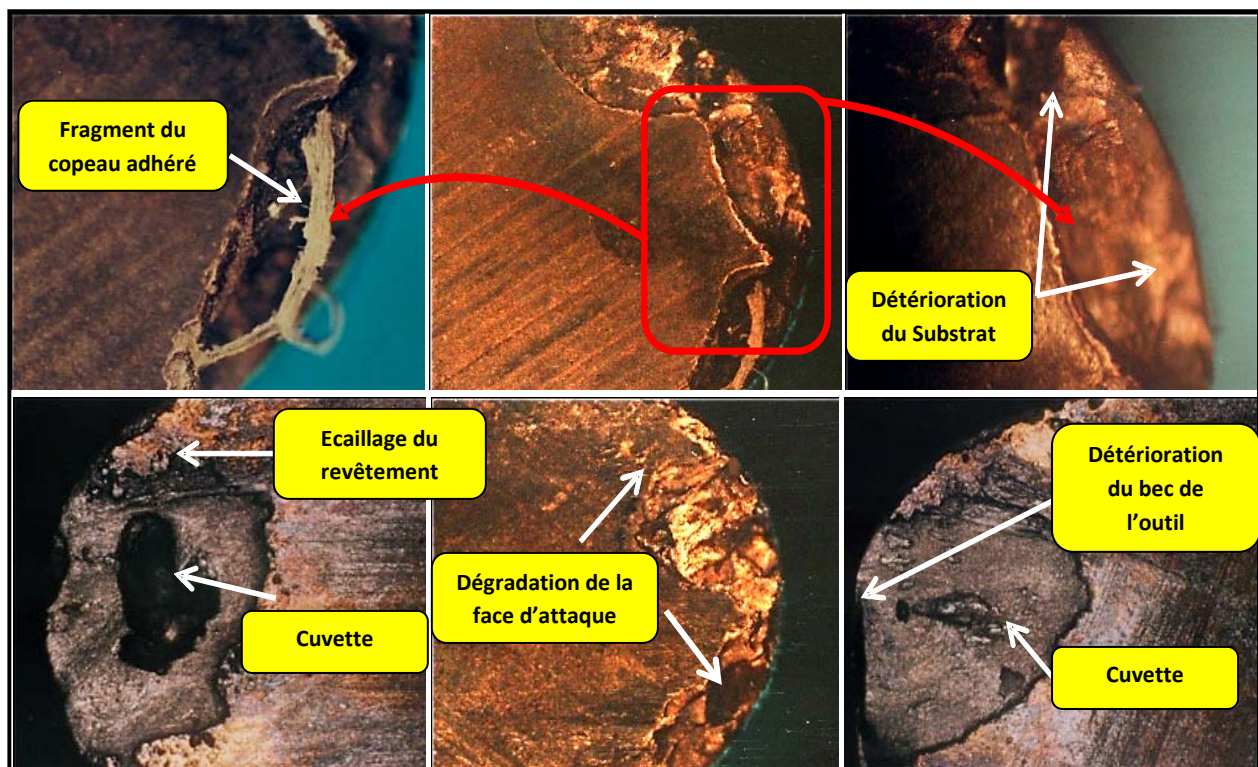
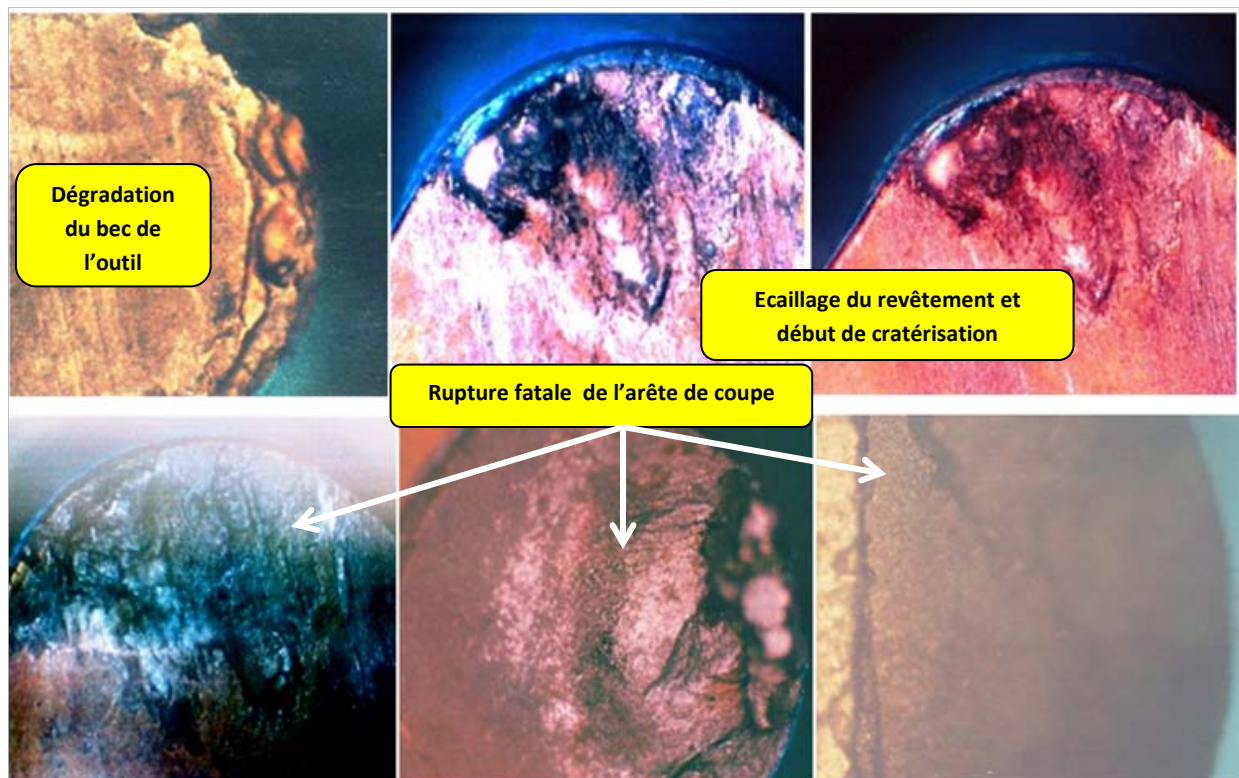


Fig.18. Observations microscopiques des profils de l'usure en cratère des plaquettes KC810 revêtues en TiN+Ti(C,N)+TiN

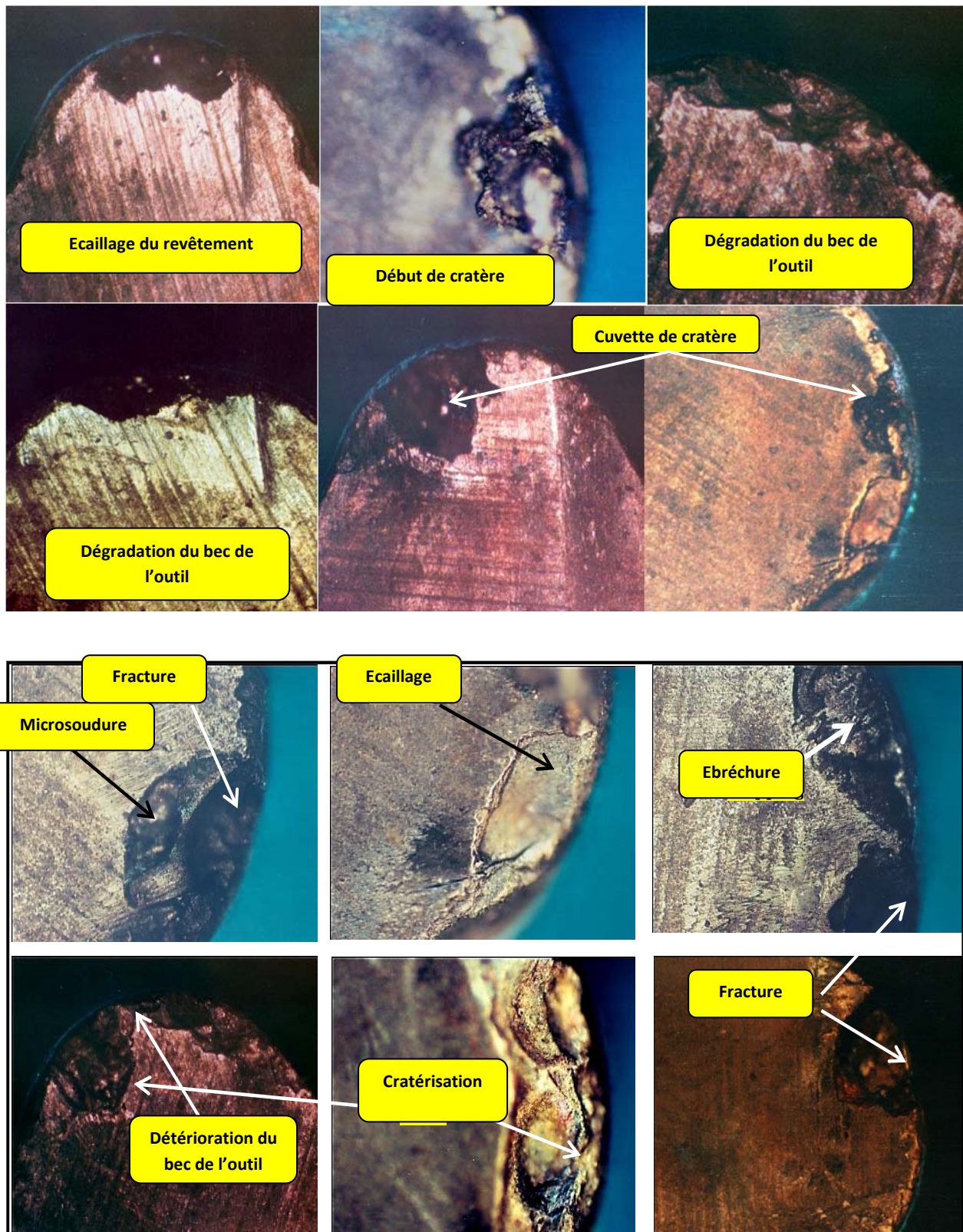


Fig.19. Observations microscopiques des profils de l'usure en cratère des plaquettes KC910 revêtues en TiC+Al₂O₃

Avec l'augmentation de la vitesse de coupe, les sollicitations mécaniques et thermiques sur l'arête de coupe augmentent, on remarque après un certain temps d'usinage formation sur la surface de dépouille des petites cannelures, celles-ci sont générées suivant le sens de la direction de la vitesse de coupe, ensuite l'usure VB évolue et augmente de largeur et devient irrégulière. Après ; on observe l'apparition d'écaillages sur la surface d'attaque de l'outil suite aux contraintes élevées générées du processus de coupe. L'évolution rapide de VB et KT conduisent à la fin à l'effondrement du bec de l'outil.

A la vitesse de 120 m/min, l'usinage au début est caractérisé par une stabilité, pas d'écaillage de la plaquette sur la surface en dépouille et en cratère, le copeau obtenu est continu de couleur bleue. Ensuite et après 20 minutes d'usinage l'usure en dépouille se manifeste par l'apparition d'une bande régulière. On remarque que lorsque VB augmente la largeur et les dimensions du cratère s'élargissent aussi. A la fin de l'usinage, l'usure VB devient irrégulière avec l'apparition d'un petit effondrement sur la pointe de l'outil.

A la vitesse de 250 m/min ; après 10 min d'usinage, on observe que le chanfrein de la plaquette subit une usure accentuée provoquée par l'élévation de la température et aussi un écaillage sur la surface d'attaque. Après 35 min, on remarque un petit effondrement du bec de l'outil. La fin de l'usinage est marquée par un écaillage sur la surface d'attaque, qui s'élargit dans la direction de la diagonale de la plaquette. A cette vitesse aussi, on remarque sur le flanc de l'outil et à la hauteur de l'usure VB des sillons (cannelures), résultat d'une haute usure abrasive.

Au bout d'un certain temps de travail, l'adjonction du cratère aux bandes d'usure en dépouille provoque l'effondrement de l'arête tranchante et du bec de l'outil, cet endommagement du bec de l'outil contribue à l'élévation de l'effort et de la température de coupe aux interfaces ce qui fait naître des vibrations dans le système usinant ; ces dernières se traduisent sur la surface générée de la pièce par des ondulations et des aspérités accentuées.

Aux faibles vitesses de coupe, avance et profondeur de passe, l'observation par (MEB) a montré que les deux types de plaquettes ont subit une usure progressive et uniforme sur la face de dépouille, ainsi que l'usure par diffusion et oxydation.

on peut remarquer la présence de microsoudures et collage des copeaux et du matériau usiné sur les faces d'attaque et de dépouille des plaquettes pour les vitesses réduites, or ce phénomène sera dépassé avec les gammes de vitesses élevées où la zone de et le temps de contact à l'interface outil-copeau seront réduits ce qui réduit la possibilité du collage des micro-copeaux détachés de la pièce sur l'arête tranchante de l'outil lors du procédé de coupe.

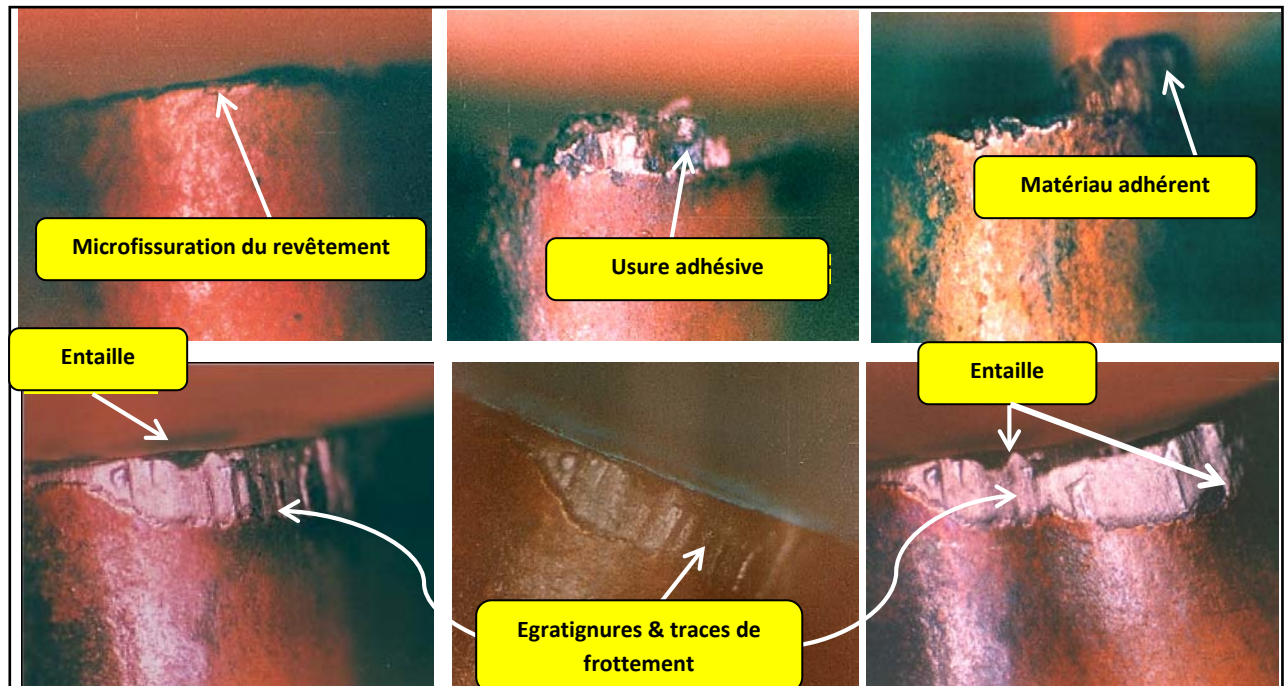


Fig.20. Observations microscopiques des profils de l'usure en dépouille des plaquettes KC810 revêtues en TiN+Ti(C,N)+TiN

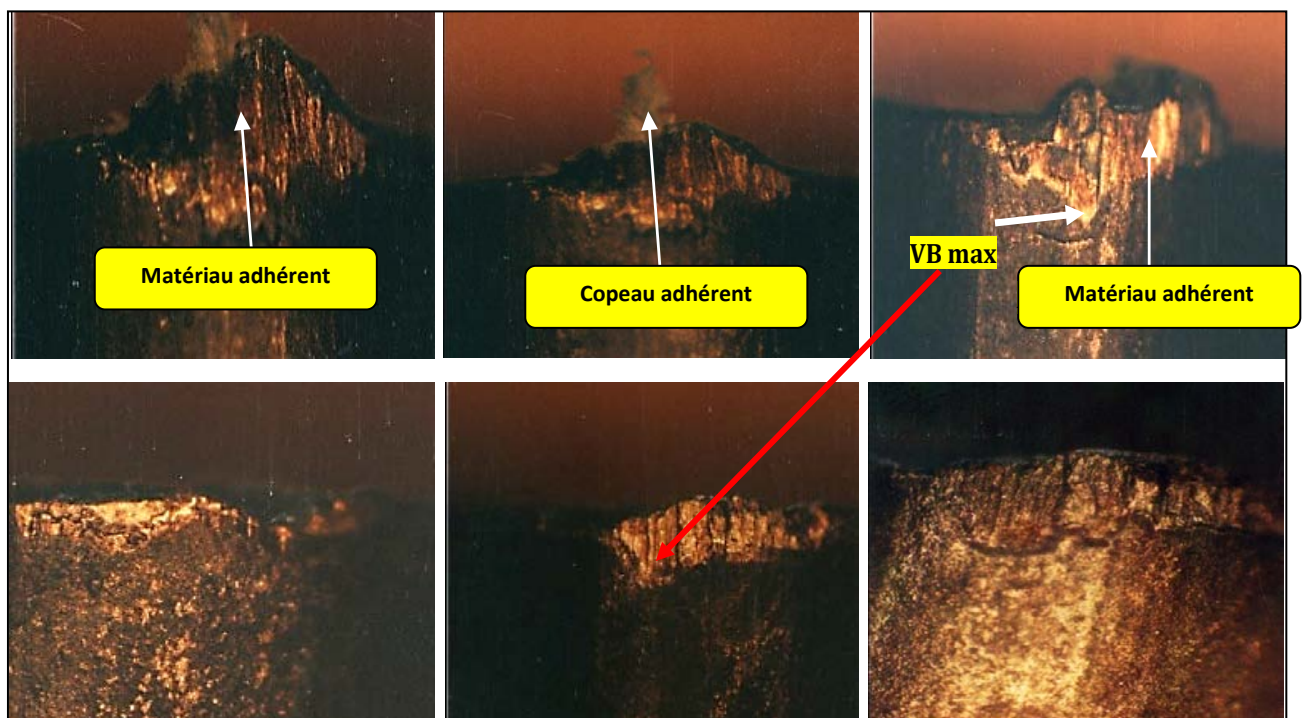


Fig.21. Observations microscopiques des profils de l'usure en dépouille des plaquettes KC910 revêtues en TiC+Al₂O₃

L'usure en dépouille observée sur l'arrête tranchante formant des pics d'usure beaucoup plus importants que les traces en cratère (Figures 18 à 21).

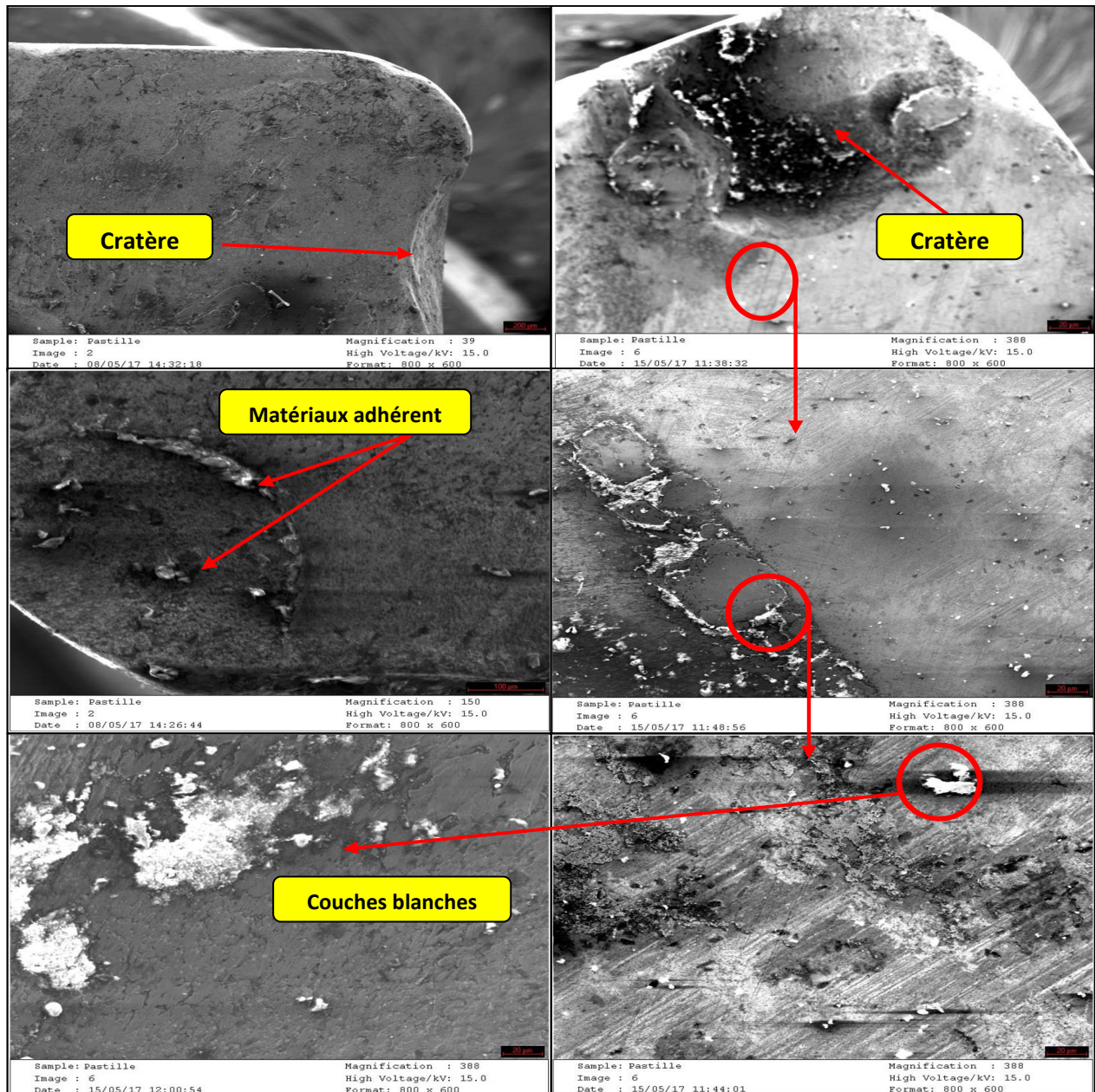


Fig.22. Imagerie MEB de l'usure en cratère, et apparition des couches blanches sur la face de coupe

Les figures 22 montrent le profil de l'usure en cratère observé sous microscope électronique à balayage, on remarque l'adhérence des particules du matériau usiné sur la face de coupe ainsi que la formation d'une couche blanche ; cette couche blanche a une relation directe avec le phénomène de diffusion à l'interface outil-copeau, et peut agir comme élément qui atténue de l'usure de l'outil

Cette couche blanche n'est pas composée ni de carbures ni d'oxydes, cependant elle est formée de la ferrite alliée essentiellement aux particules de chrome, elle est formée par la diffusion du chrome, de la ferrite et du carbone de la pièce vers l'outil de coupe. Ces éléments diffusés sont adhérents à la face de coupe de l'outil en formant une couche blanche qui contribue à la diminution de l'évolution de l'usure et donne par conséquent une durée de vie supplémentaire à l'outil de coupe.

4. Résultats de la modélisation numérique:

L'objectif de cette section est la présentation des résultats du modèle numérique pour le comportement du couple outil-Pièce lors de la formation du copeau ainsi que l'estimation de la température de coupe. Le modèle numérique est résolu en utilisant la méthode des éléments finis sous le code de calcul ABAQUS Explicite, on se basant sur la loi de comportement de Johnson-Cook pour l'étude de la formation du copeau, Les équations de la distribution de la température et du flux de chaleur à l'interface outil-copeau sont implémentées dans un programme de calcul développé sous FORTRAN pour déterminer l'évolution de la température de coupe.

4.1. Géométrie et conditions aux limites

La figure 23 présente les conditions aux limites et la géométrie de l'outil de coupe et la pièce utilisés pour la modélisation du comportement thermomécanique lors du procédé de tournage, nous avons pris en compte trois vitesses de coupe différentes (90, 120 et 250 m/min). Ce modèle géométrique a été modélisé en utilisant le code Abaque explicite.

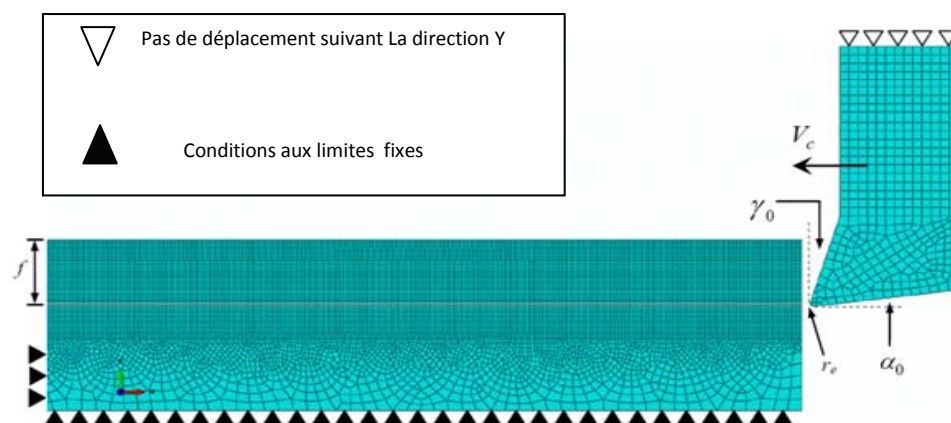


Fig.23. Représentation des condition aux limites et géométrie de l'outil

Les hypothèses prises en compte lors de l'établissement du modèle numérique sont:

- (i) Le contact outil-copeau est supposé parfaitement glissant (Zone secondaire négligée).
- (ii) L'échauffement dû au contact en dépouille est négligé ;
- (iii) Le flux thermique dans le copeau est considéré nul ;
- (iv) La conduction dans le sens de l'écoulement est négligeable devant le terme de transport de matière ;
- (v) La distribution de température dans le copeau est supposée stationnaire et indépendante de la largeur de coupe.
- (vi) La bande de cisaillement primaire est supposée orthogonale à la face de coupe de l'outil

4.2. Modèle de distribution de température dans couple outil-pièce

Le couple outil-pièce est modélisé en générant des éléments de type CPE4R, 4-node bilinear plane stress quadrilateral, reduced integration with hourglass control, la taille des éléments dans la zone de coupe (Section supérieure de la pièce) est de $1 \mu\text{m}$ de longueur. L'outil de coupe est considéré comme corps rigide, Damage criterion et element deletion sont appliqués aux éléments de la pièce entière, le couplage thermomécanique est introduit dans la loi de comportement. La distribution du maillage est uniforme sur tout le volume de l'outil et de la pièce, avec un raffinage à l'interface de contact pour obtenir plus de détail de distribution des températures et du champs thermique, (Figures 24,25 et 26). L'échange de chaleur est défini sur le volume de contrôle, la température initiale étant 25°C .

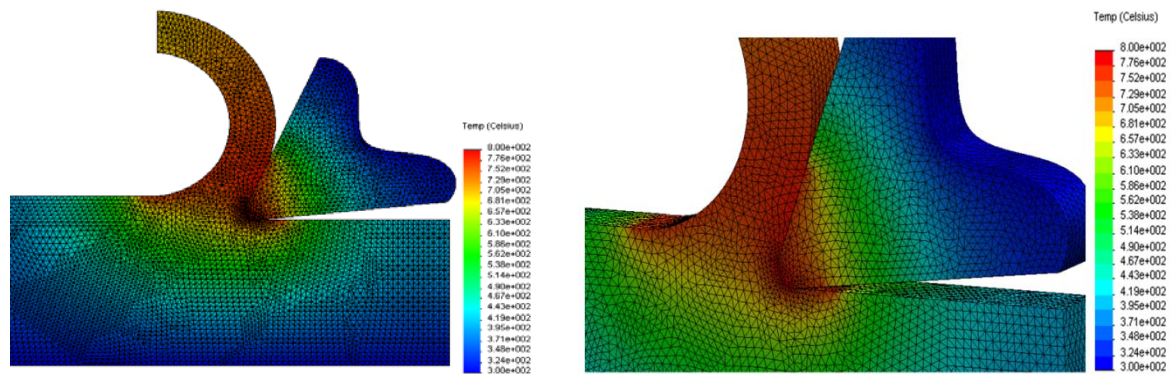


Fig.24. Représentation du maillage de l'outil de coupe et de la pièce

Il est à noter que la distribution de température de coupe se fait de manière uniforme sur tout le volume de contrôle, on remarque aussi que la température maximale indiquée à la pointe de l'outil et l'interface de contact outil-copeau-pièce est de l'ordre de 800°C ($VC=250\text{m/min}$), cette température diminue au fur et à mesure avec l'éloignement du bec de l'outil (figure.27), c'est-à-dire plus qu'on s'éloigne de l'interface de cotact ; plus la température chute ; plus l'influence de la chaleur diminue jusqu'à atteindre les 300°C à une distance de 3 mm du bec de l'outil de coupe (Emplacement des thermocouples de mesure utilisés lors des essais expérimentaux), la température minimale indiquée représente la température mesurée par themocouple lors des essais expérimentaux.

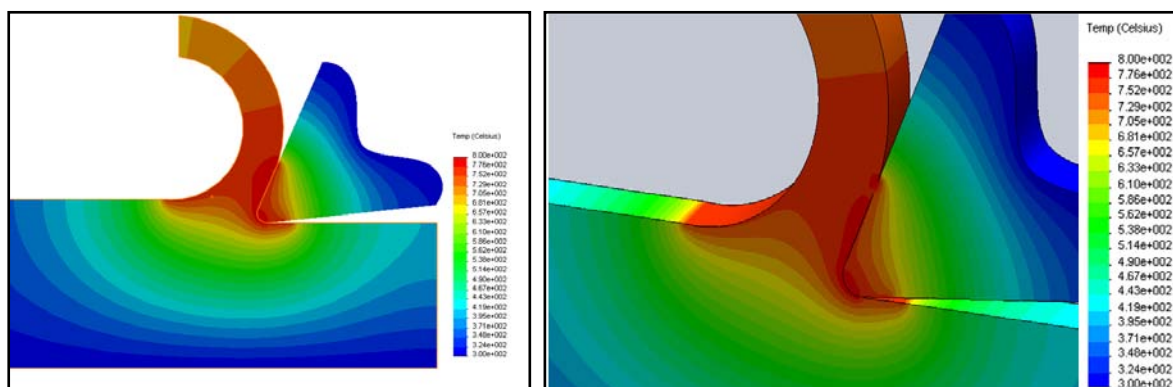


Fig.25 Distribution du champs thermique dans l'ensemble Outil-Pièce-Copeau

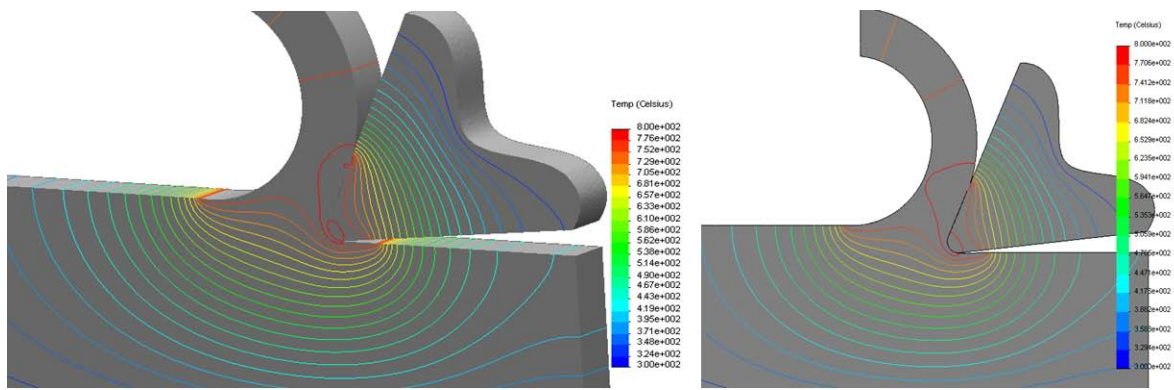


Fig.26 Distribution du champs thermique dans l'ensemble Outil-Pièce-Copeau (Lignes isothermes)

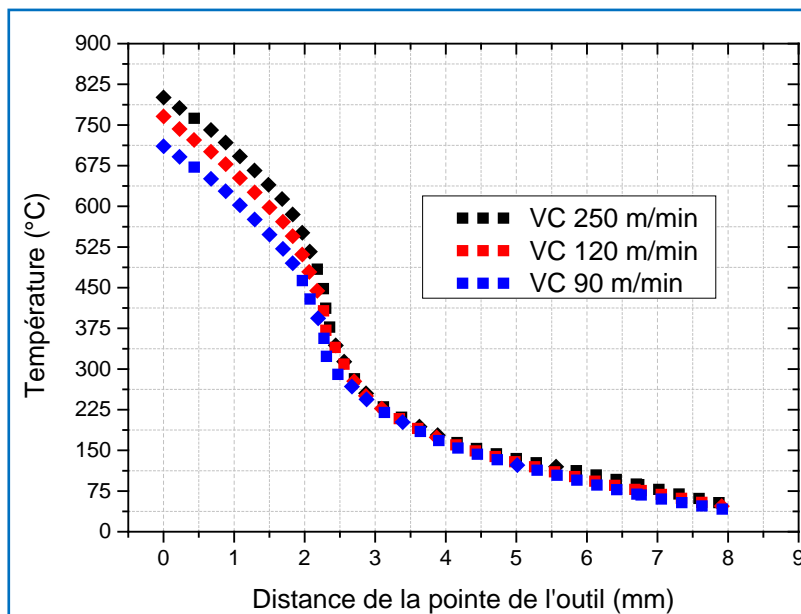


Fig.27 Représentation de la température en fonction de la distance de l'arête de coupe pour les différentes vitesses de coupe

Les figures 25 et 26 illustrent la distribution de la température et champs thermique dans le couple outil-pièce, on remarque que la température est maximale au point de contact puis elle diminue au fur et à mesure qu'on s'éloigne de l'interface de contact.

On remarque aussi que la majeure partie de la chaleur dissipée est dégagée avec le copeau, cependant une quantité minime de cette chaleur est diffusée dans l'outil et lapièce.

La figure 27 représente l'évolution de distribution de la température dans l'outil de coupe en fonction de la distance de la sonde du bec de l'outil et de l'interface de contact ; on remarque que la décroissance de la température se fait de manière progressive, plus qu'on s'éloigne de l'interface de contact plus la température décroît progressivement jusqu'à ce qu'elle atteignait la température ambiante.

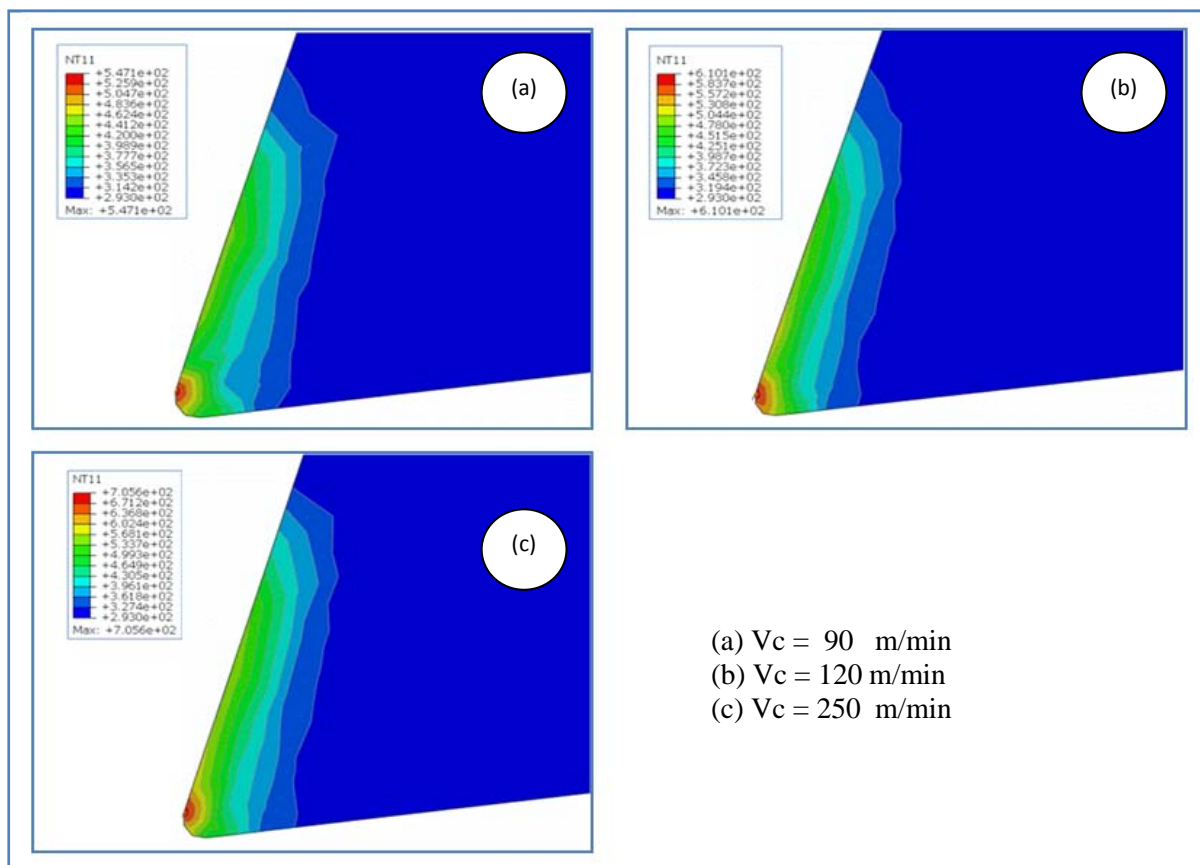


Fig.28 Comparaison des températures à la pointe du bec de l’outil de coupe pour différentes vitesses de coupe

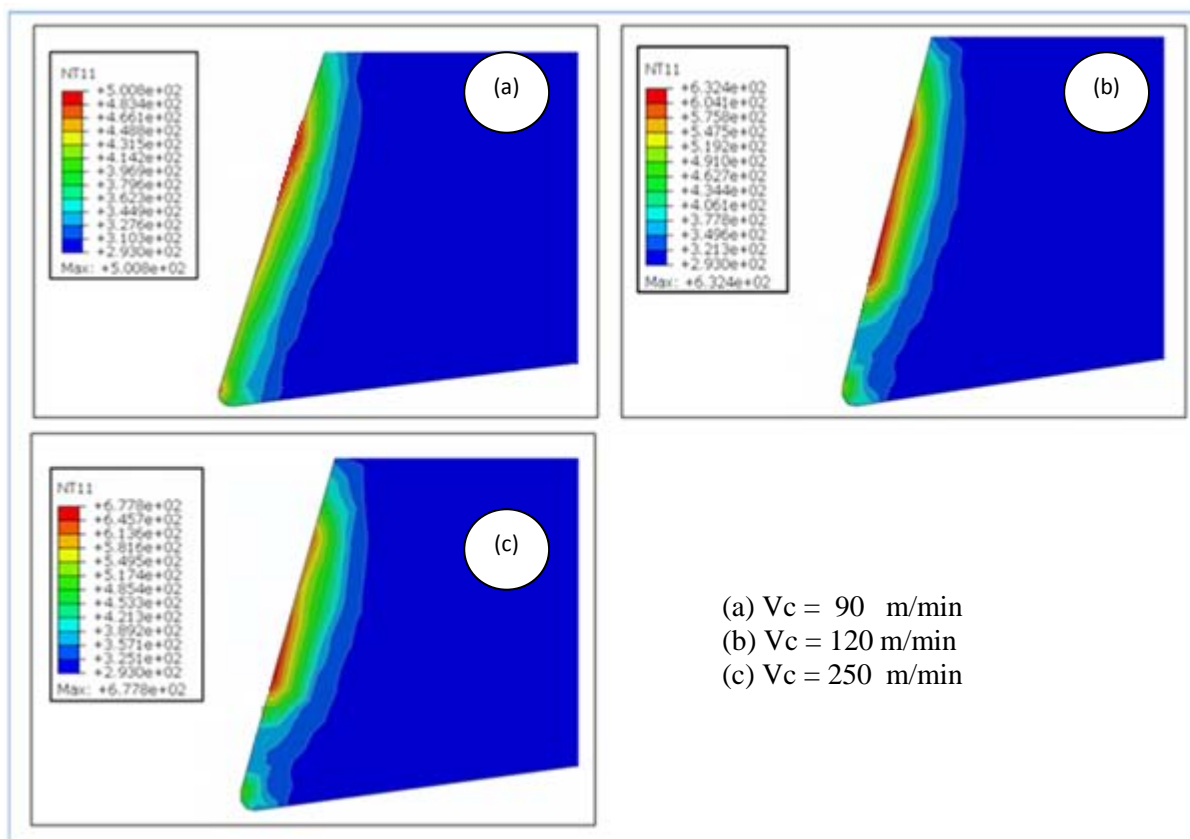


Fig.29 Comparaison des températures sur la face de coupe pour différentes vitesses de coupe

Les figures 28 et 29 indiquent la distribution de la température nodale à la pointe de l'outil et le long de la face de coupe à partir de la pointe de l'outil pour différentes vitesses de coupe à l'instant de coupe $t = 200 \mu s$ (figure 28) et $t = 480 \mu s$ (figure 29). On peut voir que le modèle de Johnson-Cook peut prédire des contours de température de coupe raisonnables dans l'outil de coupe. L'emplacement de la valeur de la température nodale maximale varie dans le temps avec la variation de la vitesse de coupe. Cette variation est due essentiellement au fait que l'énergie dissipée dans le matériau de la pièce augmente avec la réduction des vitesses de coupe ; ce qui engendre par conséquent une augmentation de la chaleur transférée due à la plasticité et au frottement et conduit à un profil de température plus élevé.

Les graphes de la figure 30 montrent les profils d'évolution de la température donnés par le modèle numériques en fonction des différents paramètres du régime de coupe. On remarque que la température se manifeste de la même manière que celles enregistrées expérimentalement sauf que le modèle numérique donne des mesures de la température à l'interface de contact ce qui n'est pas permis par la méthode de mesure par thermocouples ; il est à noter aussi que nous remarquons que la vitesse de coupe a l'effet le plus important sur l'augmentation de la température, suivi par l'avance et ensuite la profondeur de passe.

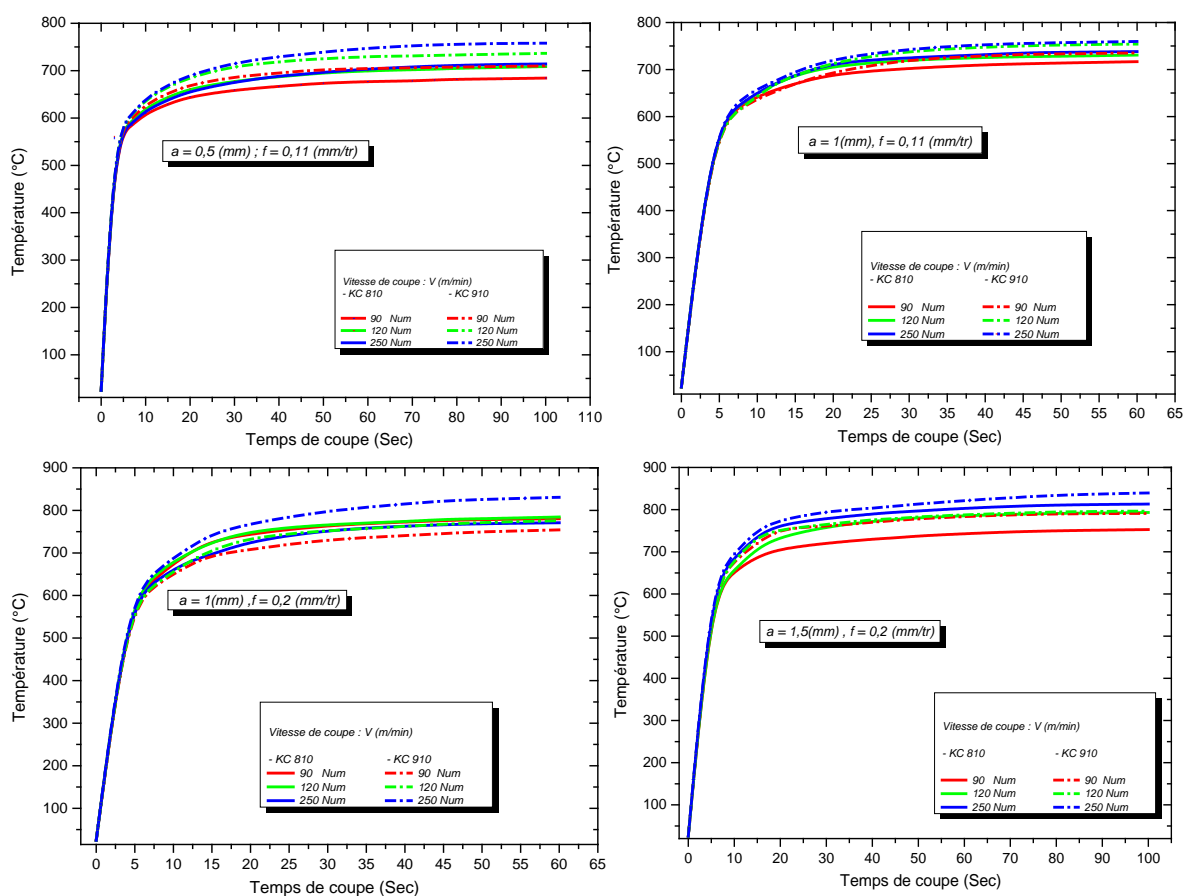


Fig.30. Variation des températures de coupe du modèle numérique en fonction des différents paramètres de coupe

4.3. Modélisation de la formation du copeau

Dans cette section nous tenons à présenter les résultats de la simulation numériques de la formation du copeau en utilisant le code de calcul ABAQUS explicit, et en appliquant la loi de comportement de Johnson-Cook. Nous présentons la morphologie du copeau en fonction des différentes vitesses de coupe ainsi que les différents critères de déformation et contraintes.

Les figures 31 à 35 montrent une comparaison de la morphologie du copeau en introduisant différentes vitesses de coupe dans la simulation de coupe.

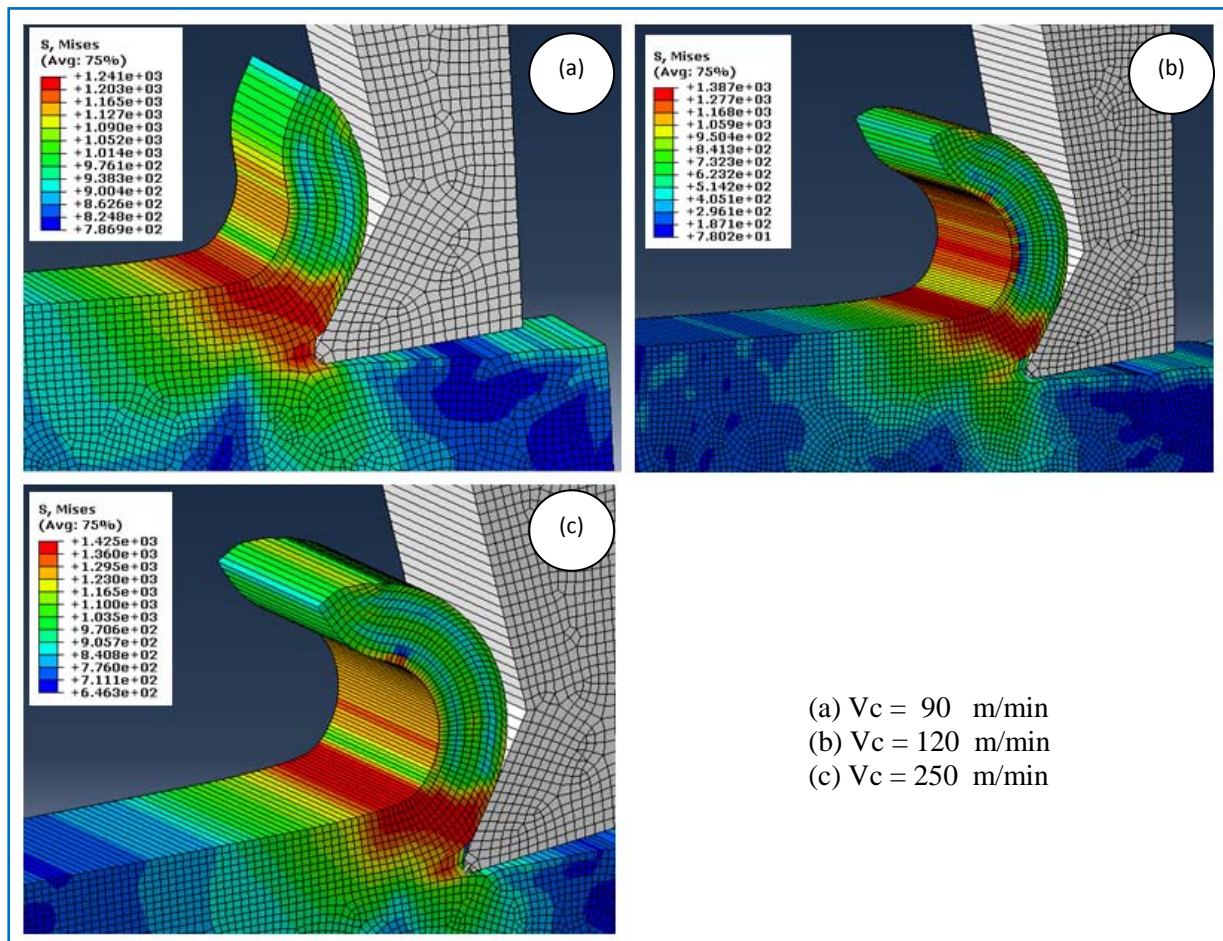


Fig.31 Comparaison des morphologies de copeau et le critère de Von Mises pour les différentes vitesses de coupe

La figure 31 montre la morphologie du copeau et la distribution des contraintes de Mises à l'instant de coupe $t=480 \mu\text{s}$ pendant la simulation. Les trois vitesses choisies permettent de produire une formation continue de copeaux. Sauf qu'avec la vitesse $V_c=90 \text{ m/min}$ permet la production d'un copeau épais par rapport aux autres vitesses.

Sans tenir compte du taux de dépendance et de l'effet de la température lors de la modélisation ; le matériau dans la bande de cisaillement l'interface de contact outil-pièce aura des difficultés à se détacher et par conséquent la formation du copeau segmenté ne peut être succéder. C'est pourquoi les copeaux peuvent être formés sans segmentation.

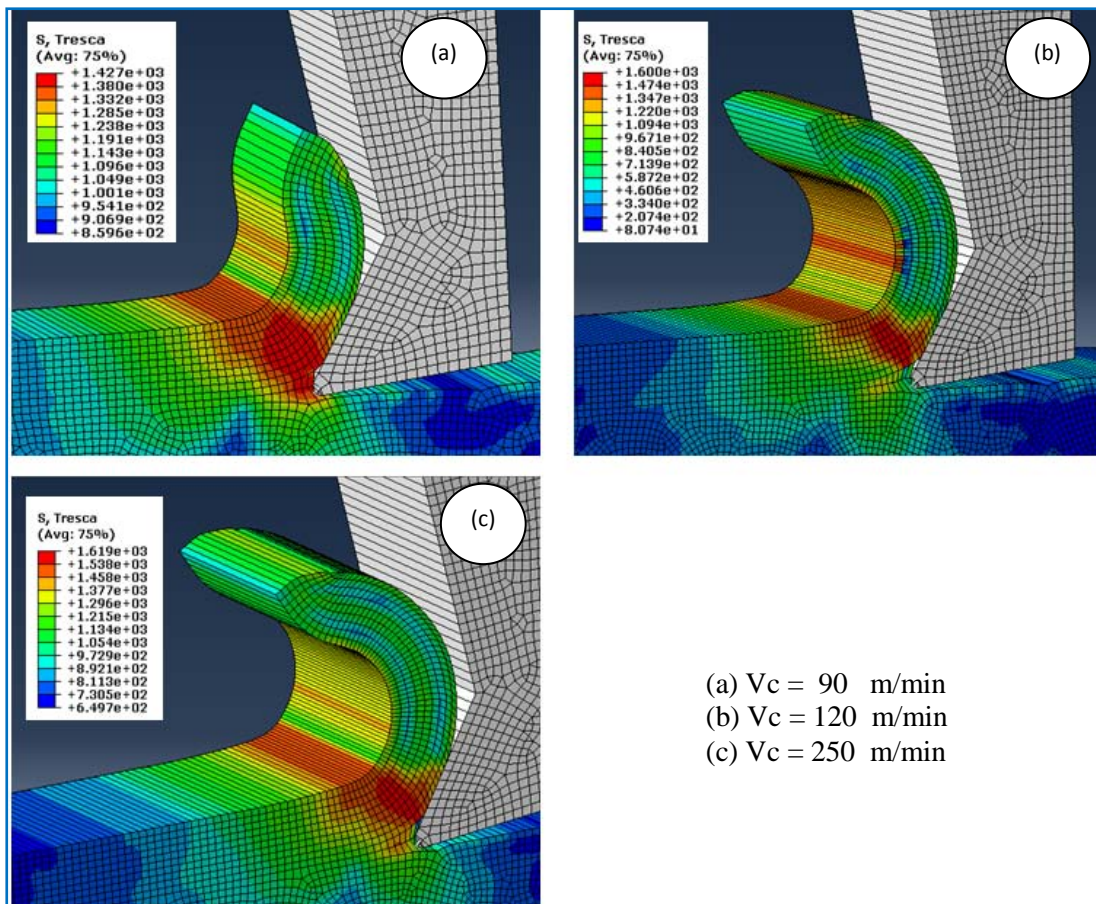


Fig.32 Comparaison du critère de Tresca pour les différentes vitesses de coupe

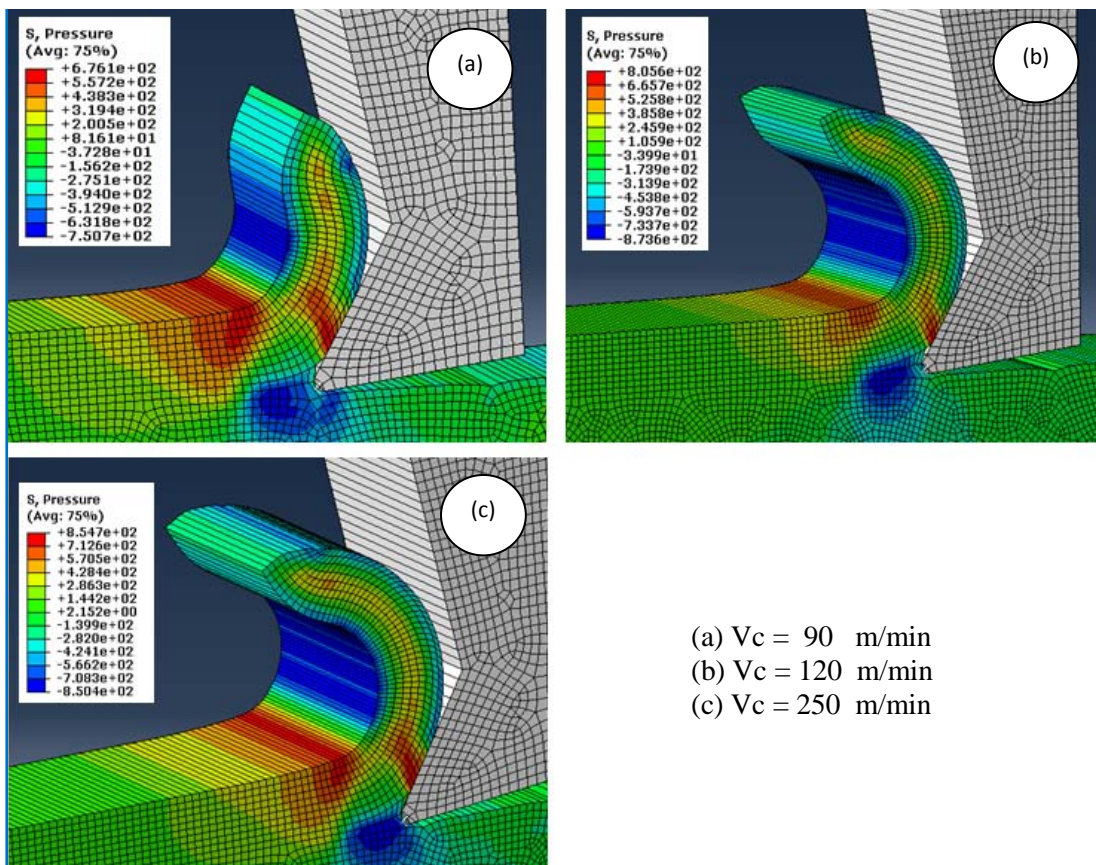


Fig.33. Distribution des contraintes de pression pour les différentes vitesses de coupe

Les figures 32 & 33 montrent respectivement une comparaison du critère de Tresca et des contraintes de pression enregistrées pour les différentes vitesses de coupe à l'instant $t = 480 \mu\text{s}$, on remarque que l'intensité des contraintes augmente en concordance avec l'augmentation de vitesses de coupe ce qui est dû à l'augmentation des pressions de contact et des forces de coupe, et par conséquent l'augmentation des forces de cisaillement à une zone de cisaillement primaire et secondaire ; qui jouent un rôle très important dans le processus de formation du copeau.

Il est à noter aussi que cette augmentation des contraintes de déformation est reliée directement à l'augmentation importante des énergies due aux forces de frottement générées lors de la formation du copeau à cause du contact entre l'outil de coupe et la pièce usinée ainsi que le copeau généré avant son détachement.

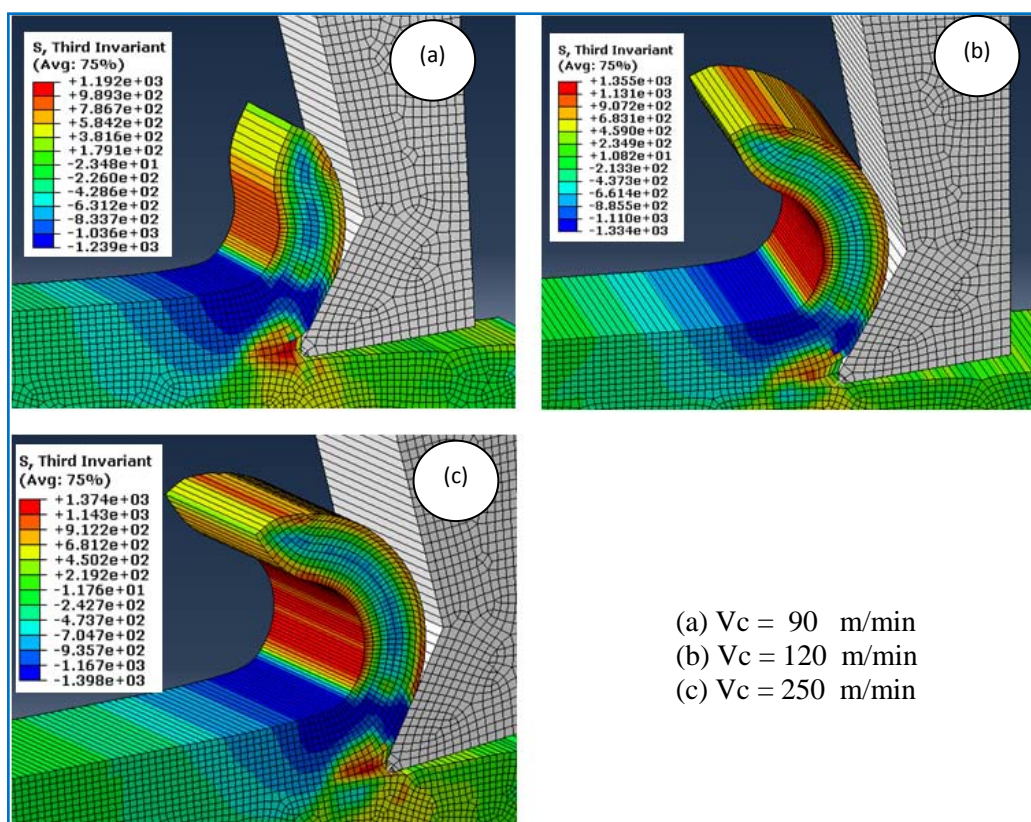


Fig.34. Représentation de la troisième invariante pour les différentes vitesses de coupe

La figure 34 illustre la variation de la troisième invariante de contrainte lors de la formation du copeau en fonction des différentes vitesses de coupe à l'instant $t=480 \mu\text{s}$, on remarque que les valeurs les plus importantes de ce critère sont données avec les vitesses de coupe élevées.

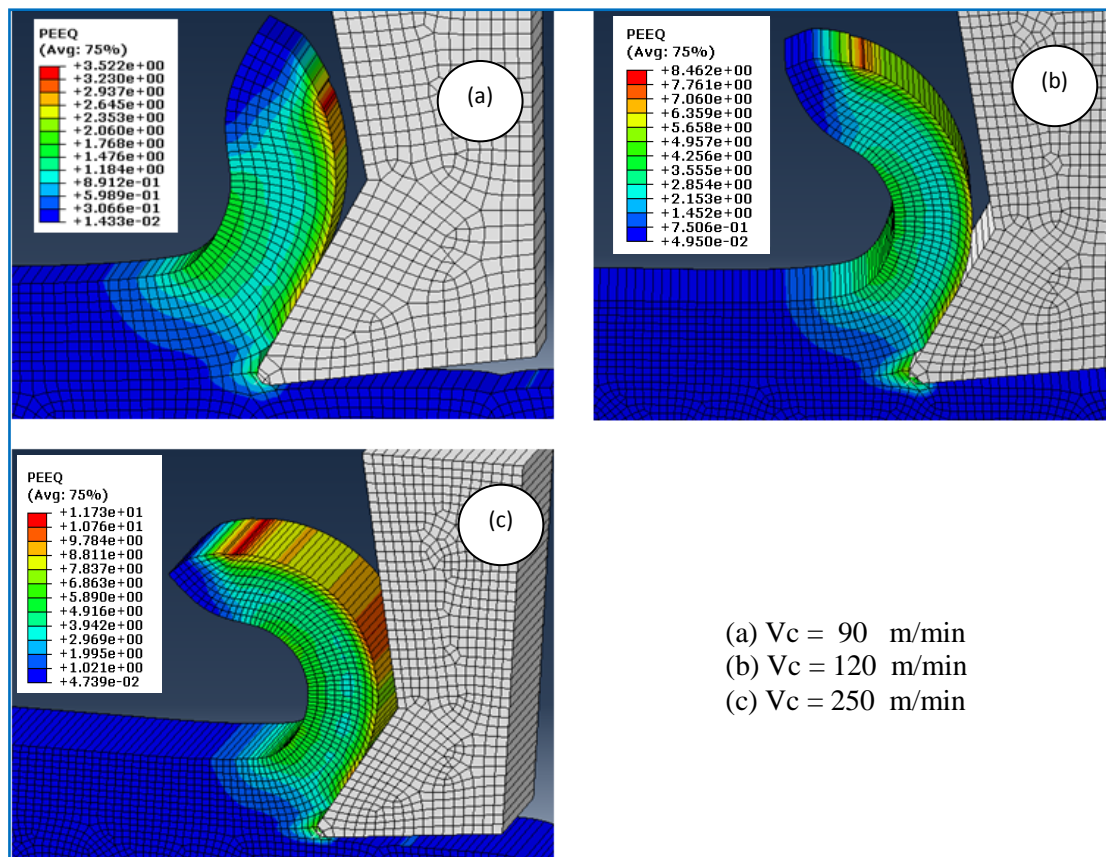


Fig.35 Distribution de la déformation plastique équivalente pour les différentes vitesses de coupe

La figure 35 représente la variation de déformation plastique équivalente lors de la formation du copeau pour les différentes vitesses de coupe, il est à noter que malgré que leur valeur n'est pas importante; les déformations plastiques augmentent au fur et à mesure avec l'augmentation des vitesses de coupe.

5. Synthèse :

Le suivi de l'évolution des profils de la température et de l'usure nous a permis de décrocher les conclusions suivantes :

1- L'élément le plus influençant sur la température et l'usure des outils de coupe est la vitesse, suivie par l'avance et enfin la profondeur de passe.

2- Les éléments du régime de coupe associés au matériau de l'outil et le matériau usiné commandent la durée de vie d'un outil de coupe.

3- Les revêtements à base de Nitrure de Titane jouent un rôle important dans l'amélioration de la durée de vie des carbures, cependant ils ne possèdent pas de grand pouvoir en termes de protection thermique.

4- L'utilisation d'une gamme de vitesses et avances choisies judicieusement peu conduire à l'amélioration de la durée de vie des outils de coupe ainsi que la minimisation des phénomènes d'arêtes rapportées et micro-collages.

5- La suppression des fluides de coupe dans les opérations d'usinage à sec nous impose de connaître et maîtriser tous les mécanismes qui conduisent à l'endommagement des outils. Pour optimiser les opérations d'usinage à sec, il est nécessaire de bien identifier les modes d'usure, de déterminer les conditions de contact qui conduisent à ces mécanismes d'usure et de connaître la

Les résultats obtenus montrent aussi que le profil d'évolution de l'usure est très discontinu avec deux ou trois phases bien distinctes ; celles-ci apparaissent sur les courbes d'évolution de l'usure sous forme de deux ou trois arcs de pentes très différentes.

Nous avons constaté aussi que l'usure en cratère est plus grande pour les plaquettes KC910 que celle marquée par les plaquettes KC810 ce qui nous favorise à utiliser ce dernière pour l'usinage de l'acier SAE1030.

Lors de l'observation optique du mode de dégradation du bec des plaquettes KC910 nous avons remarqués que l'usure est visible sur les deux faces de l'outil (face d'attaque et face de dépouille), par contre, pour les plaquettes KC810, nous remarquons que l'usure se manifeste beaucoup plus sur la face de dépouille. La face d'attaque des plaquettes KC810 s'use moins par rapport à la face d'attaque des plaquettes KC910.

La face de coupe s'use par l'apparition d'un cratère qui s'élargit progressivement. Des stries (pics) ont été observées sur une partie de la zone de l'usure dont le profil n'est pas régulier ainsi qu'une entaille située à une distance du bec de la plaquette, c'est le cas de la face de dépouille auxiliaire. La forme de l'usure observée sur la surface de dépouille diffère de celle observée sur la face de coupe de l'outil, cela est dû au fait que cette face ne participe pas à la formation du copeau.

La simulation numérique de la coupe nous a permis de déterminer les températures à l'interface de contact ainsi que les différents critères de contraintes et déformations inclus dans la formation de copeau en coupe orthogonale.

Les valeurs obtenues de la simulation numérique sont comparables avec les résultats déjà consultés dans la bibliographie.

Les contraintes et déformations issues du phénomène de formation de copeaux sont fortement influencées par les paramètres de coupe telle que la vitesse de coupe, la vitesse d'avance et la profondeur de passe, ainsi que la nature du matériau usiné et celui de l'outil de coupe

CONCLUSION

GENERALE

Ce travail de thèse est une étude préliminaire qui s'inscrit dans le cadre de la recherche d'amélioration de la durée de vie des outils de coupe ; les carbures métalliques en générale, dont le développement est assez récent et en pleine expansion car, avec le progrès technologique des aciers, les outils de coupe destinés à l'usinage à sec ne bénéficient pas d'une durée de vie très élevée.

Les opérations d'usinage sont donc régulièrement interrompues pour remplacer les outils, ce qui augmente de manière importante le prix de reviens des produits finis. Quand les fluides de coupe dont les deux fonctions principales sont la lubrification et le refroidissement deviennent indésirables pour des raisons environnementales ou sanitaires, la seule solution pour augmenter la durée de vie des outils de coupe est souvent l'optimisation des paramètres de coupe et de la géométrie des outils ou l'utilisation des revêtements protecteurs.

Il est bien connu que le processus de coupe est caractérisé par des déformations très intenses qui se produisent dans des volumes de très petites dimensions avec des vitesses de déformation importantes. Il y'en résulte des sollicitations thermomécaniques extrêmes à l'interface outil-copeau que l'on peut caractériser grâce aux paramètres de contact suivants : température à l'interface outil-copeau, pression de contact, vitesse de glissement et coefficient de frottement.

Expérimentalement, la détermination des profils de la température et de la pression de contact est difficile à mettre en œuvre. En outre, les techniques existantes fournissent encore des valeurs très imprécises qui dépendent beaucoup de calibrage des appareils, et de la capacité d'atteindre des points de mesure proches de la pointe de coupe pour avoir des informations beaucoup plus précises sur la température à cette interface, c'est pourquoi nous nous sommes intéressés à la modélisation numérique de la coupe des métaux afin de pouvoir étudier le comportement et la formation du copeau ainsi que les phénomènes intervenant à l'interface de contact outil-copeau-pièce .

Nous avons commencés à explorer les différentes formes d'usure rencontrées à l'interface de contact outil-copeau. Les formes d'usure permettent de mettre à jour les relations qui existent entre les sollicitations thermiques et mécaniques à l'interface, le coefficient de frottement et la vitesse de glissement.

L'étude bibliographique a montrée que les modes d'endommagement n'étaient pas clairement caractérisés. Les investigations menées sur les faces de coupe des outils usés ont permis une meilleure connaissance des mécanismes d'endommagement.

Les microsoudures et l'adhérence du matériau usiné, apparaissent de façon importante quand les conditions de contact sont caractérisées par des températures relativement élevées et des pressions de contact élevées. Elles correspondent aux conditions de coupe faibles (vitesses/avances). L'arrête rapportée peut néanmoins être attribuée par l'utilisation d'angles de coupe très élevés qui ont la propriété de faire baisser la pression de contact.

Pour les essais à grandes vitesses de coupe ou à grandes avances, le glissement du copeau est facilité, la température est plus élevée et les pressions de contact sont moins importantes. Il a été montré 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 et s'éloigne quand l'avance augmente, ceci a été démontré expérimentalement et confirmé par les résultats de l'étude numérique.

Les contraintes imposées par la machine, l'outil ou le processus d'usinage ne permettent pas toujours de choisir les géométries et les conditions de coupe que l'on désire. La solution consiste alors à chercher le revêtement ou le matériau d'outil qui permet de limiter les interactions entre le copeau et la face de coupe.

L'ensemble des résultats obtenus souligne l'importance des revêtements dans la protection du carbure contre l'usure et l'amélioration de sa durée de vie.

Les principales conclusions décrochées de ce travail de thèse sont:

- Le procédé d'enlèvement de copeau conduit à la création des efforts normaux et de cisaillement très élevés, un coefficient de frottement élevé et à la génération d'une grande quantité de chaleur à l'interface outil – copeau lors de la formation du copeau. Cette grande quantité de chaleur fait naître des températures élevées dans la zone de coupe. La température de coupe élevée influence la durée de vie des outils de coupe, l'exactitude dimensionnelle et de forme, l'intégrité de surface du produit.
- L'élément le plus influençant sur la température et l'usure des outils de coupe est la vitesse de coupe, suivie par l'avance et enfin la profondeur de passe. Ce degré d'influence, est justifié par le fait qu'avec l'augmentation de la vitesse de coupe et de l'avance, la température augmente dans la zone de coupe ce qui accélère le processus de l'usure et par conséquent diminue la durée de vie. La faible influence de la profondeur de passe s'explique par le fait que l'augmentation de la surface de contact améliore les conditions d'évacuation de la chaleur de la zone de coupe.
- Avec des vitesses élevées ; le mécanisme d'usure est compliqué en raison de la force de coupe et la température élevée sur la zone de contact. L'augmentation de la vitesse de coupe conduit à la diminution de l'intensité de l'usure adhésive. Par conséquent, les forces de coupe deviennent suffisamment importantes pour rendre la partie cisailée instable.
- Les revêtements à base de Titane jouent un rôle important dans l'amélioration de la durée de vie des carbures, cependant ils ne possèdent pas de grand pouvoir en termes de protection thermique.
- Les revêtements $TiN+Ti(C,N)+TiN$ offrent une meilleure durée de vie et présentent de meilleures caractéristiques tribologiques par rapport aux revêtement $TiC+Al_2O_3$ lors de l'usinage de l'acier SAE1030,. (Diminution importante la zone de contact outil – copeau, diminution de l'épaisseur de la zone de cisaillement secondaire et de la température à cette interface, qui conduisent à une diminution du flux de chaleur transmis au substrat de l'outil de coupe).

- L'utilisation d'une gamme de vitesses et avances choisies judicieusement peut conduire à l'amélioration de la durée de vie des outils de coupe ainsi que la minimisation des phénomènes d'arêtes rapportées et micro-collages.
- La suppression des fluides de coupe dans les opérations d'usinage à sec nous impose de connaître et maîtriser tous les mécanismes qui conduisent à l'endommagement des outils. Pour optimiser les opérations d'usinage à sec, il est nécessaire de bien identifier les modes d'usure, de déterminer les conditions de contact qui conduisent à ces mécanismes d'usure et de connaître la relation entre les paramètres de contact et les conditions de coupe. L'idée est de choisir des conditions de coupe qui conduisent à des conditions de contact qui limitent le déclenchement ou l'aggravation des phénomènes d'usure.
- L'étude Numérique nous a permis de déterminer les champs de température et distribution de la chaleur dans l'ensemble outil-pièce-copeau pour les différents paramètres du régime de coupe, les profils de température obtenus suite à la modélisation numérique sont semblables aux profils expérimentaux, cependant ils se différencient dans la plage des températures et la précision de mesure (la simulation numérique donne la possibilité d'avoir les valeurs de température à la pointe de l'outil et à l'interface de contact outil-copeau-pièce, Or que la mesure par thermocouple ne permet d'aboutir qu'à des températures moyennes à une distance loin de l'interface de contact, ce qui nécessite l'utilisation des méthodes numérique et d'extrapolation pour pouvoir déterminer les températures d'interface.
- La formation du copeau a été modélisée avec le code de calcul ABAQUS explicite en s'appuyant sur la loi de comportement de Johnson-Cook et en utilisant la formulation ALE, les différents facteurs et critères de contraintes et déformations issue de la formation de copeau ont été discutés et commentés ; ainsi que l'influence des paramètres de coupe sur l'évolution des contraintes et déformations.

Ce travail offre la possibilité d'identifier les facteurs et leurs interactions (vitesses, avances et profondeurs de passe) sur les deux types de plaquettes utilisées et d'élargir notre recherche (que ce soit sur l'axe expérimentale ou Numérique) pour étudier le comportement d'autres revêtements en même temps par plusieurs procédés et avec différents modes de lubrification, (usinage à sec, avec refroidissement conventionnel et avec refroidissement cryogénique à haute pression) ce qui nous fournira plus d'informations sur le comportement des outils de coupe.

Références

Bibliographiques

- [1] **D. Cédric et al (2002)** Revêtement, caractérisations et essais d'usinage de systèmes multicouches réalisés par PVD sur outils en carbure cémenté. *Matériaux* 2002. 1 – 5.
- [2] **J.Rech, J-L. Battaglia and A. Moisan (2003)**: Influence tribologique des revêtements pour outils-coupants; 16ème Congrès Français de Mécanique, Nice, 1-5 Septembre 2003, p.1-6.
- [3] **I.V.Marin et al (2003)** Aspects théoriques et expérimentaux concernant l'état des surfaces issues d'un procédé de tournage. THE ANNALS OF UNIVERSITY "DUNĂREA DE JOS" OF GALAȚI FASCICLE VIII, TRIBOLOGY 2003 ISSN 1221-4590
- [4] **J. Rech, A. Kusiak and J.L. Battaglia (2003)**: Tribological and thermal functions of cutting tool coatings, *Surface & Coatings Technology* Vol.186, Pp.364– 371, 2004, doi: 10.1016/j.surfcoat.2003.11.027.
- [5] **L Boulanouar et al (2004)** Effet du matériau à outil et des conditions d'usinage sur la qualité de surface de l'acier 100Cr6 trempé, Symposium International : Qualité et Maintenance au Service de l'Entreprise QUALIMA01 – Tlemcen 2004, 1 – 8.
- [6] **J.A. Ghani et al (2004)** Wear mechanism of TiN coated carbide and uncoated cermets tools at high cutting speed applications; *Journal of Materials Processing Technology* 153–154 (2004) 1067–1073.
- [7] **J. Rech et al (2005)** Thermal influence of cutting tool coatings, *Journal of Materials Processing Technology* 159 (2005) 119–124.
- [8] **J. Rech (2006)**: Influence of cutting tool coatings on the tribological phenomena at the tool–chip interface in orthogonal dry turning. *Surface & Coatings Technology* Vol.200, Pp.5132 – 5139, 2006, doi: 10.1016/j.surfcoat.2005.05.032.
- [9] **Ali Benamar et al (2006)** Durée de vie d'un carbure p20 pour le chariotage d'un acier C38 à rugosité contrôlée, *Mécanique & Industries* 6, 635–640 (2006) © _ AFM, EDP Sciences.
- [10] **M. Remadna et J. F. Rigal (2006)** Evolution during time of tool wear and cutting forces in the case of hard turning with CBN inserts. *Journal of Materials Processing Technology*. 178(2006) 67–75.
- [11] **N.A. Abukhshim et al (2006)** Heat generation and temperature prediction in metal cutting A review and implications for high speed machining, *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 46 (2006) 782–800.
- [12] **S.R. Carvalho, S.M.M. Lima e Silva, A.R. Machado and G. Guimarães (2006)** : Temperature determination at the chip–tool interface using an inverse thermal model considering the tool and tool holder. *Materials Processing Technology* Vol.179, Pp.97–104, 2006, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2006.03.086.
- [13] **A. Altin et al (2007)** The effects of cutting speed on tool wear and tool life when machining Inconel 718 with ceramic tools, *Journal of Materials and Design* 28 (2007) 2518–2522.
- [14] **S. Benchiheb et L. Boulanouar (2007)** Influence des Paramètres de Coupe sur la Tenue du CBN 7020 Lors du Tournage Dur ; 4th International Conference on Computer Integrated Manufacturing CIP'2007, Rabat, Maroc, 1–4.
- [15] **M. BENGHERSALLAH et al (2007)** ; Examen morphologique de l'usure des plaquettes carbure métallique en fraisage. (2007), 1–6.
- [16] **M.A. Yallese et al (2007)** Investigation expérimentale sur l'usure des outils de coupe en CBN lors du tournage des pièces dures. *Sciences & Technologie B – N°26, décembre (2007), 15–22.*

- [17] **Karas A et al (2007)** Simulation et modélisation thermomécanique de la coupe orthogonale des métaux, 4th International Conference on Computer Integrated Manufacturing CIP'2007, Rabat, Maroc, 1–14.
- [18] **N.R. Dhara et M. Kamruzzaman (2007)** Cutting temperature, tool wear, surface roughness and dimensional deviation in turning AISI-4037 steel under cryogenic condition, *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 47 (2007) 754–759.
- [19] **M.Y. Noordin et al (2007)** Dry turning of tempered martensitic stainless tool steel using coated cermet and coated carbide tools. *Journal of Materials Processing Technology* 185 (2007) 83–90.
- [20] **G. Suttera, N. Ranc (2007)** Temperature fields in a chip during high speed orthogonal cutting an experimental investigation.
- [21] **M. Nouari et al (2008)** Mécanismes d'usure des outils coupants en usinage à sec de l'alliage de titane aéronautique Ti-6Al-4V, *C. R. Mécanique* 336 (2008) 772–781.
- [22] **H.A.Abdel-Aal et al (2008)** The effect of thermal property degradation on wear of WC-CO inserts in dry cutting. *Wear*. 265 (2008) 1670–1679
- [23] **A. Ebrahimi et M.M. Moshksar (2009)** Evaluation of machinability in turning of microalloyed and quenched-tempered steels Tool wear, statistical analysis, chip morphology, *Journal of materials processing technology* 209 (2009) 910–921.
- [24] **M. Kamruzzaman and N. R. dhar (2009)**: Effect of High-Pressure Coolant on Temperature, Chip, Force, Tool Wear, Tool Life and Surface Roughness in Turning AISI 1060 Steel, *G.U. Journal of Science* Vol.22(4), Pp.359–370, 2009.
- [25] **T.V. Sreerama Reddy et al (2009)** : Machinability of C45 steel with deep cryogenic treated tungsten carbide cutting tool inserts. *Int. Journal of Refractory Metals & Hard Materials* 27 (2009) 181–185.
- [26] **Y. Sahin (2009)**: Comparison of tool life between ceramic and cubic boron nitride (CBN) cutting tools when machining hardened steels. *Journal of materials processing technology* Vol.209, Pp.3478–3489, 2009, doi:10.1016/j.jmatprotec.2008.08.016.
- [27] **M.A.Yallese et al (2009)** Hard machining of hardened bearing steel using cubic boron nitride tool. *Journal of materials processing technology* 209 (2009) 1092–1104.
- [28] **H.A.Abdel-Aal et al (2009)** Influence of thermal conductivity on wear when machining titanium alloys. *TribologyInternational*42 (2009) 359–372.
- [29] **H. Çalışkan and M. Küçükköse (2015)**: The effect of aCN/TiAlN coating on tool wear, cutting force, surface finish and chip morphology in face milling of Ti6Al4V superalloy, *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials* Vol. 50, Pp. 304–312, 2015, doi: org/10.1016/j.ijrmhm.2015.02.012.
- [30] **X. Chen, J. Xu and Q. Xiao (2015)**: Cutting performance and wear characteristics of Ti(C,N)-based cermet tool in machining hardened steel. *International Journal of Refractory Metals & Hard Materials* Vol.52, Pp.143–150, 2015, doi: 10.1016/j.ijrmhm.2015.06.006.
- [31] **T. Yang, Lei Ni, Q. Zheng and J. Xiong (2017)**: Cutting wear, microstructure and mechanical properties of (Ti_{0.5}W_{0.5})C-15 based cermet inserts containing Mo₂C; *International Journal of Refractory Metals & Hard Materials*, Vol.68, Pp.151-158, 2017, doi: 10.1016/j.ijrmhm.2017.07.011.

- [32] **F. Gong, J. Zhao, Y. Jiang, H. Tao, Z. Li and J. Zang (2017)**.: Fatigue failure of coated carbide tool and its influence on cutting performance in face milling SKD11 hardened steel; International Journal of Refractory Metals and Hard Materials, Vol.64, Pp. 27-34, 2017, doi:10.1016/j.ijrmhm.2017.01.001.
- [33] **G.K. Dosbaeva, M.A. El Hakim, M.A. Shalaby, J.E. Krzanowski and S.C. Veldhuis (2015)**: Cutting temperature effect on PCBN and CVD coated carbide tools in hard turning of D2 tool steel, International Journal of Refractory Metals and Hard Materials, Vol.50, Pp.1-8, 2015, doi: 10.1016/j.ijrmhm.2014.11.001.
- [34] **Guénaël GERMAIN (2006)** Contribution a l'optimisation du procédé d'usinage assiste laser. Thèse de doctorat; 2006 ENSAM.
- [35] **Christian PAGÈS (2003)** Comportement de revêtements céramiques sur outil en tournage a sec de finition. Thèse de doctorat ; 2003, École centrale de Lyon .
- [36] **Gautier LIST (2004)** Étude des mécanismes d'endommagement des outils carbure WC-Co par la caractérisation de l'interface outil-copeau application a l'usinage à sec de l'alliage d'aluminium aéronautique ; Thèse de doctorat ; 2004 ENSAM.
- [37] **Malek HABAK (2006)** Étude de l'influence de la microstructure et des paramètres de coupe sur le comportement en tournage dur de l'acier a roulement 100Cr6 ; Thèse de doctorat ; 2006 ENSAM.
- [38] **Matthieu BARGE (2005)** Étude expérimentale et numérique des mécanismes de coupe par abrasion, Thèse de doctorat ; 2005, École centrale de Lyon .
- [39] **Joël Rech (2002)** Contribution à la compréhension des modes d'actions tribologiques et thermiques des revêtements en usinage. - application au cas du taillage de dentures a la fraise-mère à grande vitesse -; Thèse de doctorat ; 2002 ENSAM.
- [40] **Mehdi REMADNA (2001)** Le comportement du système usinant en tournage dur. Application au cas d'un acier trempé usiné avec des plaquettes CBN (Nitrure de Bore Cubique). Thèse de doctorat ; 2001 C.A.S.M de l'INSA de LYON.
- [41] **Wit grzesik (2008)** Advanced Machining Processes of Metallic Materials, ; ISBN: 978-0-08-044534-2, ©2008 Elsevier B.V, Pp 1- 446.
- [42] **Thomas Childs et al (2000)** Metal Machining Theory and Applications: ISBN 0470 392452. 2000, Chapter 4 'Tool damage', pp 118–135.
- [43] **Arturo Javier Montes de Oca–Valero (2002)** Élaboration du Carbure et du Nitrure de Titane par des procédés chimiques et physiques en phase vapeur. Thèse de doctorat, 2002 Université Sciences et Technologies–Bordeaux I.
- [44] **P. K. Amarjit, O. Kashfull and K. C. Sounak (2016)**: Experimental Investigation of tool Wear Behavior of Multi-Layered Coated Carbide Inserts Using Various Sensors in Hard Turning Process , IFAC-Papers On Line, Vol.49, Pp.180-184, 2016, doi: 10.1016/j.ifacol.2016.07.592.
- [45] **G.d.S. Galoppi, M.S. Filho and G.F. Batalha (2006)**: Hard Turning of Tempered DIN 100Cr6 Steel with Coated and no Coated CBN Inserts. Materials Processing Technology Vol.179, Pp.146–153, 2006, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2006.03.067.
- [46] **M. Nalbant, H. Gökkaya, I. Toktaş and G. Sur (2009)**: The experimental investigation of the effects of uncoated, PVD- and CVD-coated cemented carbide inserts and cutting parameters on surface roughness in CNC turning and its prediction using artificial neural networks, Robotics and Computer - Integrated Manufacturing Vol.25, Pp.211–223, 2009, doi: 10.1016/j.rcim.2007.11.004.

- [47] **M. Benghersallah, L. Boulanouar, Mahfoudi and S. Dominiak (2007)**: Examen morphologique de l'usure des plaquettes carbure métallique en fraisage. Conférence Internationale sur la Productique CIP, Sétif, 03-04 Nov.2007, P.1-6.
- [48] **N. Senthil Kumar and T. Tamizharasan (2012)**: Impact of Interface Temperature over Flank Wear in Hard Turning Using Carbide Inserts. *Procedia Engineering* Vol.38, Pp.613–621, 2012, doi: 10.1016/j.proeng.2012.06.076.
- [49] **S. Chinchankar and S.K. Choudhury (2014)**: Evaluation of Chip-tool Interface Temperature: Effect of Tool Coating and Cutting Parameters during Turning Hardened AISI 4340 Steel. *Procedia Materials Science*, Vol.6, Pp.996-1005, 2014, doi: 10.1016/j.mspro.2014.07.170.
- [50] **S. Hernandez, J. Hardell, H. Winkelmann, M. Rodriguez Ripoll and B. Prakash (2015)**: Influence of temperature on abrasive wear of boron steel and hot forming tool steels; *Wear*, Vol.338-339, Pp. 27-35, 2015, doi: 10.1016/j.wear.2015.05.010
- [51] **Y. Liu, J.Deng, F. Wu, R Duan, X. Zhang and Y. Hou. (2017)**: Wear resistance of carbide tools with textured flank-face in dry cutting of green alumina ceramics; *Wear* Vol.372-373, Pp.91-103, 2017, doi:10.1016/j.wear.2016.12.001.
- [52] **P.C. Wanigarathne A.D. Kardekar , O.W. Dillon , G. Poulachon and I.S. Jawahir (2005)**: Progressive tool-wear in machining with coated grooved tools and its correlation with cutting temperature , *Wear* Vol.259, Pp.1215–1224, 2005, doi: 10.1016/j.wear.2005.01.046.
- [53] **O. Hatt, P. Crawforth and M. Jackson (2017)**: On the mechanism of tool crater wear during titanium alloy machining. *Wear* Vol.374-375, Pp.15-20, 2017, doi:10.1016/j.wear.2016.12.036.
- [54] **H. Buse and P. Feinle (2016)**: Model System Studies of Wear Mechanisms of Hard Metal Tools when Cutting CFRP; *Procedia Engineering*, Vol.149, Pp.24-32, 2016, doi: 10.1016/j.proeng.2016.06.634.
- [55] **K.C. Ee, A.K. Balaji and I.S. Jawahir (2003)**: Progressive tool-wear mechanisms and their effects on chip-curl/chip-form in machining with grooved tools: an extended application of the equivalent tool face (ET) model; *Wear* Vol.255, Pp.1404–1413, 2003, doi: 10.1016/S0043-1648(03)00112-1.
- [56] **S. Tooptong, K.H. Park, S.W. Lee and P. Y. Kwon (2016)**: A Preliminary Machinability Study of Flake and Compacted Graphite Irons with Multilayer Coated and Uncoated Carbide Inserts; *Procedia Manufacturing* Vol. 5, Pp.644–657, 2016, doi: 10.1016/j.promfg.2016.08.053.
- [57] **Y. Huang and T.G. Dawson (2004)**: Tool crater wear depth modeling in CBN hard turning; *Wear*, Vol.258, Pp.1455–1461, 2005, doi: 10.1016/j.wear.2004.08.010.
- [58] **R.T. Coelho, Eu-Gene Ng and M.A. Elbe (2007)**: Tool wear when turning hardened AISI 4340 with coated PCBN tools using finishing cutting conditions; *International Journal of Machine Tools & Manufacture* Vol.47, Pp.263–272, 2007, doi: 10.1016/j.ijmachtools.2006.03.020.
- [59] **R.F.Brito S.R. Carvalho, S.M.M Lima e Silva and J.R. Ferreira (2009)**: Thermal analysis in coated cutting tools, *International Communications in Heat and Mass Transfer* Vol.36, Pp.314–321, 2009, doi: 10.1016/j.icheatmasstransfer.2009.01.009.
- [60] **Chetan, B.C. Behera, S. Ghosh and P.V. Rao (2016)**: Wear behavior of PVD TiN coated carbide inserts during machining of Nimonic 90 and Ti6Al4V super alloys under dry and MQL conditions, *Ceramics International*, Vol.42, Pp. 14873-4885, 2016, doi: 10.1016/j.ceramint.2016.06.124.

- [61] **I. Shyha, S. Gariani and M. Bhatti (2015)**: Investigation of Cutting Tools and Working Conditions Effects when Cutting Ti-6al-4V using Vegetable Oil-Based Cutting Fluids, *Procedia Engineering*, Vol.132, Pp.577-584, 2015, doi: 10.1016/j.proeng.2015.12.535
- [62] **G.H. Lim (1995)**: Tool-wear monitoring in machine turning. *Materials Processing Technology*. Vol.51, Pp.25-36, 1995
- [63] **T. Selvaraj, C. Balasubramani, S. Hari Vignesh and M.P. Prabakaran (2013)**: Tool Wear Monitoring By Image Processing; *International Journal of Engineering Research and Technology*. Vol.2 Issue 8, Pp. 2731-2738. 2013
- [64] **D. Sudhakara and G. Prasanthi (2014)**: Application of Taguchi Method for Determining Optimum Surface Roughness in Wire Electric Discharge Machining of P/M Cold Worked Tool Steel (Vanadis-4E), (12th Global Congress On Manufacturing And Management, GCMM 2014); *Procedia Engineering* Vol.97, Pp.1565 – 1576, 2014, doi:10.1016/j.proeng.2014.12.440.
- [65] **KENAMETAL grade descriptions**, available at: <https://cets.com/resources/kenametal-grades>, accessed: 29.06.2017.
- [66] **E. Usui (1994)**: *Advancement of Intelligent Production*, 1st Edition, pp.419-425 © Elsevier Science 1994
- [67] **X. Cui and J. Guo,(2017)**: Effects of cutting parameters on tool temperatures in intermittent turning with the formation of serrated chip considered, *Applied Thermal Engineering* Vol.110, Pp. 1220–1229, 2017, doi: 10.1016/j.applthermaleng.2016.09.048
- [68] **R. F. Brito, s. R. Carvalho, s. M. M. Lma et e. Silva, (2015)**, Experimental investigation of thermal aspects in cutting tool using comsol and inverse problem. *Applied Thermal engineering* 86, 2015, 60-68.
- [69] **Bin Li, (2012)**: A review of tool wear estimation using theoretical analysis and numerical simulation technologies, *Int. Journal of Refractory Metals and Hard Materials* 35 (2012) 143–15135. doi:10.1016/j.ijrmhm.2012.05.006
- [70] **Zvorykin K.A., (1893)** Work and stresses necessary, for separation of metal chips *Proceedings of the Kharkov technological Institute, Ukraine (En Russe)*, comme cité par: Maslov E. N., 1950. Russian and soviet scholars - the founders of metal cutting research (in Russian), *Vesmik Mashinostroeniya*, 6, 62.
- [71] **Merchant M. E, (1945)** Mechanics of the metal cutting process ,I *Orthogonal Cutting. J. Appl. Phys.* 16,267-275.
- [72] **Lee E. H. ,Shaffer B.W.,(1951)**The theory of plasticity applied to the problem of machining ,J. of *Applied Physics* 18,405-413
- [73] **Boothroyd G.,(1963)** Temperatures in orthogonal metal cutting. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*; Vol.177, 789-802.(1963)
- [74] **Gilormini P., (1982)** Contribution à la modélisation de la formation du copeau en usinage des métaux. Thèse de l'Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris.(1982)
- [75] **Stevenson M.G., Oxley P.L.B., (1969)**. An Experimental Investigation of the Influence of Speed and Scale on the Strain-Rate in a Zone of Intense Plastic Deformation. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*; Volume: 184 issue: 1, 561-576 (1969)

- [76] **Tay A.O., Stevenson M.G., de Vahl Davis G. et Oxley P.L.B., (1976)** A numerical method for calculating temperature distributions from force and shear angle measurements, *International Journal of Machine Tool Design and Research* 16-issue 4, 335-349 (1976)
- [77] **Hu R.S., Mathew P., Oxley P.L.B. et Young H.,T., (1986)** Allowing for end cutting edge effects in predicting forces in bar turning with oblique machining conditions, *Proc. Instn. Mech. Engrs.* 200 (C2), 89-99. (1986)
- [78] **Young H.T., Mathew P., Oxley P.L.B., (1987)** Allowing for Nose Radius Effects in Predicting the Chip Flow Direction and Cutting Forces in Bar Turning. *Proc. Inst. Mech. Eng. Vol 201 No. C3* (1987) 213-226 84.
- [79] **Oxley P.L.B.,(1989)** *Mechanics of machining: An Analytical Approach to Assessing Machinability.* Chichester, U.K. E. Horwood ; New York : Halsted Press, 1989. ISBN : 0745800076; 9780745800073; 0470213825 (Halsted Press); 9780470213827 (Halsted Press)
- [80] **Molinari A., Dudzinski D.,(1992)** Stationary shear band in high-speed machining. *C.R. Acad. Sci. Paris.* 315(II),399-405.
- [81] **Dudzinski D., Molinari A., (1997)** A modeling of cutting for viscoplastic materials, *Int. J. Mech. Sci.* 39 (4), 369-389.
- [82] **Moufki A.,Molinari A.et Dudzinski D.,(1998)** Modeling of orthogonal cutting with a temperature dependent frictional w. *J. Mech. Phys. Solids* 46(10),2103-2138.
- [83] **Molinari A., Clifton R.J., (1983)** Localisation de la déformation viscoplastique en cisaillement simple. *C.R. Acad Sci. Paris.* 296, 1-4
- [84] **MoufkiA., DudzinskiD., MolinariA., Rausch M.,(2000)** Thermoviscoplastic modeling of oblique cutting: forces and chip flow predictions ,*Int.J.Mech.Sci.*42,1205-1232.
- [85] **Molinari A.,Nouari M.,(2002)** Modeling of tool wear by diffusion in metal cutting, *Wear* 252,135-149.
- [86] **Molinari A., Moufki A.,(2005)**A new thermomechanical model of cutting applied to turning operations .PartI. Theory. *Int. J. Mach. Tools Manufact.* 45,166-180.
- [87] **Moufki A.,Molinari A.,(2005)** A new thermomechanical model of cutting applied to turning operations .PartII. Parametrical Study .*Int .J .Mach .Tools Manufact.* 45, 181-193.
- [88] **Miguel H., Zaera R.,Rusinek A.,Moufki A.,Molinari A.,(2007)** Numerical modeling of orthogonal cutting: Influence of cutting conditions and separation criterion, *Journal de Physique IV* 134,417-422
- [89] **Moufki A., Molinari A., Soldani X.(2008)**Thermal and interface problems in the bar turning process,*Proc.Int. Conference on High Speed Machining, Darmstadt.*
- [90] **Molinari A., Moufki A., (2008)** The Merchant's model of orthogonal cutting revisited: A new insight into the modeling of chip formation. *Int. J. of Mech. Sci.*50,124-131.
- [91] **Xavier Soldani (2008);** Modélisation analytique de l'usinage a grande vitesse et étude de l'usure en cratère – application au tournage ; Thèse de Doctorat de l'université Paul Verlaine ; Metz (2008)
- [92] **Shaw M.C., (1984)** *Metal cutting principles.* Oxford Science Publications, Oxford. ISBN: 9780195142068
- [93] **Suhas V. Patankar.** *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow.* By CRC Press. ISBN 9780891165224
- [94] **Versteeg HK, Malalasekera W, (1995).** *An introduction to computational fluid dynamics the finite volume method.* Longman Scientific & Technical, ISBN 0-470-23515-2; 1995.

- [95] **ISO 3685-1993E**. Tool-Life Testing with Single-Point Turning Tools. International Standards, International Organization for Standardization, 1993, Geneva.
- [96] **Atkins, T., (2009)**, Science and Engineering of Cutting - The Mechanics and Processes of Separating, Scratching and Puncturing Biomaterials, Metals and Non-Metals, Butterworth-Heinemann.
- [97] **Mabrouki, T., Girardin, F., Asad, M., and Rigal, J.-F., (2008)**, "Numerical and experimental study of dry cutting for an aeronautic aluminium alloy (A2024-T351)," International Journal of Machine Tools and Manufacture, 48(11), pp. 1187-1197.
- [98] **Özel, T., (2006)**, "The influence of friction models on finite element simulations of machining," International Journal of Machine Tools and Manufacture, 46(5), pp. 518-530.
- [99] **Childs, T. H. C., and Maekawa, K., (1990)**, "Computer-aided simulation and experimental studies of chip flow and tool wear in the turning of low alloy steels by cemented carbide tools," Wear, 139(2), pp. 235-250.
- [100] **Dirikolu, M. H., Childs, T. H. C., and Maekawa, K., (2001)**, "Finite element simulation of chip flow in metal machining," International Journal of Mechanical Sciences, 43(11), pp. 2699-2713.
- [101] **Shi, J., and Liu, C. R., (2004)**, "The influence of material models on finite element simulation of machining," Journal of Manufacturing Science and Engineering, 126(4), pp. 849-857.
- [102] **Litonski, J., (1977)**, "Plastic flow of a tube under adiabatic torsion," Bulletin de l'Académie Polonaise des Sciences. Série des Sciences Techniques, 25(1), pp. 7-14.
- [103] **Batra, R. C., (1988)**, "Steady state penetration of thermoviscoplastic targets," Computational Mechanics, 3(1), pp. 1-12.
- [104] **Lei, S., Shin, Y. C., and Incropera, F. P., (1999)**, "Material Constitutive Modeling Under High Strain Rates and Temperatures Through Orthogonal Machining Tests," Journal of Manufacturing Science and Engineering, 121, pp. 577-585.
- [105] **Johnson, G. R., and Cook, W. H., (1983)**, "A Constitutive Model and Data for Metals Subjected to Large Strains, High Strain rate, and Temperatures," International Symposium on BallisticsThe Hauge, The Netherlands, pp. 1-7.
- [106] **Bodner, S. R., and Black, J. T. (1975)**, "Constitutive Equations for Elastic-Viscoplastic Strain-Hardening Materials," Journal of Applied Mechanics, 56, pp. 385-389.
- [107] **Huang, J. M., and Black, J. T., (1996)**, "An Evaluation of Chip Separation Criteria for the FEM Simulation of Machining," Journal of Manufacturing Science and Engineering, 118(4), pp. 545-554.
- [108] **J. Zouhar, M. Piska, (2008)**, Modeling The Orthogonal Machining Process Using Cutting Tools With Different Geometry; MM science journal, October (2008) 48/49
- [109] **Tahsin Tecelli Öpöz– Xun Chen, (2016)**; Chip Formation Mechanism Using Finite Element Simulation, Journal of Mechanical Engineering 62(2016), DOI:10.5545/sv-jme.2016.3523.

Résumé

La maîtrise du procédé d'usinage nécessite une bonne compréhension des mécanismes intervenant dans la zone de coupe ; en particulier l'interface outil-copeau-pièce. Afin d'étudier le comportement des phénomènes intervenant à cette interface, nous avons mené une étude expérimentale et numérique basée sur la détermination de l'influence des paramètres de coupe sur la température de coupe, l'usure et la durée de vie des carbure revêtus avec différents revêtements base de Titane ; nous avons utilisé des plaquettes du type KC810, revêtue en (TiN+Ti(C,N),TiN), et KC910 revêtues en (TiC+Al₂O₃) pour une opération de tournage à sec de l'acier SAE1030. Les essais d'usinage ont été effectués selon le concept de TAGUCHI de planification des expériences. Les profils d'évolution de la température et l'usure des outils de coupe ont été représentés graphiquement, des observations microscopiques de la morphologie d'usure ont été menées afin de caractériser les différents types d'endommagement. L'étude numérique est basée sur la modélisation de la formation du copeau pour une opération de tournage orthogonal avec ABAQUS explicite, tenant compte de la loi de comportement de Johnson-Cook et la formulation ALE.

Mots-clés : Paramètres de coupe, Plaquettes carbure, Usinage à sec, Revêtements durs, comportement d'usure, Johnson-Cook, Approche ALE.

ABSTRACT

The control of machining process requires a good understanding of the mechanisms involved in the cutting zone; in particular the tool-chip-workpiece interface. In order to study the behavior of the phenomena occurring at this interface, we've conducted a numerical and experimental investigation based on the determination of the impact of the cutting parameters on cutting temperature, tool life and wear behavior of Coated carbide inserts, KC810 (TiN,Ti (C, N), TiN) and KC910 (TiC + Al₂O₃), during a dry turning of SAE1030 carbon steel. The machining tests were carried out according to the TAGUCHI DEO. The evolutions of temperature and wear pattern were graphically represented, the different morphologies of wear pattern have been observed under optical and SEM microscopes. Numerical study has been conducted using the ABAQUS explicit platform to simulate the chip formation process and temperature behavior at the tool-chip contact interface according to Johnson-Cook constitutive model and using the ALE approach formulation for modeling the cutting process.

Keywords: Cutting parameters; Carbide inserts; Dry machining; Hard coating; Wear behavior, Johnson-Cook, ALE Approach.

ملخص

يتطلب التحكم في عملية التصنيع فهمًا جيدًا للآليات المتعلقة بمنطقة القطع ؛ على وجه الخصوص منطقة التقاء أداة القطع مع القطعة المشغلة والجذادة الناتجة عن عملية القطع. من أجل دراسة الظواهر التي تحدث في هذه الواجهة، أجرينا دراسةً عديدة و تجريبية من أجل تحديد تأثير خصائص القطع على درجة حرارة القطع وسلوك التآكل من لأدوات القطع المستعملة أثناء عملية الخراطة الجافة بدون سائل تبريد لحديد الصلب SAE1030 .

تم إجراء اختبارات التشغيل وفقاً لمنهج TAGUCHI لبرمجة وتخطيط التجارب. وقد تم تمثيل تطورات درجات الحرارة ونمط التآكل بشكل بياني، وقد لوحظت الأشكال المختلفة لنمط التآكل تحت المجاهر البصرية والالكترونية بتقنية المسح الضوئي.

تم إجراء دراسة عددية باستخدام ABAQUS لمحاكاة عملية تشكيل الجذادة وسلوك درجة الحرارة في واجهة الاتصال بين أداة القطع والقطعة المشغلة وفقاً لنموذج جونسون كوك وباستخدام صيغة ALE لرقمنة عملية القطع.

كلمات مفتاحية: خصائص القطع. لقم كريد. التشغيل الجاف. طلاء صلب تأكل أدوات القطع ، جونسون كوك ، طريقة ALE