

LISTE DES SYMBOLES

LISTE DES SYMBOLES

Symbol	Désignation
V_c	Vitesse de coupe
V_f	Vitesse d'avance
f	Avance
ap	Profondeur
γ	Angle de coupe
α	Angle de dépouille
β	Angle de taillant
hc	Epaisseur de copeau
h	Epaisseur de coupe
τ	Contrainte de cisaillement
Φ	Angle de cisaillement
μ	Coefficient de frottement
η	Angle de frottement
ρ	Masse volumique
C_p	Chaleur spécifique
F_v	Effort de coupe
F_f	Effort de frottement
F_s	Effort de cisaillement
E	Déformation par cisaillement
T_c	échauffement moyen dans le copeau
N	Facteur correcteur
T_0	Température initial de la matière

LISTE DES SYMBOLES

Pe	nombre de Peclet
K	conductivité thermique
A0	Section de coupe

TABLE DES MATIERES

REMERCIEMENT.....	I
DEDICACES.....	II
RESUME.....	III
LISTE DES FIGURES.....	IV
LISTE DES SYMBOLES.....	VII

INTRODUCTION GENERALE

CHAPITRE I : PROCEDURE DE TOURNAGE

1.1 Les machines de tournage	3
1.1.1 Tour à copier.....	3
1.1.2 Tours automatique.....	3
1.1.3 Tour vertical.....	4
1.1.4 Tour parallèle.....	5
1.1.4 .1 Les différentes translations et rotations de tour.....	6
1.2 Les différentes opérations de tournage.....	6
1.3 Montage de la pièce.....	8
1.3.1 Montage entre-pointes.....	8
1.3.2 Montage en l'air.....	9
1.3.3 Montage mixte.....	10
1.3.4 Montage avec lunette.....	10
1.4 Définition de l'outil.....	11
1.4.1 Choix du montage de l'outil.....	12
1.4.1.1 Réglage du porte-à-faux	13
1.4.1.2 Réglage de la hauteur de la pointe.....	13
1.5 Paramètres de coupe en tournage.....	14
1.5 .1 Vitesse de coupe Vc	14

1.5 .2 Vitesse d'avance V_f et Avance par tour f	15
1.5 .3 Profondeur de coupe ap	15
1.5 .4 Angle de direction d'arête κ ou angle d'attaque	16
1.5 .5 Largeur et épaisseur du copeau	16
1.6 Les principaux plans et angles de l'outil.....	17
1.7 Définition des efforts de coupe	20
1.7. 1 Composantes de l'effort de coupe	21

CHAPITRE II : PRINCIPE DE FORMATION DE COPEAU

2.1 Introduction	23
2.2 Formation du copeau.....	24
2.3 Principe de la coupe orthogonale en tournage	25
2.4 Etude géométrique de la coupe orthogonale	28
2.5 Les quatres zones.....	29
2.5.1 Zone de cisaillement primaire.....	29
2.5.2 Zone de cisaillement secondaire.....	29
2.5.3 Zone de cisaillement tertiaire.....	30
2.5.4 Zone de séparation de la matière.....	30
2.6 Arêtes rapportées.....	30
2.7 Types de copeaux.....	30
2.8 Principe de distribution de la chaleur.....	33
2.8.1 L'énergie thermique.....	33
2.8.2 Sources de chaleur.....	36

CHAPITRE III : MODELISATION ANALYTIQUE

3.1 Introduction.....	39
3.2 Modèle de Merchant	40
3.2.1 La déformation par caillement	44
3.3 Modèle d'Albrecht.....	45

3.4 Le modèle de Lee et Shaffer.....	47
3.5 Modélisation thermomécanique.....	49
3.5.1 Modèle d’Oxley (1980).....	49
3.5.2 Modèle de Boothroyd.....	53
3.5.2.1 Détermination du coefficient C.....	56
3.5.3 Modélisation de Molinari et Dudzinski.....	56
3.5.3.1 Modélisation de la zone primaire.....	57
3.5.3.2 La relation de la comptabilité.....	59
3.5.4 Modèle de Gilormini.....	63

CHAPITRE IV : APPLICATION POUR UNE OPERATION DE CHARIOTAGE

4.1 Introduction.....	65
4.2 Evolution de la température.....	66
4.3 Le modèle Boothroyd.....	67
4.4 La variation de la temperature dans la zone de ciallement primaire.....	69
4.5 La variation de la temperature dans la zone de ciallement secondere.....	72
CONCLUSION.....	76
BIBLIOGRAPHIE	77

INTRODUCTION GENERALE

La mise en forme des pièces mécaniques par enlèvement de matière est encore aujourd’hui une technique très répandue. L’usinage en particulier est un procédé complexe qui fait depuis longtemps l’objet de nombreuse recherche, cette recherche expérimentale inclut l’augmentation de la vitesse de coupe et la température démunie la durée de vie de l’outil.

Durant une opération de tournage, l’énergie mécanique due à la contrainte imposée par l’outil provoque une plastification de la matière usinée. De plus, l’énergie mécanique se transforme en énergie thermique. Cette température est accentuée par celle induite par le frottement outil-copeau tout en provoquant une détérioration de l’outil. C’est dans le but de comprendre l’évolution de cette température exprimer la compréhension de la métrologie de la coupe ont été réalisés. Il vise à réaliser une exploration assez large des conditions de coupe (vitesse de coupe, avance, profondeur de passe).

Il est suivi par une deuxième partie qui traite d’une analyse thermique dans la configuration de coupe orthogonale, et l’influence des paramètres de coupe sur la température de coupe et les efforts de coupe.

Nous expliquerons ces influences ainsi la formation de copeau et l’apparition de la température.

Dans ce travail, nous allons tenter à modéliser et résoudre un problème d’usinage. Cette tâche nécessite un premier lieu de choisir un modèle thermomécanique qui présente en juste valeur le problème. En deuxième lieu, l’utilisation d’une méthode d’optimisation qui présente des performances acceptables.

Dans ce but, notre document est articulé sur quatre chapitres :

Chapitre I : présentation du procédé de tournage ainsi que les phénomènes inclus dans ce procédé.

INTRODUCTION GENERALE

Chapitre II : principe de formation de copeau et la configuration de la coupe orthogonale en tournage.

Chapitre III : étude de la modélisation analytique qui est appliquée sur l'usinage.

Chapitre IV : application pour une opération de chariotage et étude de l'influence des conditions de coupe sur la température dans les zones de cisaillement primaire et secondaire.

CHAPITRE I :

PROCÉDURE DE

TOURNAGE

1.1 Les machines de tournage

1.1.1 Tour à copier

Ils permettent l'usinage de pièces par reproduction, à partir d'un gabarit, grâce à un système de copiage hydraulique qui pilote le déplacement du chariot transversal. C'est une machine assez flexible qui peut convenir pour des travaux de petites à grandes séries. La génératrice des surfaces de révolution peut être quelconque.



Figure 1.1 : tours à copier. [1]

1.1.2 Tour automatique

Ce type de tour comportera par exemple huit broches. Huit outils soit un par broche travaillent en même temps et effectuent une opération différente. Ce sont les broches qui tournent d'un huitième de tour pour présenter la pièce devant l'outil suivant. Lorsque les broches ont effectuées un tour complet la pièce est terminée. Il est possible de travailler dans la barre. Sur ce type de tour les réglages sont longs et le temps de passage d'une série à l'autre immobilise la machine. Ce tour sera réservé pour les grandes et très grandes séries à des pièces de dimensions réduites à cause de l'espacement entre les broches.



Figure 1.2 : tour automatique. [1]

1.1.3 Tour vertical

La construction du tour vertical est faite pour pallier les inconvénients des pièces lourdes et très encombrantes ne pouvant être usinées sur un tour frontal. Il est conçu pour assurer un grand rendement.



Figure1.3 : tour verticaux. [1]

1.1.4 Tour parallèle

Dans le tour parallèle l'opération d'usinage sur toute pièce en rotation consistant à enlever de la matière sous forme de copeaux à l'aide d'un outil comportant généralement une arête de coupe et se déplaçant dans un plan de travail passant par l'axe de rotation de la pièce. Opération permettant de réaliser toutes les surfaces de révolution. .

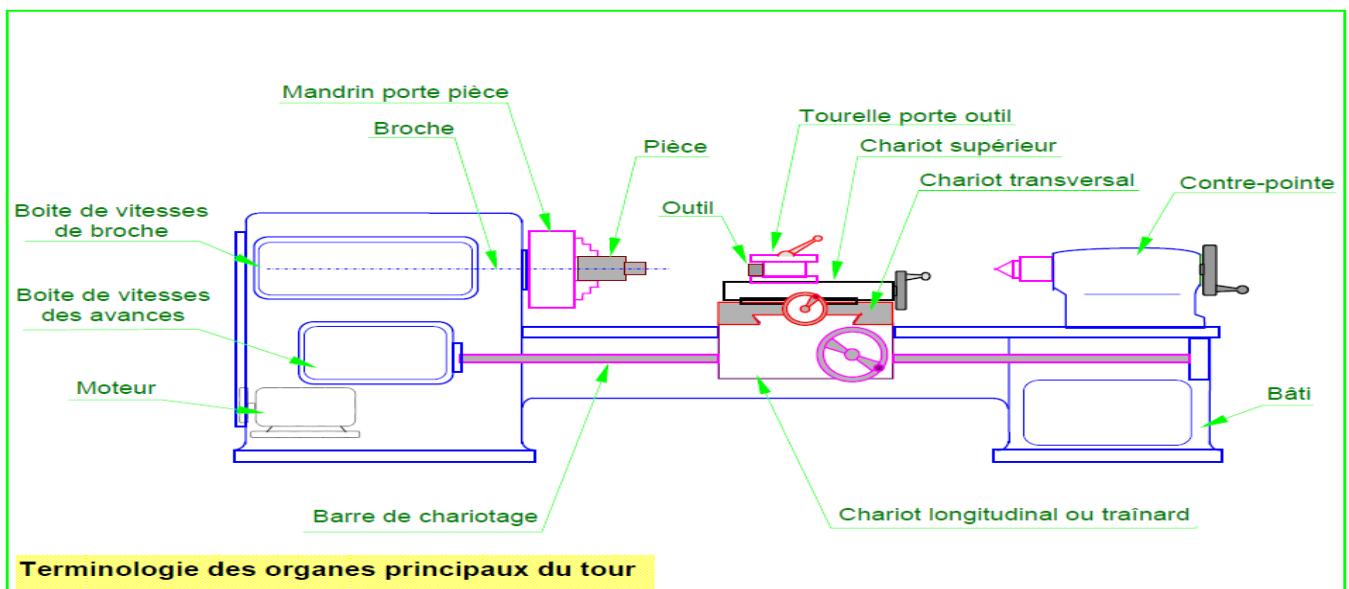


Figure 1.4 : Tour parallèle. [1]

1.1.4 .1 Les différentes translations et rotation de tour

Rapportons nous au schéma de la figure qui est représenté le détail de tour parallèle et les différents mouvements.

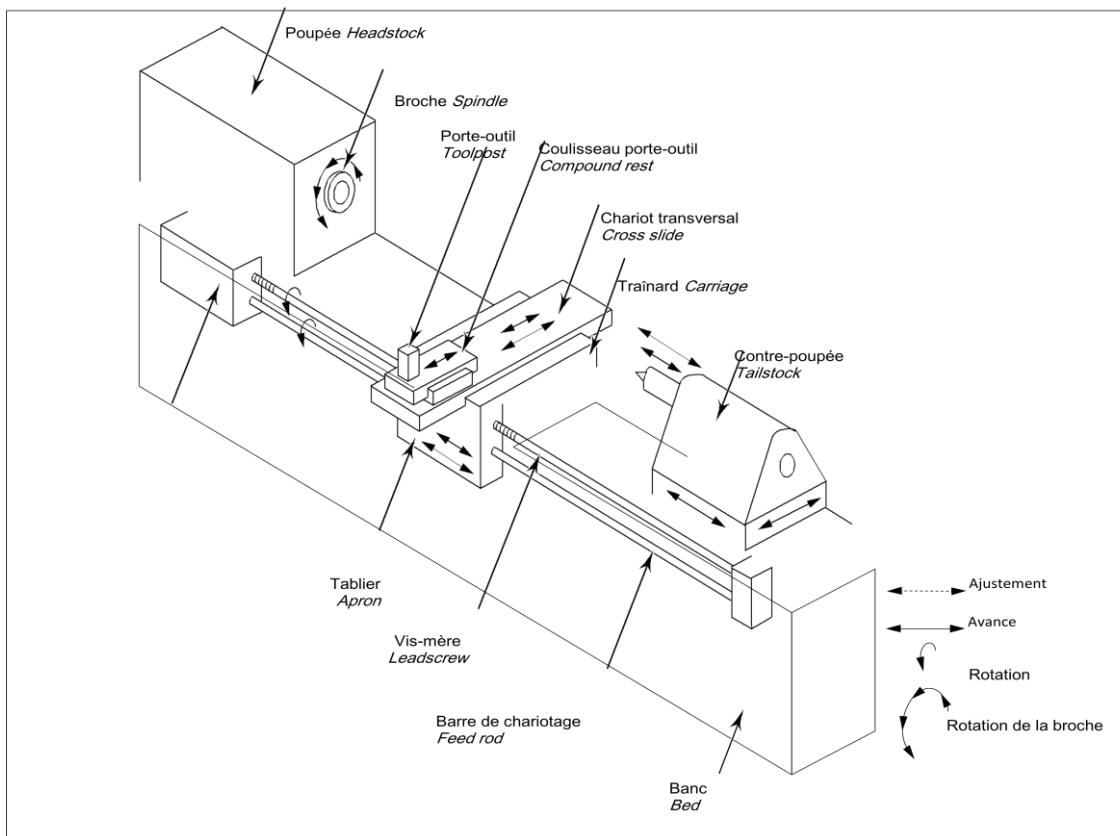
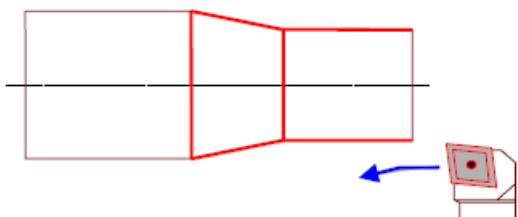


Figure 1.5 : les rotations et translation de tour. [4]

1.2 Les différentes opérations de tournage

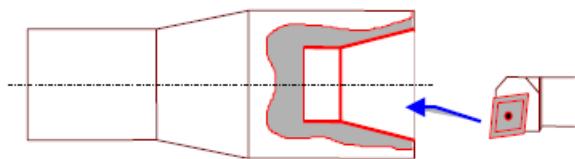
1.2 .1 Chariotage

Opération qui consiste à usiner une surface cylindrique ou conique extérieure.



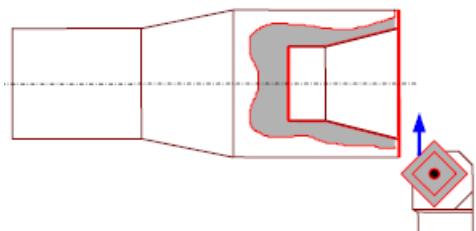
1.2 .2 Alésage

Opération qui consiste à usiner une surface cylindrique ou conique intérieure.



1.2 .3 Dressage

Opération qui consiste à usiner une surface plane perpendiculaire à l'axe de la broche extérieure ou intérieure.



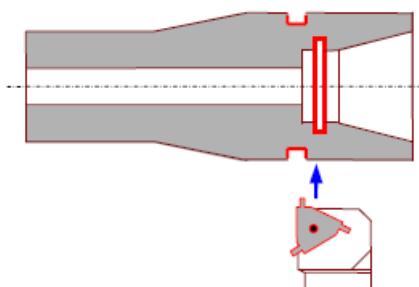
1.2 .4 Perçage

Opération qui consiste à usiner un trou à l'aide d'un forêt.



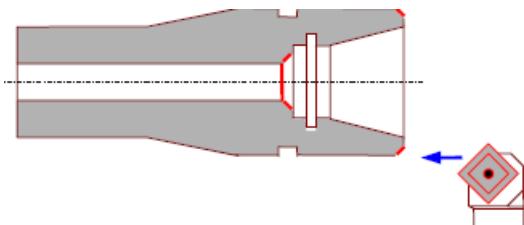
1.2 .5 Rainurage

Opération qui consiste à usiner une rainure intérieure ou extérieure pour le logement d'un circlips ou d'un joint torique par exemple.



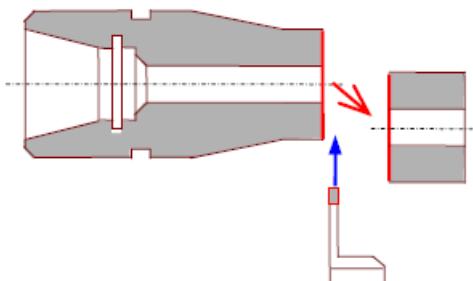
1.2 .6 Chanfreinage

Opération qui consiste à usiner un cône de petite dimension de façon à supprimer un angle vif.



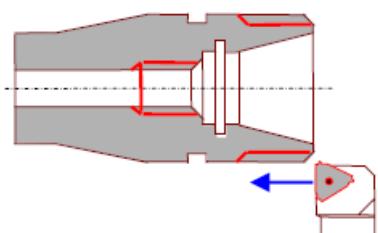
1.2 .7 Tronçonnage

Opération qui consiste à usiner une rainure jusqu'à l'axe de la pièce afin d'en détacher un tronçon.



1.2 .8 Filetage

Opération qui consiste à réaliser un filetage extérieur ou intérieur.



1.3 MONTAGE DE LA PIECE

1.3.1 Montage entre-pointes

- Utilisé pour l'usinage des pièces rigides de longueur moyenne
- Ses avantages sont: la précision, la simplicité et la rapidité.

La pièce sera soutenue par deux pointes. La pointe fixe (poupée fixe) et la pointe mobile (poupée mobile). Pour ce faire, il faut, dans la pièce à usiner et sur chaque flanc, un trou de centre qui a un angle au sommet égal à celui de la pointe c'est-à-dire 60° . On utilisera pour forer ces trous une mèche à centrer.

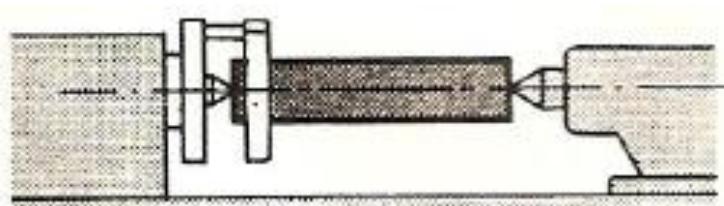


Figure 1.6 : Montage entre-pointes

Montage entre-pointes avec le toc :

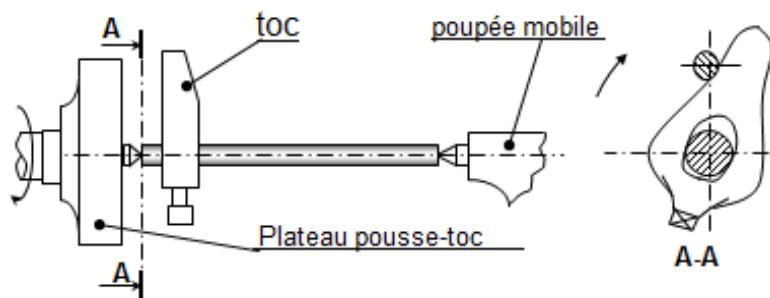


Figure 1.7: Montage avec le toc

1.3.2 Montage en l'air

- Pour l'exécution de petites ou de grosses pièces,
- Pour des pièces de petites longueurs.

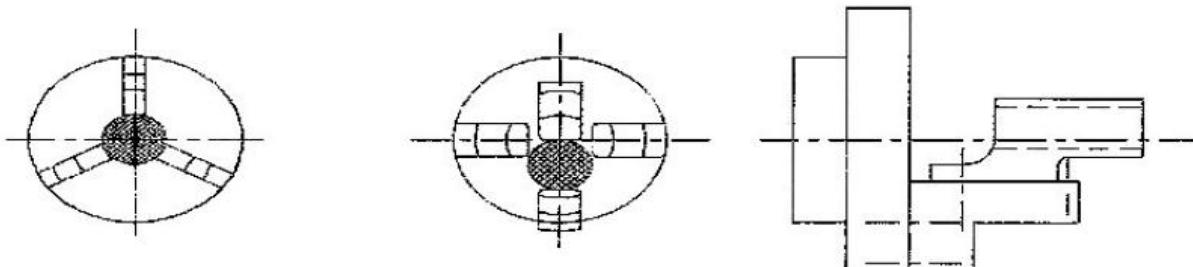


Figure 1.8: Montage en l'air

Pour cela, on utilisera :

- Le mandrin universel (3 ou 4 mors). Universel signifie que les mors s'ouvrent et se ferment en même temps.
- Le mandrin à mors indépendants (4 mors). Ici, les mors sont indépendants l'un de l'autre.
- Un montage au plateau.

1.3.3 Montage mixte

- Pour l'exécution de grosses pièces et longues.

La pièce sera soutenue à gauche dans un mandrin, à droite par la contre pointe.

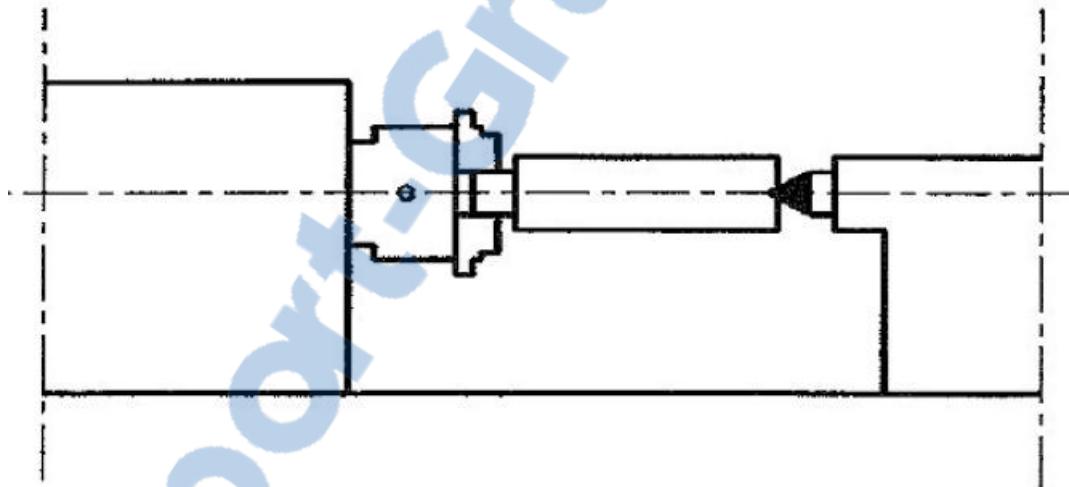


Figure 1.9: Montage mixte

1.3.4 Montage avec lunette

-il existe deux lunettes: lunettes fixes et lunettes mobiles.

Les premières seront utilisées lors de travaux de pièces longues et flexibles sur lesquelles les portées d'usinage sont de courtes longueurs.

Les secondes seront utilisées lors de travaux de pièces longues et flexibles sur lesquelles les portées d'usinage sont de grande longueur.

Les lunettes fixes peuvent être utilisées aussi comme support à l'extrémité de la pièce.

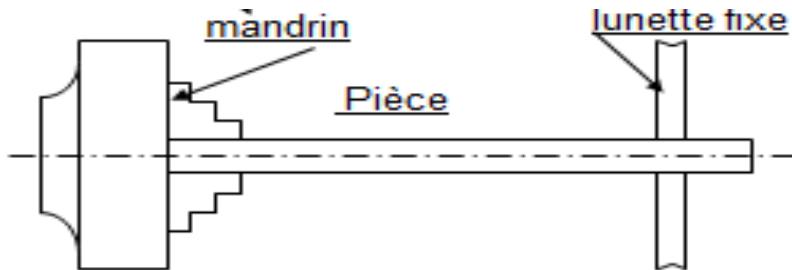


Figure 1.10: Montage avec lunette fixe

Quand faut-il utiliser les lunettes ?

Lorsque :

$$\frac{L}{D} < 8$$

====> la pièce est dite rigide

$$12 > \frac{L}{D} > 8$$

====> la pièce est dite semi-rigide (lunette à conseiller)

$$\frac{L}{D} > 12$$

====> La pièce est dite flexible (lunette obligatoire)

1.4 DEFINITION DE L'OUTIL

Les outils sont des morceaux d'acier affûtés d'une certaine manière plus durs que le métal à usiner et ce pour permettre l'usinage de ces différents métaux.

Un outil est constitué d'un corps comportant une ou plusieurs parties actives.

L'élément essentiel de la partie active est l'arrêté formée par l'intersection de la

face de coupe et de la face de dépouille. L'arête principale est déterminée par le mouvement d'avance suppose de l'outil.

Morceaux d'acier, soit :

- acier rapide (trempé)
- barreaux traités
- carbure métallique (plaquettes)
- stellites
- céramiques

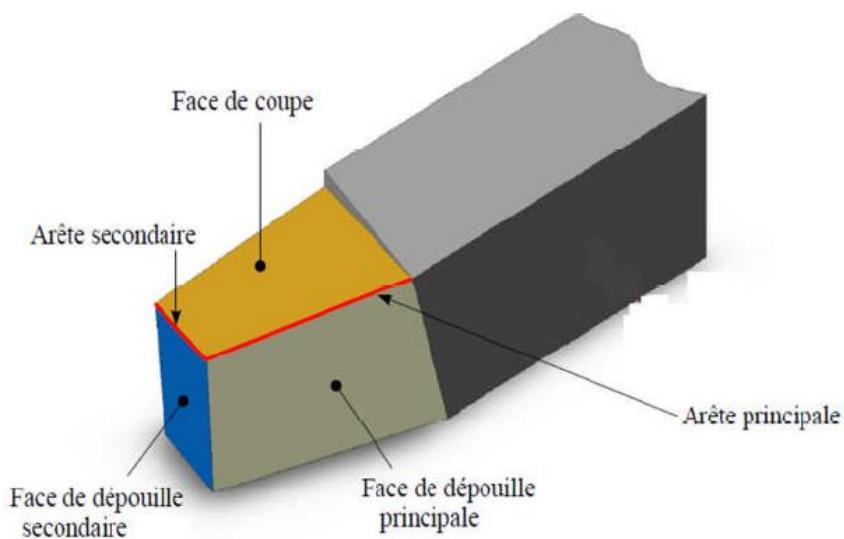


Figure 1.11 : Outil de coupe. [1]

1.4.1 Choix du montage de l'outil

Les conditions d'installation de l'outil pour assurer la coupe :

- Garantir la transmission du mouvement d'avance.
- Garantir le positionnement de la partie active de l'outil par rapport au mouvement d'avance.

1.4.1.1 Réglage du porte-à-faux

L'outil doit être fixé avec le porte-à-faux le plus faible pour éviter les vibrations et le risque de flexion.

$$L < 2h$$

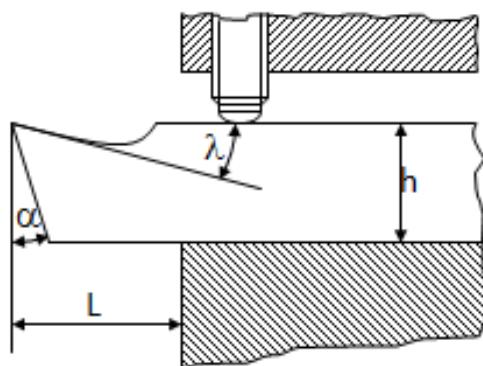


Figure 1.12: réglage de porte-à-faux

1.4.1.2 Réglage de la hauteur de la pointe

-il faut garantir l'accès de la partie active de l'outil par rapport à la pièce pour éviter les vibrations et les flexions.

Figure .a : Le bec est au-dessus de l'axe : l'outil risque de talonner « broutement ».

Figure .b : Le bec est au-dessous de l'axe : l'outil risque de fléchir « mauvais dégagement du copeau ».

Figure .c : Montage correct de l'outil.

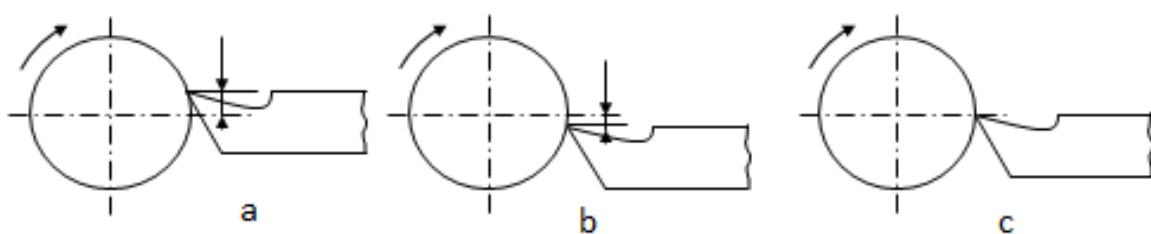


Figure 1.13 : montage de l'outil. [2]

1.5 PARAMETRES DE COUPE EN TOURNAGE

Le tournage est un procédé de fabrication mécanique par coupe (enlèvement de matière) mettant en jeu des outils à arête unique. La pièce est animée d'un mouvement de rotation (mouvement de coupe) qui est le mouvement principal du procédé.

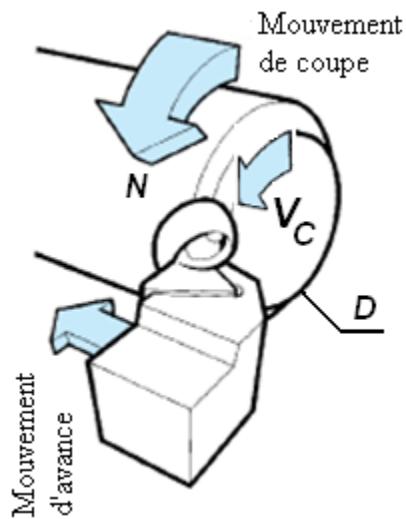


Figure 1.14 : Tournage avec outil à arête unique. [2]

1.5 .1 Vitesse de coupe V_c

La pièce est entraînée sur le tour à une certaine vitesse angulaire ω et cette vitesse étant communiquée par la broche de la machine via le porte-pièce. Compte tenu du diamètre de la pièce au point d'usinage, la vitesse relative de la pièce en ce point par rapport à l'outil, qui est supposé fixe par rapport à la machine vaut :

$$V_c (m/s) = \frac{D}{2} (m) \times \omega (rad/s)$$

Cette vitesse de rotation de la broche du tour est donnée par :

$$N(\text{tr/min}) = \frac{1000 \times V_c (\text{m/min})}{\pi D (\text{mm})}$$

Le machiniste choisit cette vitesse de rotation en fonction: des matériaux de la pièce et de l'outil, de la lubrification et de la durée de vie de l'outil.

1.5 .2 Vitesse d'avance V_f et Avance par tour f

La vitesse d'avance V_f (mm/min) est la vitesse à laquelle la machine déplace l'outil par rapport au bâti.

L'avance par tour f (mm/tr) est la valeur du déplacement de l'outil, lorsque la pièce a effectué une révolution. C'est une donnée clé pour la qualité de la surface usinée. L'avance influe non seulement sur l'épaisseur des copeaux, mais également sur la manière dont ils se brisent.

La vitesse d'avance V_f est donnée en fonction de f par la relation : $V_f = f \times N$

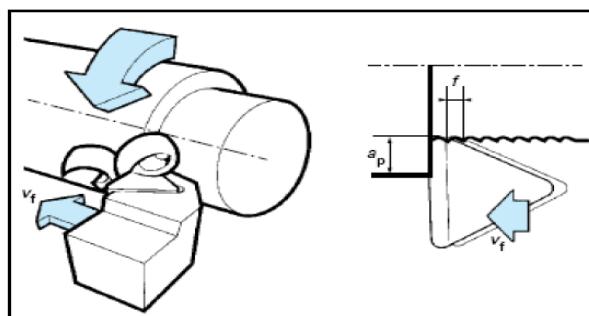


Figure 1.15: Vitesse d'avance V_f et avance par tour. [2]

1.5 .3 Profondeur de coupe ap

En chariotage la profondeur de coupe ap (mm) est la différence entre la surface non usinée et la surface usinée, c'est-à-dire la moitié de la différence entre le

diamètre non usiné et le diamètre usiné. La profondeur de coupe est toujours mesurée perpendiculairement à la direction de l'avance et non pas suivant l'arête de l'outil.

1.5 .4 Angle de direction d'arête κ ou angle d'attaque (NF E 66-502)

L'angle de direction d'arête κ est l'angle entre l'arête de coupe et la direction de l'avance. K affecte également la direction des forces de coupe que l'outil exerce sur la pièce dans le plan horizontal.

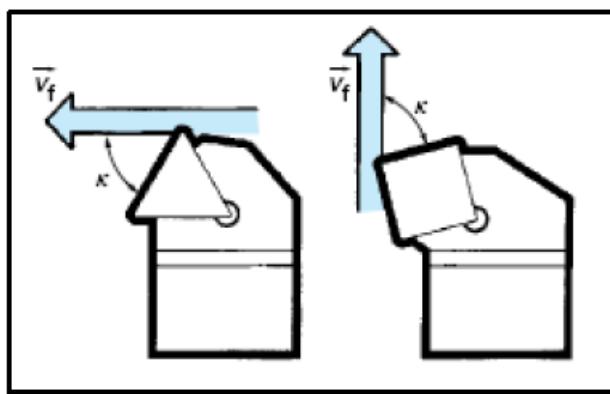


Figure 1.16 : L'angle de direction d'arête en travail. [2]

L'angle d'attaque, en combinaison avec les autres éléments de la géométrie d'arête et la matière usinée, affecte la direction d'évacuation des copeaux au niveau de l'arête de coupe.

En règle générale, il convient de choisir un angle d'attaque entre 60° et 80° pour le tournage chaque fois que la nature de la pièce ou de l'opération l'autorise.

1.5 .5 Largeur et épaisseur du copeau

L'épaisseur du copeau h est mesurée perpendiculairement par rapport à l'arête de coupe. La largeur bD de ce copeau est mesurée parallèlement par rapport à cette arête.

Pour une avance par tour f et une profondeur de passe ap données, l'épaisseur et la largeur du copeau varient avec l'angle d'orientation d'arête κ . Par ailleurs,

pour de fortes passes (rayon de bec d'outil négligeable devant les autres paramètres), la section de copeau vaut approximativement : $AD=f \times ap = h \times bD$

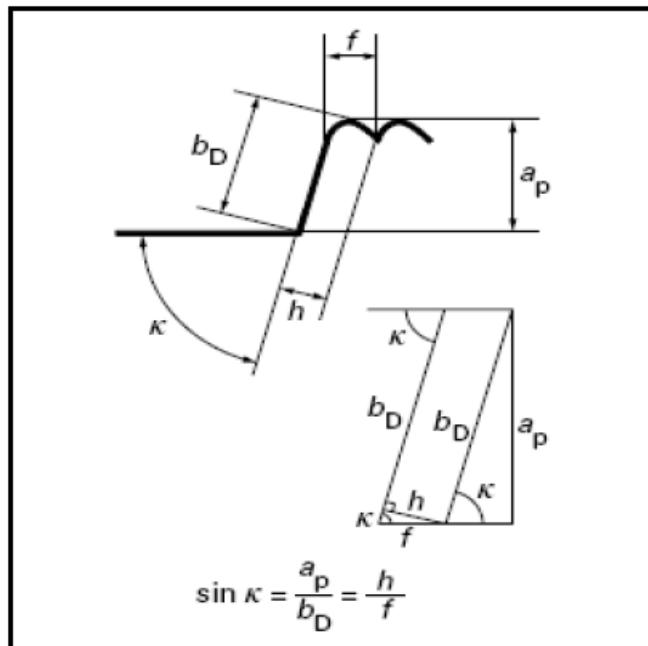


Figure 1.17: Variation de l'épaisseur et de la largeur du copeau. [3]

1.6 Les principaux plans et angles de l'outil (NF E 66-503)

L'orientation, dans la configuration outil en main de l'arête de l'outil de coupe, de la face de coupe et de la face de dépouille est définie par les différents angles caractéristiques.

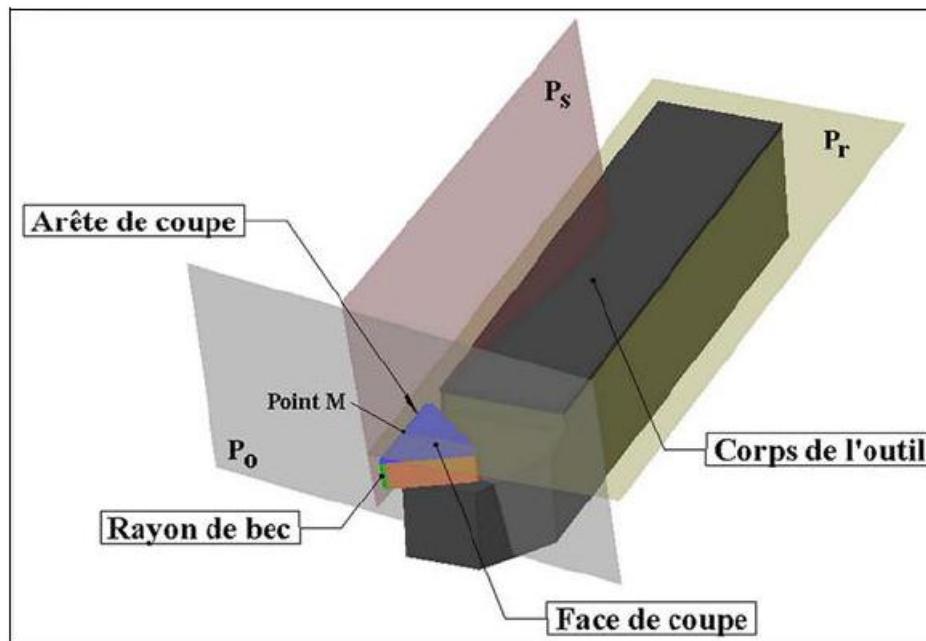


Figure 1.18 : Définition basique d'un outil de coupe de tournage

Pour définir ces angles, des plans de références doivent être introduits:

- Le plan de référence de l'outil P_r passe par un point M de l'arête de coupe et est parallèle au plan de base servant de face d'appui au corps de l'outil.
- Le plan d'arête de l'outil P_s est tangent à l'arête de coupe au point M et perpendiculaire au plan de référence P_r .
- Le plan orthogonal de l'outil P_0 est perpendiculaire au plan de référence P_r et au plan d'arête de l'outil P_s au point M.

La somme des trois angles γ , β et α généralement égale à 90° .

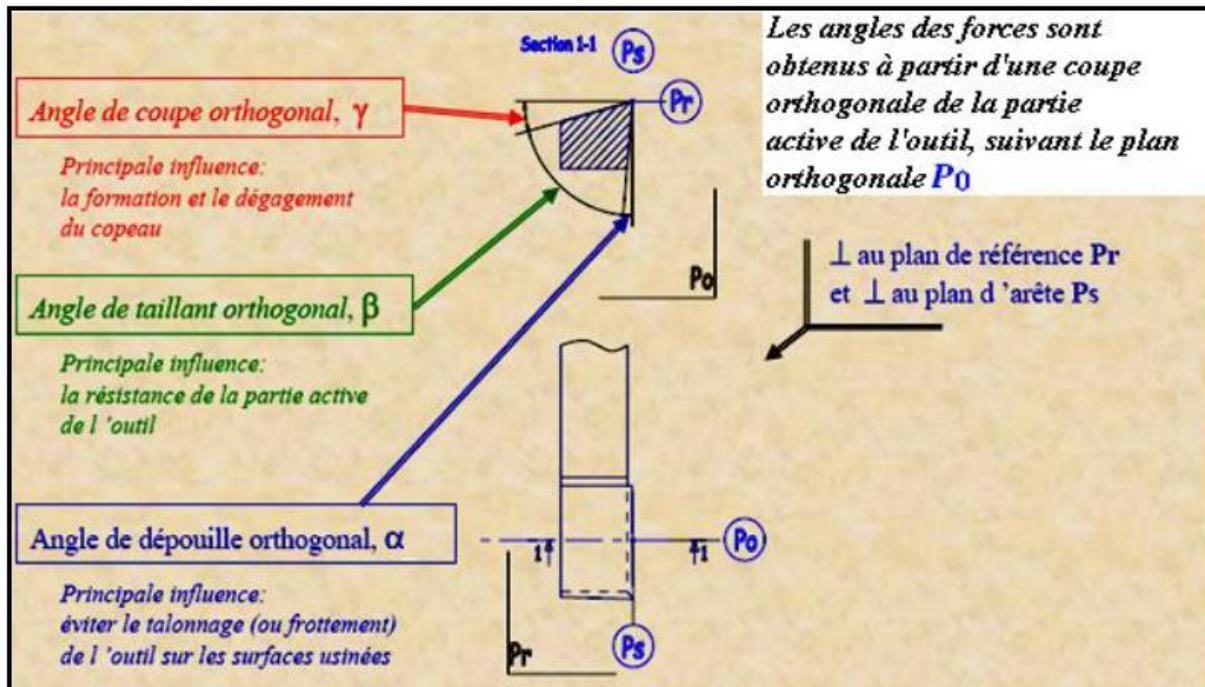


Figure 1.19 : Les angles de coupe en tournage. [3]

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

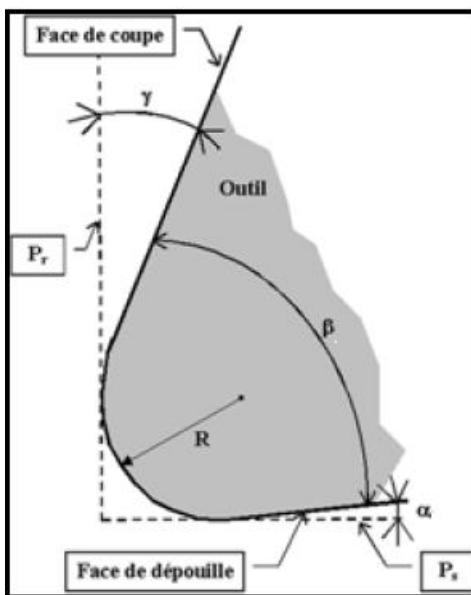


Figure 1.20 : Arête de coupe dans le plan P_0

- Un grand rayon répartit l'effort de coupe sur une plus grande longueur, ce qui améliore généralement la durée de vie de l'outil. La dissipation de la chaleur se

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

- Un grand rayon de bec augmente la composante radiale de l'effort de coupe.

1.7 Définition des efforts de coupe

Les efforts résultant de l'interaction de l'outil par rapport à la pièce proviennent des contraintes qui apparaissent dans les zones de cisaillement primaire et secondaire, et des forces de frottement. Plus précisément, les forces exercées sur l'outil résultent des actions de contact du copeau sur l'outil (zone 1) et de la pièce sur l'outil (zone 2)

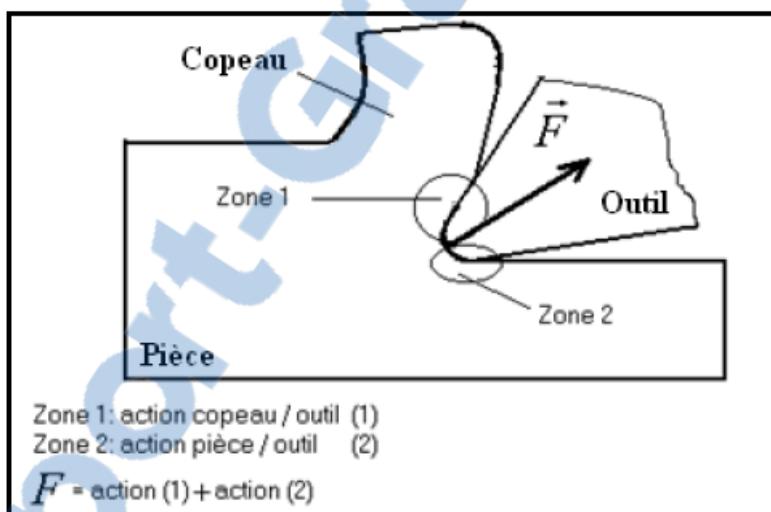


Figure 1.21 : Les actions de contact exercées sur l'outil. [4]

1.7. 1 Composantes de l'effort de coupe

En plus des informations concernant la stabilité de la coupe, la connaissance des efforts de coupe nous renseigne sur les déformations plastiques et la puissance mécanique fournie qui est nécessaire à l'enlèvement de la matière. De plus, elle permet de délimiter la zone de coupe en choisissant des valeurs des efforts acceptables pour l'outil.

L'effort de coupe produit peut être décomposé en trois composantes selon les directions privilégiées

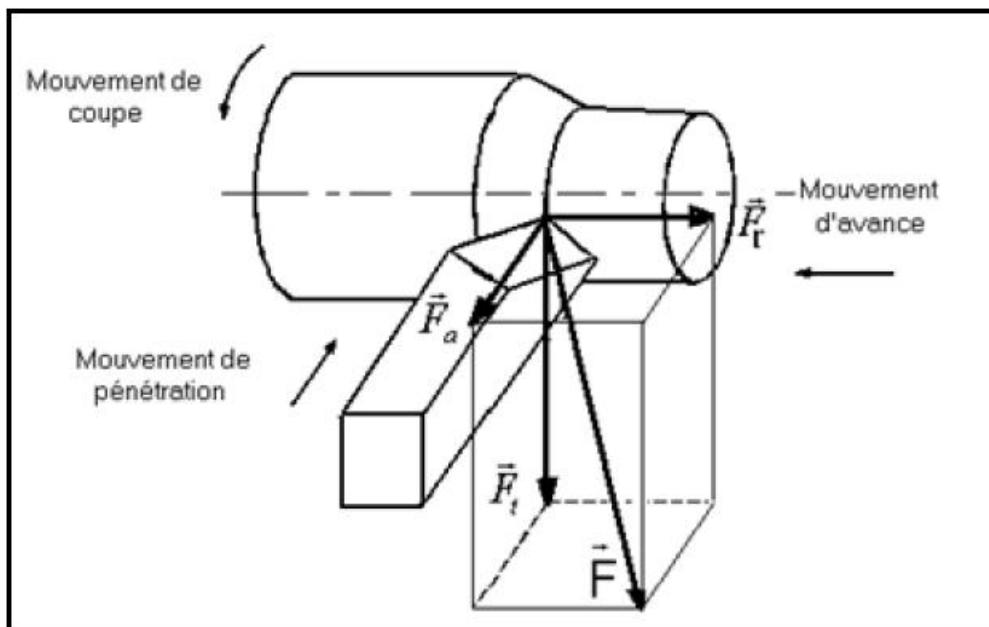


Figure 1.22 : Les composantes de l'effort de coupe. [4]

Les trois composantes de la résultante \vec{F} des forces de coupe sont:

- \vec{F}_t : Composante tangentielle ou composante principale de coupe, c'est la composante agissant dans la direction de la vitesse de coupe et elle a la plus grande valeur absolue.
- \vec{F}_a : Composante d'avance ou composante axiale, c'est la composante agissant dans la direction de la vitesse d'avance.
- \vec{F}_r : Composante de refoulement ou composante radiale, c'est la composante agissant dans une direction perpendiculaire aux deux autres.

Les valeurs relatives F_a et Fr dépendent de l'orientation de l'arête de coupe.

CHAPITRE III : PRINCIPE DE FORMATION DE COPEAU

2.1 Introduction

Tresca a publié une figure de visio-plasticité d'un processus de formation du copeau, (Figure 2.1.a). Il a donné une hypothèse que pour la construction de la meilleure forme d'outils et pour déterminer la profondeur de la coupe la plus appropriée, l'examen minutieux de la coupe est de plus grande importance.

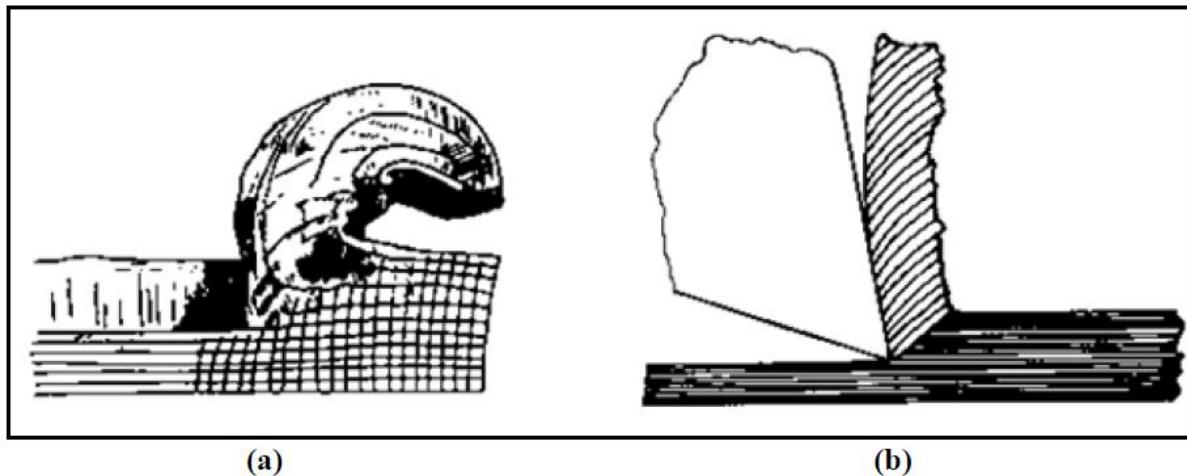


Figure 2.1 (a , b) : Observation du copeau par Tresca (a) et Mallock (b).[9]

En 1881 Rayleigh a présenté à la Société Royale de Londres un papier fait par Mallock. Il a montré l'aspect des sections corrodées des copeaux ferreux et non ferreux observés par un microscope optique (Figure 2.1.b). Mallock a défini que la formation du copeau est produite en cisaillant le matériau. Il a donné l'argument du fait que le frottement entre le copeau et l'outil est de grande importance en déterminant la déformation dans le copeau. Il a commenté que les lubrifiants ont agit en réduisant le frottement entre le copeau et l'outil. Il a également donné des équations pour la quantité du travail effectué dans le cisaillement interne et par frottement entre le copeau et l'outil. Mais il a ignoré l'hypothèse du travail donné par Tresca sur la plasticité.

Un article de Taylor en 1907 a décrit les premiers travaux sur l'optimisation de productivité par les matériaux améliorés d'outils (les aciers rapides) et leur meilleure utilisation.

Ainsi, les bases de la théorie et de la pratique d'usinage ont été introduites entre 1870 et 1905. [9]

2.2 Formation du copeau

L'analyse des mécanismes de formation du copeau lors du processus d'usinage est le pas fondamental pour toute étude dans le domaine de la coupe, à titre d'exemple l'optimisation du choix des outils et prédition de leur durée de vie. Durant ce processus, différents phénomènes peuvent avoir lieu tels que les déformations plastiques, le contact et le frottement entre l'outil et la pièce, les effets thermiques, l'usure, etc....

Si l'on examine la courbe de traction d'un acier (Figure 2.2) on observe trois zones :

- **oa** : Déformation élastique (réversible)
- **ab** : Ecoulement du métal
- **bc** : Déformation plastique (irréversible)
- à partir de **c** : Rupture

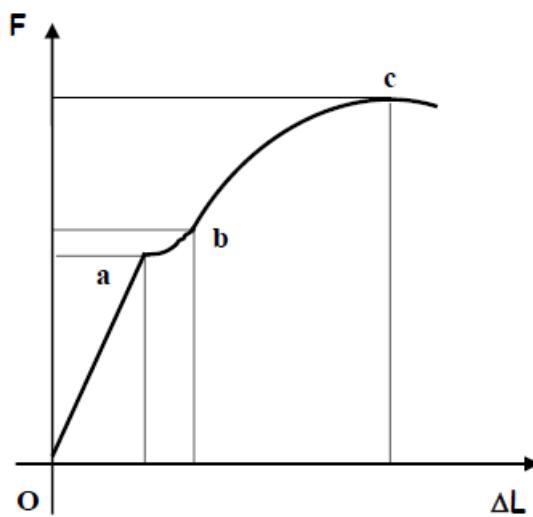


Figure 2.2 : Courbe de traction d'un acier. [6]

Dans le cadre de la formation du copeau, nous nous intéresserons à la déformation plastique, qui consiste dans le glissement de certaines couches de la matière par rapport à d'autres suivant des plans de cisaillement.

Ces glissements provoquent :

- la modification de la forme, des dimensions et des positions relatives des grains du métal.
- un échauffement important et modifications des propriétés de la matière à usiner.

2.3 Principe de la coupe orthogonale en tournage

La configuration de la coupe orthogonale en tournage nécessite que l'arête de coupe soit perpendiculaire aux vitesses de coupe V_c et d'avance de l'outil. Dans la pratique, deux procédés classiques permettent d'obtenir ces conditions : le tournage de tube en bout et l'usinage de palier, (Figure 2.3). Dans ce cas, l'arête de coupe est rectiligne, perpendiculaire au mouvement d'avance de l'outil. Cette configuration de coupe n'a quasiment pas d'applications industrielles, mais elle est intéressante, par les simplifications géométriques et cinématiques qu'elle induit, pour l'étude des phénomènes apparaissant lors de la coupe tel que le broutement. [4]

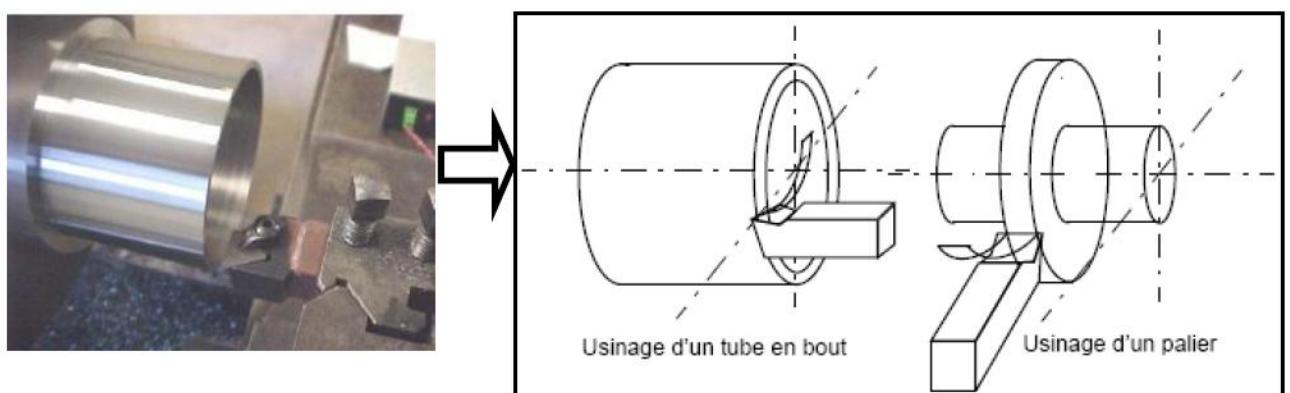


Figure 2.3 Configurations de la coupe orthogonale. [6]

-Rapportons nous au schema qui represente le plan de cisaillement au voisinage de l'outil

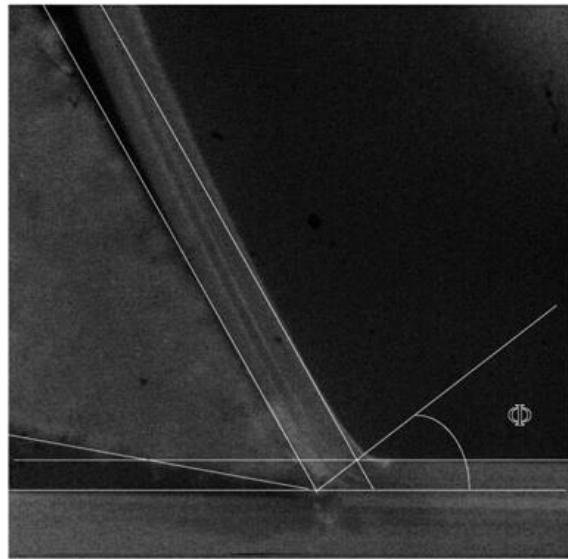


Figure 2.4 : Formation de copeau et angle de cisaillement primaire. [9]

Les conditions de coupe se limitent à la vitesse de coupe et à l'avance par tour. L'épaisseur du copeau restant faible par rapport à sa largeur. La coupe se modélise par un problème de déformations planes (les phénomènes entrant en jeu dans des plans perpendiculaires à l'arête de coupe sont identiques). En régime stationnaire et à vitesse de coupe constante, il est donc possible de tracer une représentation plane de la coupe.

- la surface de coupe (pente d'affûtage ou surface de dégagement) c'est la surface sur laquelle s'écoule le copeau.
- la surface de dépouille, c'est la surface en regard de la surface usinée sur la pièce et elle a pour objet d'éviter le talonnage de l'outil sur la pièce,
- l'angle de coupe γ (pente d'affûtage ou angle de dégagement), c'est l'angle que fait la surface usinée avec une surface qui lui est perpendiculaire et il peut être positif ou négatif.

- l'angle de dépouille α , c'est l'angle que fait la surface de dépouille avec la vitesse de coupe.

La coupe la plus élémentaire est la coupe dite « orthogonale »

(Figure 2.3). Dans cette configuration, l'arête de coupe est perpendiculaire à la fois aux directions de coupe et d'avance.

L'outil est incliné de l'angle de coupe γ par rapport à la verticale et se déplace avec la vitesse de coupe V_c . La quantité de matière enlevée est représentée par l'épaisseur du copeau non déformé h (ou avance par tour f) et la profondeur de passe w . Le copeau d'épaisseur h_c se déplace le long de la face de coupe de l'outil avec la vitesse V_{cop} et quitte en se courbant l'interface outil-copeau à la distance l_c de la pointe de l'outil (longueur de contact).

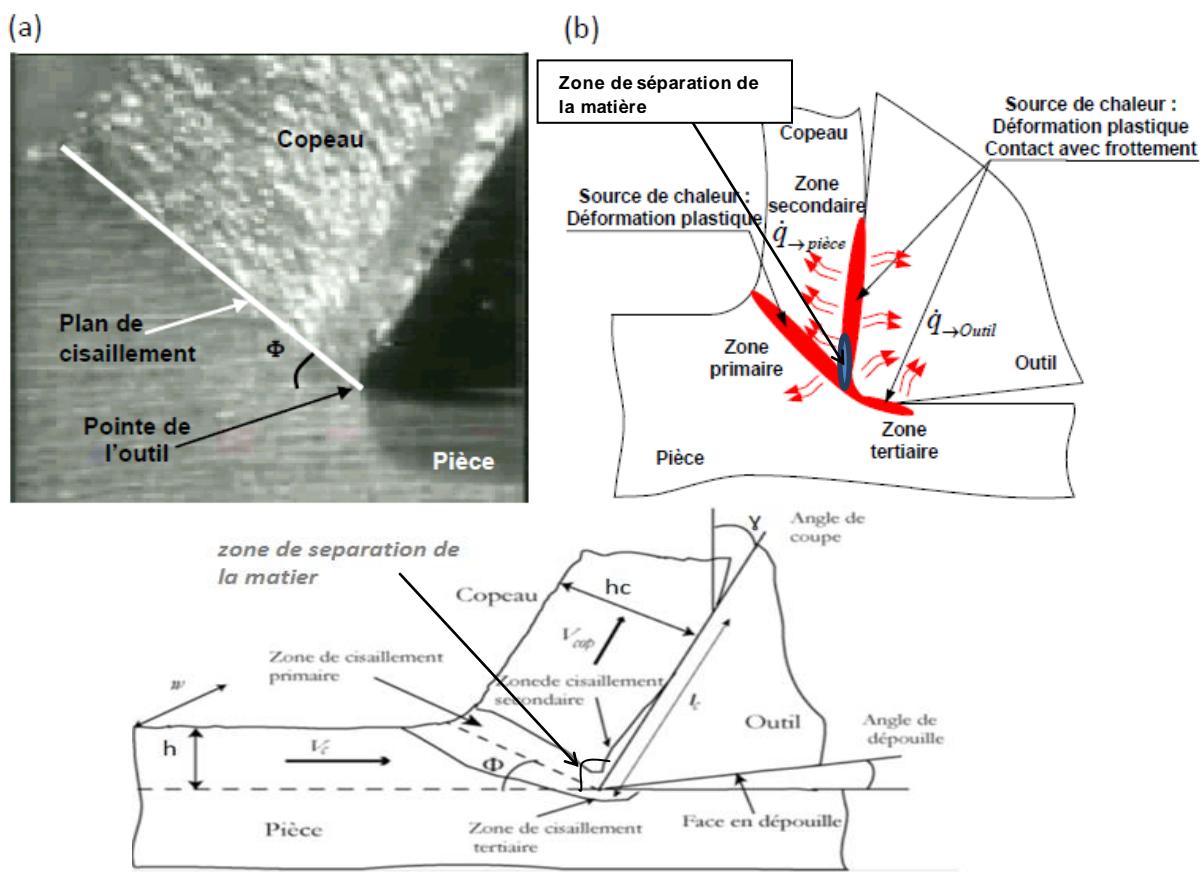
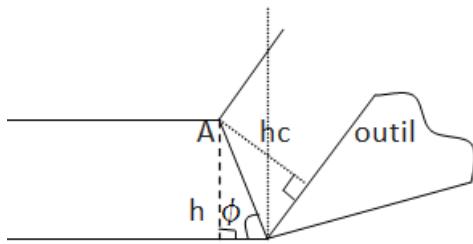


Figure 2.5 Principales zones de déformation et paramètres de la coupe orthogonale. [3]

2.4 Etude géométrique de la coupe orthogonale

Le rapport de compression ou le rapport de coupe Ch qui exprime d'épaisseur du copeau essentiellement du au frottement intense à interface entre le copeau et la face de coupe.



$$Ch = \frac{h}{hc} \quad \text{toujours} < 1$$

$$\sin \phi = \frac{h}{OA} \quad \text{et} \quad \sin \left(\frac{\pi}{2} - \phi + \gamma \right) = \frac{hc}{OA}$$

$$Ch = \frac{h}{hc} = \frac{\sin \phi}{\sin \left(\frac{\pi}{2} - \phi + \gamma \right)}$$

$$Ch = \frac{h}{hc} = \frac{\sin \phi}{\cos (\gamma - \phi)}$$

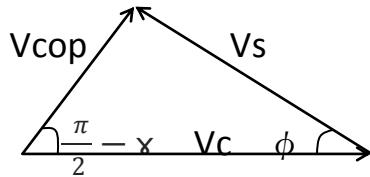
$$\cos (\gamma - \phi) = \cos \gamma \cdot \cos \phi + \sin \gamma \cdot \sin \phi$$

$$Ch = \frac{1}{\sin + \frac{\cos \gamma}{\tan \phi}}$$

(1)

$$\tan \phi = \frac{Ch \cdot \cos \gamma}{1 - Ch \cdot \sin \gamma}$$

La conservation du flux de matière s'exprime de la manière suivante :



$$\frac{V_c}{\cos(\phi - \gamma)} = \frac{V_{cop}}{\sin \phi} = \frac{V_s}{\cos \gamma}$$

D'où l'expression de la vitesse du copeau V_{cop} :

$$V_{cop} = \frac{\sin \phi}{\cos(\phi - \gamma)} V_c \quad (2)$$

2.5 Les quatres zones

2.5.1 Zone de cisaillement primaire

La zone de cisaillement primaire 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.

L'angle de cisaillement Φ est alors géométriquement relié à h , h_c et γ .

2.5.2 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 de cisaillement secondaire 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.

2.5.3 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 précédentes zones de déformation, mais d'elles dépendent aussi la qualité de la surface usinée (rugosité et contraintes résiduelles).

2.5.4 Zone de séparation de la matière

Dans la dernière zone, la zone de fissuration de la matière la pointe de l'outil joue un rôle très important. Très localement une compression très élevée suivie d'une fissuration de la matière et très hautes températures sont observées. Dans certains cas une arête rapportée se forme sur la face de coupe de l'outil.

2.6 Arêtes rapportées

Les arêtes rapportées résultent d'une accumulation de métal de la pièce usinée sur la face de coupe, en particulier dans le cas de matériaux difficilement usinables. Il arrive parfois que cet apport de métal se détache et détériore l'arête de coupe. Il mène en outre à des états de surface médiocres. Le phénomène est dû à une vitesse de coupe et une avance trop faible ou des angles de coupe non appropriés

Mesures correctives :

- Accroître la vitesse de coupe
- Utiliser des métaux durs revêtus ou des cermets
- Choisir une géométrie d'arête positive
- Travailler avec arrosage.

2.7 Types de copeaux

En fonction des conditions de coupe et du couple outil/matière, des copeaux de morphologies très différentes peuvent être formés. On les classe traditionnellement en trois catégories :

2.7 .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.

2.7.2 les copeaux formés avec arête rapportée

Qui résultent d'un état d'équilibre dynamique du système composé de l'outil, du copeau et d'une zone de stagnation de matière au niveau l'arête.

2.7.3 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.

_ 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.

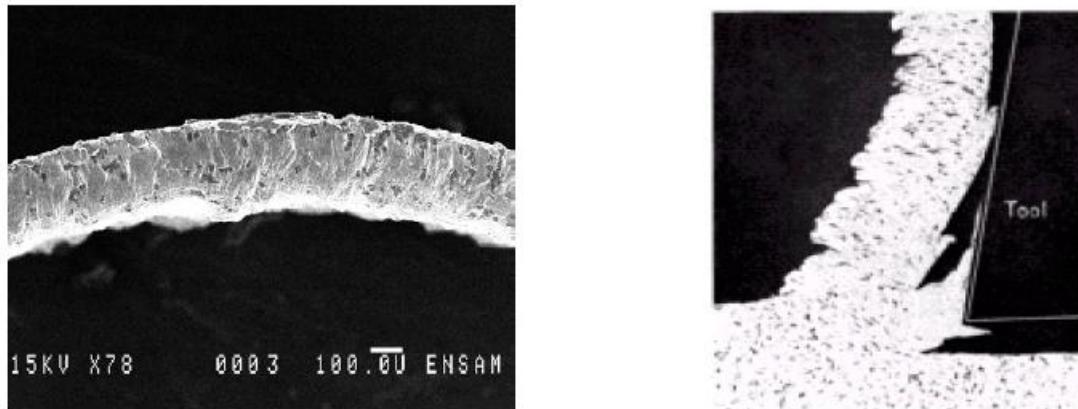


Figure 2.6 : (a) Copeau continu formé en coupe orthogonale, (b) Coupe orthogonale avec arête rapportée, acier 0.13% C, $V_c=24$ m/min aluminium AA7075, $V_c=60$ m/min, $t_1= 0.1$ mm. [10]

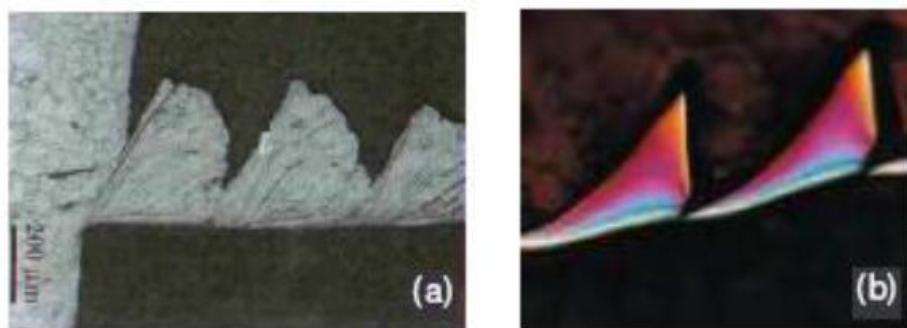


Figure 2.7: Copeau discontinu

(a) acier austénitique inoxydable usiné avec un outil carbure ($V_c=130$ m/min, $f = 0,1$ mm/tr), (b) acier à roulement 100Cr6 à 62HRC usiné avec un outil en céramique renforcé SIC. [11]

La forme des copeaux varie et dépend des conditions d'usinage et du coup le outil/matière. Le tableau II présente les différentes formes macrographiques de copeaux obtenus en usinage, classées selon la norme ISO DIS 3685.

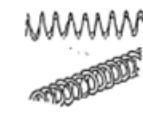
<i>1. COPEAU RUBAN</i>	<i>2. COPEAU TUBULAIRE</i>	<i>3. COPEAU EN SPIRALE</i>	<i>4. COPEAU HELICOIDAL EN RONDELLE</i>	<i>5. COPEAU HELICOIDAL CONIQUE</i>	<i>6. COPEAU EN ARC</i>	<i>7. COPEAU ELEMENTAIRE</i>	<i>8. COPEAU AIGUILLE</i>
<i>LONG</i> 	<i>LONG</i> 	<i>PLAT</i> 	<i>LONG</i> 	<i>LONG</i> 	<i>ATTACHE</i> 		
<i>COURT</i> 	<i>COURT</i> 	<i>CONIQUE</i> 	<i>COURT</i> 	<i>COURT</i> 	<i>DETACHE</i> 		
<i>ENCHEVETRE</i> 	<i>ENCHEVETRE</i> 		<i>ENCHEVETRE</i> 	<i>ENCHEVETRE</i> 			

Tableau II Les différentes formes macrographiques de copeaux. [9]

Les trois grands groupes des copeaux peuvent être classifiés: copeau continu, copeau avec arête rapportée et copeau discontinu.

2.8 Principe de distribution de la chaleur

2.8.1 L'énergie thermique

L'énergie consommée par unité de temps $E_c = F \cdot V$

F est la force et V est la vitesse de déplacement.

Dans la zone de cisaillement, l'énergie consommée par unité de temps (Puissance) en cisaillement est :

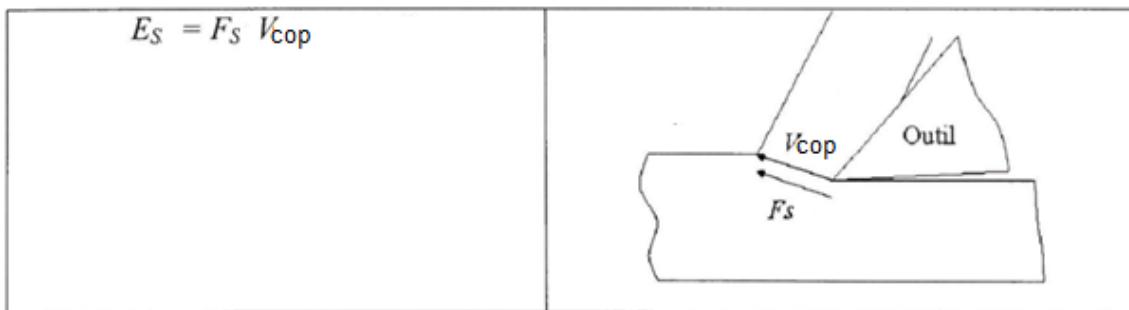


Figure 2.8 : Énergie de cisaillement dans une coupe orthogonale. [10]

-Cette énergie est seulement dans le plan de cisaillement, alors que le cisaillement ou la déformation s'effectue dans une zone bien localisée.

L'énergie de cisaillement par unité de temps par unité de volume est alors :

$$E_s = \frac{F_s \cdot V_{cop} \cdot \sin\phi}{b \cdot f}$$

b est la largeur du copeau et *f* est l'avance

La majeure partie de cette énergie se transforme en chaleur (énergie thermique). il est admis que c'est environ 90%. Ce qui donne :

$$Q = \frac{0.9 \cdot F_s \cdot V_{cop} \cdot \sin\phi}{b \cdot f}$$

2.8.2 Sources de chaleur

La température à des effets importants sur les efforts de coupe et l'usure des outils, l'aspect thermique de la coupe a donc été largement étudiée depuis de nombreuses années. 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 à 100 % de l'énergie mécanique consommée est finalement convertie en énergie thermique. Les principales sources de chaleur proviennent :

- 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. Le transfert de chaleur dans le copeau et dans la pièce s'effectue majoritairement par transport alors que dans l'outil le transfert s'effectue principalement par diffusion. 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.

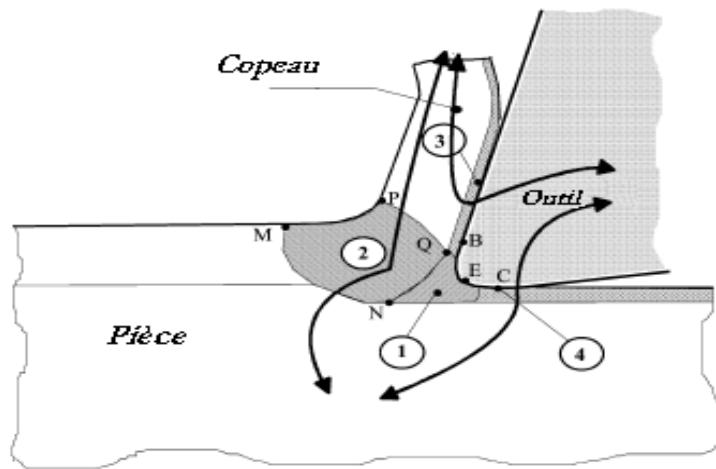


Figure 2.9 : Représentation des différents flux thermiques et sources de Chaleur. [11]

2.8.3 Analyse thermique

La connaissance du champ thermique permet de remonter à l'énergie thermique dissipée lors de la coupe et de connaître les sollicitations imposées à l'outil.

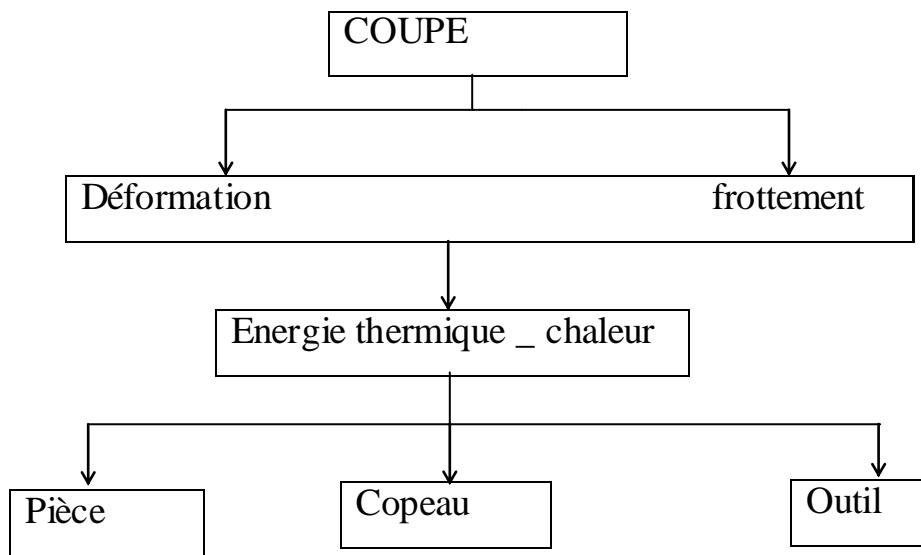


Figure 2.10: sources de chaleur dans le processus de coupe

La répartition approximative de la chaleur est comme suit.

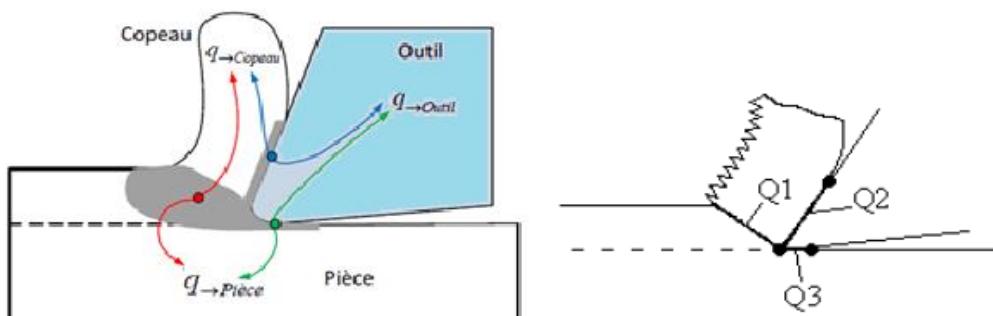
- 75% dans le copeau
- 13% dans l'outil
- 12% dans la pièce

Les sources de chaleur dans le processus de coupe sont :

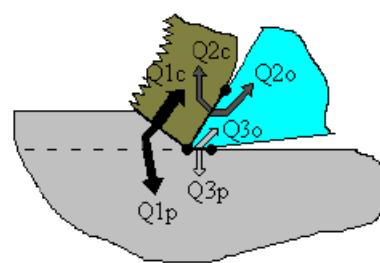
La zone de formation du copeau est le lieu du principal travail mécanique dû à la déformation plastique et à la rupture du métal à usiner. Cette zone, qui englobe toute la surface d'écoulement, constitue la première source de chaleur (Q1).

La zone de frottement du copeau sur la surface d'attaque de l'outil, avec une vitesse de glissement, provoquant ainsi un travail mécanique, constitue la deuxième source de chaleur (Q_2). [5]

La zone de frottement entre la surface de dépouille de l'outil et la matière à usiner avec une vitesse de coupe, engendrant aussi un autre travail mécanique, est la troisième source de chaleur (Q_3).



L'évacuation des chaleurs provoquées par tout le travail mécanique (déformation, rupture, frottements) de la zone de coupe se fait de cette manière :



Q_{1c} , Q_{2c} : à travers le copeau.
 Q_{2o} , Q_{3o} : à travers l'outil de coupe

Q1p, Q3p : à travers l'ébauche.

Les quantités de chaleur à évacuer de chaque zone sont :

$$Q_1 = Q_{1c} + Q_{1p}.$$

$$Q_2 = Q_{2c} + Q_{2o}.$$

$$Q_3 = Q_{3o} + Q_{3p}.$$

Et les quantités de chaleur évaluées dans chacun des éléments :

Le copeau : $Q_c = Q_{1c} + Q_2 - Q_{2o}$.

La pièce : $Q_p = Q_{1p} + Q_3 - Q_{3o}$.

L'outil de coupe : $Q_o = Q_{2o} + Q_{3o}$.

CHAPITRE III :

MODELLISATION

ANALYTIQUE

3.1 Introduction

Afin de modéliser des procédés de coupe industriels tels que le tournage, le fraisage ou le perçage, il est nécessaire de comprendre les phénomènes existants dans des opérations de coupe simples telles que la coupe orthogonale ou oblique avec une arête droite. De nombreux auteurs se sont appliqués à étudier l'usinage et développer des modèles analytiques. De Zvorykin à Molinari en passant par Merchant, Oxley ou Gilormini, Bothroyd tous se sont intéressés à la modélisation de la coupe (Figure 3.1).

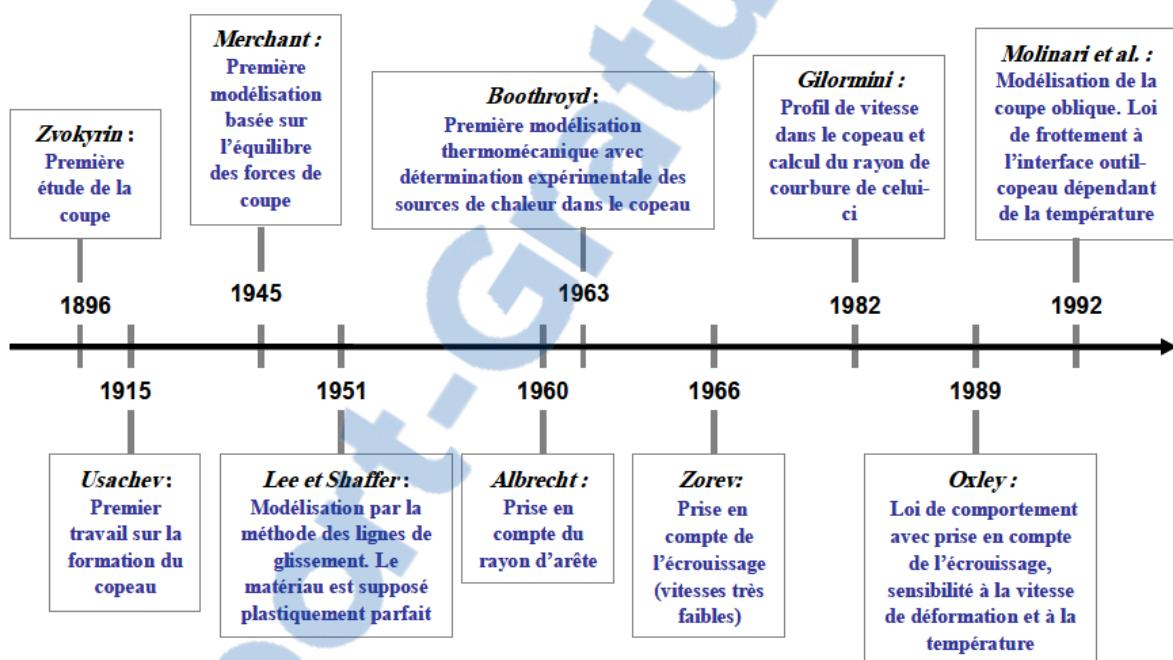


Figure 3.1: Principaux acteurs de la modélisation analytique des procédés d'usinage

3.2 Modèle de Merchant

Dans le modèle de Merchant, il a utilisé une formulation et une approche purement énergétique. Il se place dans le cadre des déformations planes à partir des hypothèses de la coupe orthogonale. Il suppose que la formation du copeau se fait le long d'une ligne de cisaillement A/A inclinée par rapport à la direction de la vitesse de coupe d'un angle Φ . C'est la variation brutale de la direction du vecteur de vitesse qui est à l'origine de ce cisaillement.

Les principales hypothèses de Merchant liées à ce modèle sont :

- La configuration d'usinage correspond à une situation de coupe orthogonale.
- l'avance f est grande devant la taille de la structure cristalline du matériau.
- le rayon d'arête de l'outil est nul (la pointe de l'outil est assimilée à un point).
- l'épaisseur du copeau est constante sans vibration (régime de coupe stationnaire).
- le copeau se forme par glissements internes suivant des "plans de cisaillement" à volume constant.
- l'interface outil/copeau est le siège d'un frottement de type Coulomb.
- le matériau usiné a un comportement plastique parfait.

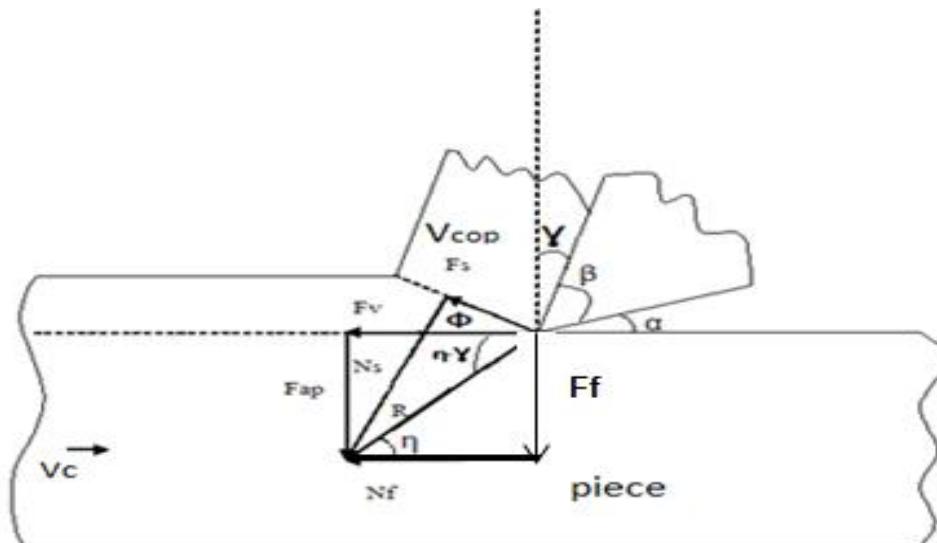


Figure 3.2: Géométrie des efforts.

Les autres hypothèses du modèle sont les suivantes:

- le copeau est supposé se former dans des conditions stationnaires en déformation plane.
- le matériau usiné est supposé parfaitement plastique et de contrainte d'écoulement en cisaillement τ .
- le frottement à l' interface outil-copeau est du type Coulomb (coefficient μ , angle V_{cop}). Il est supposé constant quelles que soient les conditions de coupe.
- la zone secondaire de cisaillement due au frottement à l' interface outil-copeau n'est pas prise en compte.
- L'angle de cisaillement Φ minimise la puissance totale dissipée lors de la coupe. Les données du problème sont:
- la vitesse de coupe V_c , l'angle de coupe γ , la profondeur de passe a_p et la largeur de coupe b .
- Le comportement de matériau usine est donné par la contrainte de cisaillement τ .
- les conditions de frottement à l' interface outil-copeau sont données par l'angle η .

Le modèle permet de déterminer les paramètres suivants: l'angle de cisaillement Φ .

- F_v L'effort de coupe, F_{ap} résultante de l'effort d'avance et pénétration

-la longueur de contact outil-copeau L_c et l'épaisseur du copeau h_c .

L'hypothèse d'un comportement parfaitement plastique impose que la contrainte de cisaillement le long de (OA) soit constante .La pression est elle aussi supposé uniforme dans le plan primaire de cisaillement. La résultante des forces de cisaillement F_s dans le plan OA est alors donnée par [14]:

$$\text{La surface de la zone de cisaillement vaut : } A_s = \frac{A_0}{\sin\Phi}$$

$$\text{La surface de la section coupée vaut : } A_0 = b \cdot h = a_p \cdot f$$

$$\tau = \frac{F_s}{A_s} \quad \text{et} \quad \sin\Phi = \frac{A_0}{A_s}$$

$$\tau = 0.185 \cdot HB \quad (\text{HB dureté Briennel du matériau à usiner}). [6]$$

Donc :

$$F_s = \tau \cdot \frac{A_0}{\sin\Phi}$$

Le diagramme des efforts s'appliqué au copeau nous donne

$$\begin{aligned} \vec{R} &= \vec{F_f} + \vec{N_f} \\ \vec{R} &= \vec{F_v} + \vec{F_{ap}} \\ \vec{R} &= \vec{F_s} + \vec{N_s} \end{aligned}$$

Donc :

$$F_s = \tau \cdot \frac{A_0}{\sin\Phi}$$

$$\begin{cases} F_f = R \cdot \cos\left(\frac{\pi}{2} - \eta\right) \\ N_f = R \cdot \cos \eta \\ F_V = R \cdot \cos (\eta - \gamma) \\ F_{ap} = R \cdot \sin (\eta - \gamma) \\ F_s = R \cdot \cos(\Phi + \eta - \gamma) \\ N_s = R \cdot \sin(\Phi + \eta - \gamma) \end{cases}$$

$$\frac{F_f}{F_s} = \frac{R \cdot \cos\left(\frac{\pi}{2} - \eta\right)}{R \cdot \cos(\Phi + \eta - \gamma)} \quad \longrightarrow \quad F_f = \tau \cdot \frac{A_0}{\sin \Phi} \cdot \frac{\sin \eta}{\cos(\Phi + \eta - \gamma)}$$

$$\frac{N_f}{F_f} = \frac{R \cdot \cos \eta}{R \cdot \cos\left(\frac{\pi}{2} - \eta\right)}$$

$$N_f = \tau \cdot \frac{A_0}{\sin \Phi} \cdot \frac{\cos \eta}{\cos(\Phi + \eta - \gamma)}$$

$$\frac{F_V}{F_s} = \frac{R \cdot \cos (\eta - \gamma)}{R \cdot \cos(\Phi + \eta - \gamma)}$$

$$F_V = \tau \cdot \frac{A_0}{\sin \Phi} \cdot \frac{\cos(\eta - \gamma)}{\cos(\Phi + \eta - \gamma)}$$

$$\frac{F_{ap}}{F_s} = \frac{R \cdot \sin (\eta - \gamma)}{R \cdot \cos(\Phi + \eta - \gamma)}$$

$$F_{ap} = \tau \cdot \frac{A_0}{\sin \Phi} \cdot \frac{\sin(\eta - \gamma)}{\cos(\Phi + \eta - \gamma)}$$

$$\frac{N_s}{F_s} = \frac{R \cdot \sin(\Phi + \eta - \gamma)}{R \cdot \cos(\Phi + \eta - \gamma)}$$

$$N_s = F_s \cdot \tan(\Phi + \eta - \gamma)$$

Ou

$$N_s = \tau \cdot \frac{A_0}{\sin \Phi} \cdot \tan(\Phi + \eta - \gamma)$$

On définit également à partir des efforts l'angle de frottement η et le coefficient de frottement apparent μ

$$\mu = \frac{F_f}{N_f} = \tan \eta$$

$$\frac{\partial \tau}{\partial \Phi} = 0$$

$$\cos(2\Phi + \eta - \gamma) = 0$$

$$\Phi = \frac{\pi}{4} - \frac{\eta - \gamma}{2}$$

Ainsi la longueur du contact, L_c dans le cas général, peut être calculée à partir de la relation d'équilibre du copeau au point A :

$$L_c = \xi \frac{h}{\sin \Phi} \times \frac{\sin(\Phi + \eta - \gamma)}{\cos \eta}$$

Où ξ est une constante qui dépend de la distribution des efforts à l'interface de contact outil/copeau. Pour le modèle de Merchant, correspondant au cas de la distribution uniforme des efforts à l'interface de contact outil/copeau, la constante ξ est égale 1.

3.2.1 La déformation par caillement ϵ

Rapportons-nous au schéma de la figure qui représente le détail au niveau de l'extrémité d'un plan de glissement au voisinage de l'outil.

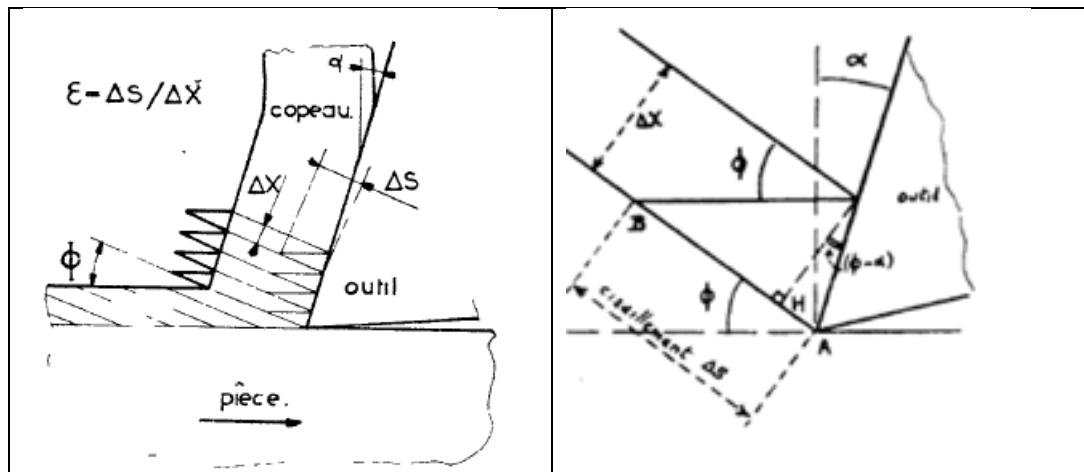


Figure 3.3: déformation par cisaillement. [12]

Chaque élément d'une épaisseur Δx est déplacé d'une distance Δs par rapport à l'élément voisin, donc la déformation par caillement peut être exprimée par l'équation suivante :

$$\epsilon = \frac{\Delta s}{\Delta x}$$

Qui déterminer par :

$$\Delta s = BH + HA$$

$$= \Delta x \tan^{-1} \Phi + \Delta x \tan (\Phi - \alpha)$$

$$\boxed{\epsilon = \tan^{-1} \Phi + \tan (\Phi - \alpha)}$$

3.3 Modèle d'Albrecht

Refoulement du copeau :

Contrairement à Merchant, l'hypothèse de l'outil idéalement aigu est ici rejetée. Le congé de raccordement est considéré comme une surface cylindrique dont le rayon varie suivant l'angle β . Albrecht propose une loi générale qui donne r_ϵ en fonction de β , $r_\epsilon = a \cdot \tan \left(\frac{\beta}{2} \right)^n$

Où a et n sont des paramètres à déterminer expérimentalement. Il distingue alors trois zones différentes suivant le contact outil/matériaux.

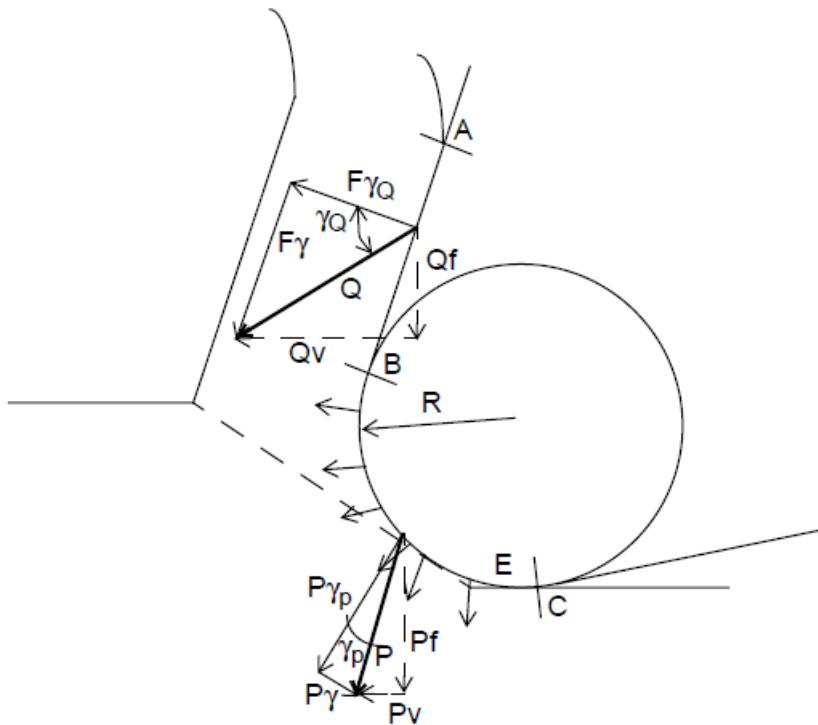


Figure 3.4 : Définition des efforts mis en jeu selon Albrecht. [12]

- Zone (AB) : elle est constituée de la face de coupe. Il lui associe une résultante des efforts notée Q , dont l'origine se trouve au milieu de l'arc (AB).
- Zone (BC) : elle est constituée de la portion de cylindre qui forme le rayon de bec. Il la sépare encore en deux portions (BE) et (EC). La résultante des efforts sur cet arc est notée P , située, elle aussi au milieu de l'arc, en supposant que la répartition des efforts le long de (BC) est uniforme.

Chacune de ces zones a son propre coefficient de frottement, les différences étant accentuées s'il y a un copeau adhérent au cours de la coupe.

Plus l'angle de cisaillement Φ est faible, plus la quantité de métal refoulée dans le copeau est grande. Le long de (BC), en admettant que l'outil n'est pas repoussé, la matière en contact doit s'écouler ! La portion qui est en contact avec (BE) est refoulée dans le copeau, et génère des contraintes qui le font s'enrouler.

Celle qui est en contact avec (EC) est refoulée dans la surface usinée, ce qui explique les contraintes résiduelles en surface.

Détermination des efforts :

Les objectifs de cette théorie sont de montrer que seul Q intervient dans le calcul du coefficient de frottement outil/pièce et montrer expérimentalement qu'on ne peut pas négliger l'influence de P.

$$\begin{cases} F_{ap} = Q_f + P_f \\ F_v = Q_v + P_v \end{cases}$$

3.4 Le modèle de Lee et Shaffer

Ainsi Lee et Shaffer ont proposé un modèle de la coupe considérant que le matériau usiné est parfaitement plastique. Ce modèle est basé sur la théorie des lignes de glissement pour la plasticité sans écrouissage. Dans le cas de l'usinage, ils considèrent que le critère de plasticité est atteint dans la zone de formation de copeau définie par un quadrillage, afin de pouvoir construire des lignes de glissement dans cette zone. Avec sans arrête rapporte.

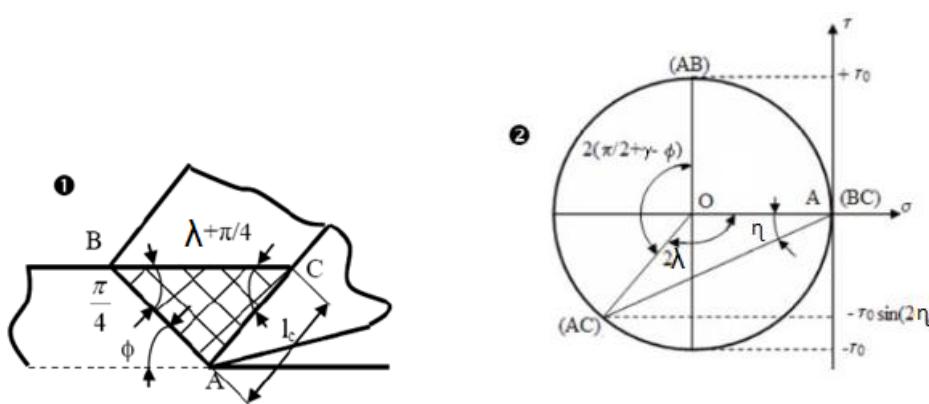


Figure 3.5 : Modèle de Lee et Shaffer, Cercle de Mohr du modèle de Lee et Shaffer. [8]

Cette zone de quadrillage illustre des lignes de glissement orthogonales, le long desquelles la contrainte de rupture en cisaillement est atteinte (Fig.2a). Ainsi, ils

considèrent que le réseau de lignes de glissement formé est associé à un état de contrainte uniforme. Pour résoudre le problème de discontinuité des contraintes sur les contours de la zone, ils posent les hypothèses suivantes :

- _ La contrainte de rupture en cisaillement τ du matériau est atteinte le long de la ligne AB (cisaillement primaire).
- _ La contrainte le long de ligne AC est $m\tau$ ou $\mu\sigma$. Les constantes m et μ sont respectivement les paramètres de frottement dans les cas de Tresca et Coulomb.
- _ La contrainte est nulle le long de la ligne. Ces hypothèses leur ont permis de construire le cercle de Mohr (Figure 3.6) qui représente l'état de contrainte de la zone (ABC). Ce cercle de Mohr permet de déterminer les angles ϕ et λ (angle dépendant de l'angle de frottement) par les relations suivantes :

$$\lambda = \frac{\pi}{2} - \eta \quad (1.1)$$

$$\phi = \frac{\pi}{4} - \eta + \gamma \quad (1.2)$$

A partir des relations (1.1) et (1.2) et des hypothèses formulées, les efforts et la longueur de contact peuvent être calculés en utilisant l'équation d'équilibre du copeau et l'état de contrainte le long de la ligne AB. Les modèles de Merchant et de Lee et Shaffer présentent des insuffisances en ce qui concerne la prise en compte de la géométrie de l'outil, du comportement du matériau usiné et de l'outil (champs de contrainte, de déformation ou de température). En conséquence, d'autres modèles mécaniques ont été développés pour intégrer la géométrie de l'outil. C'est le cas des travaux de qui a proposé un modèle de la coupe orthogonale qui prend en compte les paramètres géométriques de l'outil et la nature géométrique du copeau. Celui-ci est un modèle généralisé de Merchant et Lee et Shaffer. Montre que le modèle généralisé et les cas particuliers des modèles basés sur la théorie des lignes de glissement obtenus à partir d'hypothèses géométriques sur ces lignes de glissement.

Les modèles analytiques présentés ne tiennent pas compte du comportement du matériau usiné. Pendant le processus de formation du copeau, le copeau subit une forte déformation ce qui peut provoquer un écrouissage de la matière. De plus, l'usinage génère une forte chaleur due au travail plastique dans les différentes zones de cisaillement et au frottement outil/copeau et outil/pièce. En conséquence, pour prendre en compte le phénomène thermique dans la modélisation, des modèles thermomécaniques ont été développés.

3.5 Modélisation thermomécanique

3.5.1 Modèle d'Oxley (1980)

Le modèle purement mécanique de Merchant repose sur un comportement parfaitement plastique du matériau. Il est donc incomplet dans la mesure où il ne prend pas en compte la sensibilité de la contrainte d'écoulement à l'écrouissage, à la température et à la vitesse de déformation. Dans le but de mettre en place une approche plus réaliste, Oxley [P.L.B, Oxley-1967] a considéré un comportement thermo-viscoplastique du matériau.

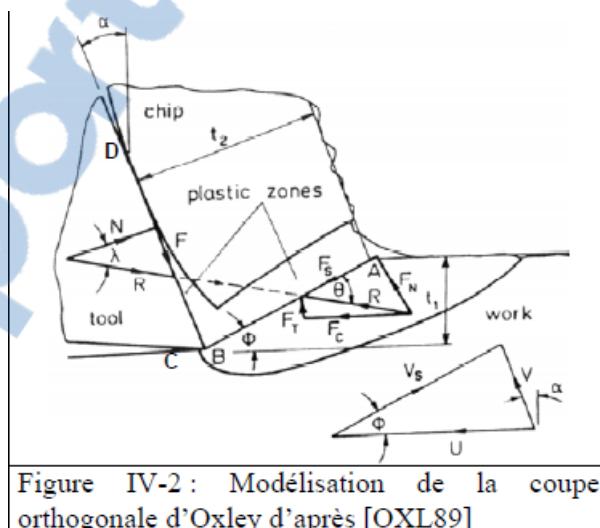


Figure IV-2 : Modélisation de la coupe orthogonale d'Oxley d'après [OXL89]

Cette modélisation s'appuie sur plusieurs hypothèses :

La déformation se produit dans une bande de cisaillement primaire d'épaisseur non nulle et à une vitesse de cisaillement $\dot{\gamma}$ constante.

La zone de cisaillement secondaire est caractérisée par un ratio entre l'épaisseur de cette zone et l'épaisseur de copeau égale à δ , un écrouissage du matériau

saturé et un contact outil / matière collant amenant à considérer le profil de vitesse à l'intérieur de cette zone comme linéaire.

La loi de comportement du matériau métallique est une loi thermo-viscoplastique de forme :

$$\bar{\sigma}(\bar{\varepsilon}, \dot{\bar{\varepsilon}}, T) = \sigma_1(\dot{\bar{\varepsilon}}, T) \bar{\varepsilon}^{n(\dot{\bar{\varepsilon}}, T)}$$

Où $\bar{\sigma}$: contrainte équivalente

$\bar{\varepsilon}$: Déformation équivalente

$\dot{\bar{\varepsilon}}$: vitesse de déformation équivalente

T : température

σ_I : limite élastique dépendant $\dot{\bar{\varepsilon}}$ de et T

n : coefficient d'écrouissage dépendant de $\dot{\bar{\varepsilon}}$ et T

-Pour la zone de cisaillement primaire, on considère que la déformation le long de la ligne [AB] de la (Figure IV-2), est la moitié de la déformation totale due à la traversée de cette zone de cisaillement Et bien que la largeur de la bande de cisaillement primaire soit inconnue, il est aussi possible de déterminer la vitesse de déformation en utilisant un paramètre C à rechercher par la suite.

-Enfin il est possible d'exprimer une température uniforme le long de [AB] (Fig. IV-2) :

$$\bar{\varepsilon}_{AB} = \frac{\cos\gamma}{2\sqrt{3}\sin\phi\cos(\phi-\gamma)} \quad \text{et} \quad \dot{\bar{\varepsilon}}_{AB} = \frac{C.Vc\sin\phi\cos\gamma}{\sqrt{3}ap\cos(\phi-\gamma)}$$

C : paramètre d'Oxley

ap : profondeur de passe

$$\sigma_{AB} = \frac{(T_{AB} - T_0) \cdot S \cdot \rho}{1,4 \cdot (1 - \beta') \cdot \bar{\varepsilon}_{AB}}$$

σ_{AB} : La contrainte d'écoulement le long de la zone de cisaillement primaire

S : chaleur spécifique (J/kg.C°)

$$T_{AB} = T_0 + \frac{2.n.(1-\beta').\bar{\epsilon}_{AB}.\bar{\sigma}_{AB}}{\rho.Cp}$$

n : coefficient exprimant que la formation du copeau n'est pas terminée en [AB] et $0 < n > 1$

Oxley propose de prendre empiriquement $n= 0.7$ ou 0.8

T_0 : température initiale

ρ : masse volumique

Cp : Capacité calorifique du métal (dépendant de T)

Avec

$$\left\{ \begin{array}{ll} \beta' = 0.5 - 0.35 \cdot \log\left(\frac{\tan \Phi}{Pe}\right) & \text{si } \left(\frac{\tan \Phi}{Pe}\right) < 10 \\ \beta' = 0.3 - 0.15 \cdot \log\left(\frac{\tan \Phi}{Pe}\right) & \text{si } \left(\frac{\tan \Phi}{Pe}\right) > 10 \end{array} \right.$$

$$Pe = \frac{K}{\rho \cdot Cp \cdot Vc \cdot h}$$

Pe : nombre de Peclet

β' : Coefficient de proportionnalité empirique (d'après les travaux de Boothroyd) exprimant la fraction de température conduite pendant le travail. $0 \leq \beta' \leq 1$

K : conductivité thermique

Cette figure présente la répartition de la température outil-copeau-pièce

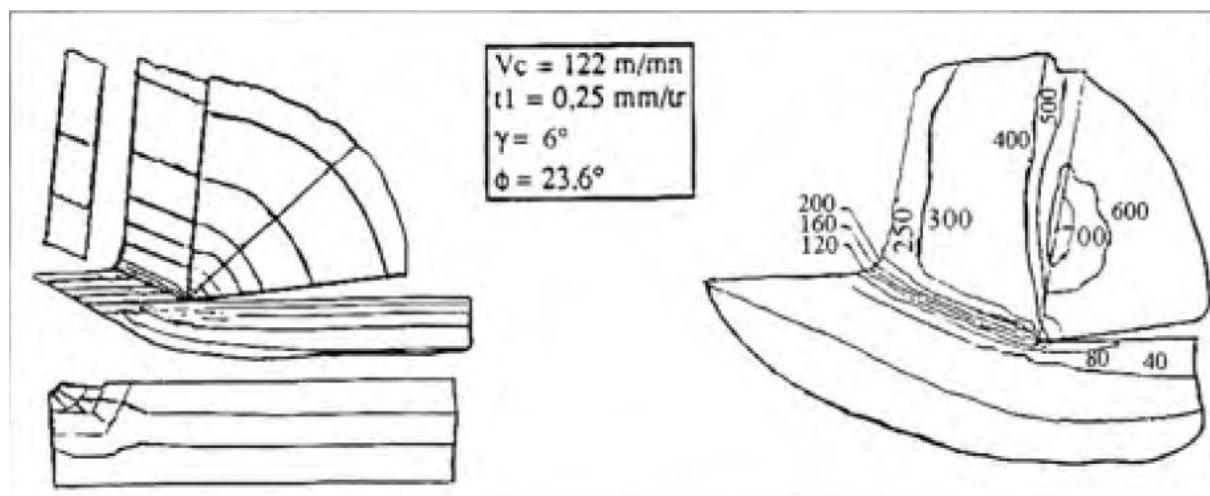


Figure 3.6 : Isothermes dans le modèle d'Oxley. [12]

-Ainsi la contrainte et la température sont liées et ne pourront être déterminées que par une boucle de recherche dans l'algorithme que propose par Oxley. Il en est de même pour la zone de cisaillement secondaire où avec les hypothèses citées ci-dessus, il est possible d'écrire :

$$\bar{\sigma}_{CS} = \sigma_1(\dot{\varepsilon}_{CS}, T_{CS})$$

$$\bar{\varepsilon}_{CS} = 1$$

$$\dot{\varepsilon}_{CS} = \frac{Vc \cdot \sin \Phi}{\delta \cdot hc \cdot \sqrt{3} \cdot \cos(\Phi - \gamma)}$$

-La température à l'interface outil-copeau

$$T_{int} = T_0 + \frac{2 \cdot n \cdot (1 - \beta') \cdot \bar{\varepsilon}_{AB} \cdot \bar{\sigma}_{AB}}{\rho \cdot C_p} + \Psi \cdot \Delta TM$$

Ou $\log\left(\frac{\Delta TM}{T_c}\right) = 0,06 - 0,195 \cdot \delta \cdot hc \cdot \sqrt{\frac{h}{Pe \cdot hc}} + 0,5 \cdot \log\left(\frac{h}{Pe \cdot hc}\right)$

Et

$$T_c = \frac{T_0 \cdot \sin \Phi}{\rho \cdot C_p \cdot h \cdot ap \cdot \cos(\phi - \gamma)}$$

$\dot{\varepsilon}_{CS}$: vitesse de déformation équivalente dans la zone de cisaillement secondaire
 Ψ : coefficient de proportionnalité empirique (d'après les travaux de Boothroyd) exprimant la variation de température le long de l'interface outil/copeau.

$$0 \leq \Psi \leq 1$$

ΔTM : Augmentation maximum de température dans le copeau

T_c : échauffement moyen dans le copeau

Il est nécessaire de calculer la longueur de contact pour déterminer les trois inconnues suivantes : C (qui devrait être proche de 5,9) et δ (qui devrait être proche de 0,125) d'après [OXL89].

Une hypothèse de contrainte normale constante sur toute la surface de contact et en calculant la pression. Sur [AB], on calcule la pression hydrostatique le long de ce segment :

$$P(z) = \frac{\sigma_{AB}}{\sqrt{3}} \left[1 + 2 \left(\frac{\pi}{4} - \phi \right) - 2.C.n. \frac{z}{AB} \right]$$

Avec

$$\begin{cases} \tan(\theta) = 1 + 2 \left(\frac{\pi}{4} - \phi \right) - C.n \\ \eta = \theta - \Phi + \gamma \end{cases}$$

Où P : pression hydrostatique

Lc : longueur de contact outil / copeau

η : Angle de frottement

θ : angle entre la résultante R et [AB]

3.5.2 Modèle de Boothroyd

La température moyenne TAB dans la ZCP dépend de l'énergie plastique dissipée dans cette zone. Cette température est calculée par la méthode proposée par Boothroyd (1963). On suppose qu'un pourcentage $(1 - \beta')$ de la chaleur générée est dissipé dans la zone de cisaillement secondaire :

$$\rho. Cp. \Delta T_{sz}.h.ap.Vc = (1 - \beta').Fs.Vs$$

On remplace Vs en fonction de Vc

Donc :

$$\rho. Cp. \Delta T_{sz}.h.ap.Vc = (1 - \beta').Fs \cdot \frac{\cos \gamma}{\cos(\phi - \gamma)} \cdot Vc$$

$$\Delta T_{SZ} = \frac{(1-\beta').F_s \cos \gamma}{\rho \cdot C_p \cdot h \cdot a \cdot p \cdot \cos(\phi - \gamma)}$$

ΔT_{SZ} : L'augmentation de la température dans la ZCP

C_p : Chaleur spécifique du matériau à usiner

Dans cette expression, il faut connaître β' pour pouvoir calculer l'élévation de température. Weiner (955) a essayé de trouver une expression analytique de ce coefficient. Pour vérifier cette expression, Boothroyd trace dans la figure

La courbe $\beta' = f(RT \tan \phi)$ où RT représente un nombre thermique sans dimension, exprimé comme suit :

$$RT = \frac{1}{Pe} = \frac{\rho \cdot C_p \cdot V_c \cdot h}{K}$$

Où K est la conductivité thermique du matériau de la pièce

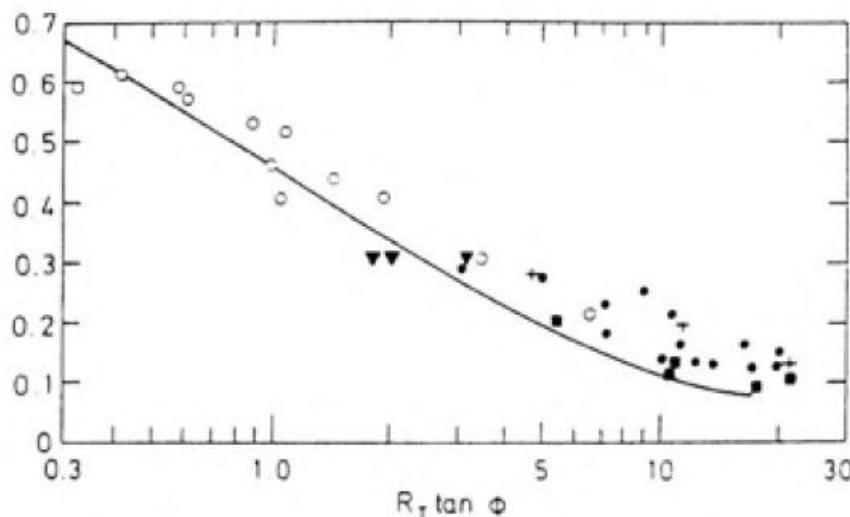


Figure 3.7: Estimation du coefficient β' .[14]

$$\beta' = \begin{cases} 0.5 \log(RT \tan \phi) & \text{Si } 0.04 < RT \tan \phi < 10 \\ 0.3 - 0.15 \log(RT \tan \phi) & \text{Si } RT \tan \phi > 10 \end{cases}$$

On impose aussi à β' d'être entre 0 et 1. La valeur moyenne de la température le long du plan AB est calculée selon la formule suivante :

$$T_{AB} = T_0 + n \cdot \Delta Ts_z$$

T₀ : Température initiale de la pièce à usiner

0 < n < 1 : Facteur correcteur pour déterminer la proportion de déformation plastique ayant lieu en AB.

La température moyenne au niveau de l'interface outil-copeau (pouvant aider à retrouver la contrainte moyenne à l'interface) est exprimée comme suit :

$$T_{int} = T_0 + \Delta Ts_z + \Psi \cdot \Delta TM$$

Boothroyd a déterminé ΔTM en utilisant des méthodes numériques

Ou $\log\left(\frac{\Delta TM}{T_c}\right) = 0,06 - 0,195 \cdot \delta \cdot hc \cdot \sqrt{\frac{h}{Pe \cdot hc}} + 0,5 \cdot \log\left(\frac{h}{Pe \cdot hc}\right)$

Et

$$T_c = \frac{T_0 \cdot \sin \Phi}{\rho \cdot C_p \cdot h \cdot a_p \cdot \cos(\phi - \gamma)}$$

Lc : La longueur du contact outil-copeau cette dernière est calculée comme suit :

$$L_c = \frac{h \cdot \sin \theta}{\sin \phi \cdot \cos(\theta + \gamma - \phi)}$$

3.5.2.1 Détermination du coefficient C

Il est déterminé a partir des équations donnant la pression hydrostatique a la pointe de l'outil. Une première relation est obtenue en supposant que la contrainte normale est uniforme le long de l'interface outil-copeau

$$P = \frac{N_f}{W \cdot L_c}$$

P : pression hydrostatique

_ La seconde relation est obtenue a partir des équations de Hencky (Gilormini 1982, Oxley 1989) :

$$P_0 = \tau_{OA} \left[\left(1 + \frac{\pi}{2} \right) - 2(\gamma + C n) \right]$$

Les relations précédentes, ajoutées a celle donnant l'angle de frottement $\tan(\eta) = F_f/N_f$, permettent l'expression du coefficient C.

$$C = \frac{-1}{2 \cdot n} \left[\frac{\tau_{OB}}{\tan \eta \tau_{OA}} - 1 - \frac{\pi}{2} + 2 \gamma \right]$$

3.5.3 Modélisation de Molinari et Dudzinski (1992)

Molinari et Dudzinski (1992), Dudzinski et Molinari (1997), puis Moufki et al. (1998) ont propose un modèle thermomécanique de la coupe capable de déterminer les efforts de coupe, la longueur de contact outil-copeau, la pression a la pointe de l'outil et le champ de température le long de la face de coupe. En 1998 Moufki et al. Introduisent dans le modèle une loi de frottement dépendante de la température moyenne à l'interface outil-copeau. Cette loi permet de reproduire les tendances observées expérimentalement, à savoir, la décroissance

des efforts de coupe avec l'augmentation de la vitesse. En effet, de nombreuses études tribologiques ont montré que le coefficient de frottement diminue lorsque la température augmente. Cette observation d'ordre générale se retrouve dans l'usinage à grande vitesse. Ainsi, l'augmentation de la vitesse de coupe induit une élévation de la température à l'interface outil-copeau qui permet, par l'intermédiaire du coefficient de frottement moyen, de réduire les efforts de coupe. La première partie de ce chapitre est consacrée à la présentation du modèle de coupe orthogonale de Molinari (1992).

3.5.3.1 Modélisation de la zone primaire

La première hypothèse consiste à dire que le copeau se forme essentiellement dans la zone primaire de cisaillement. Cette zone est supposée être une fine bande d'épaisseur constante H inclinée d'un angle Φ par rapport à la direction de la vitesse de coupe V_c .

Dans la modélisation de la zone primaire, le contact à l'interface outil-copeau est supposé totalement glissant. L'outil est lui supposé non déformable sans rayon d'arête et le frottement en dépouille, c'est-à-dire celui existant entre la pièce usinée et l'outil, n'est pas pris en compte.

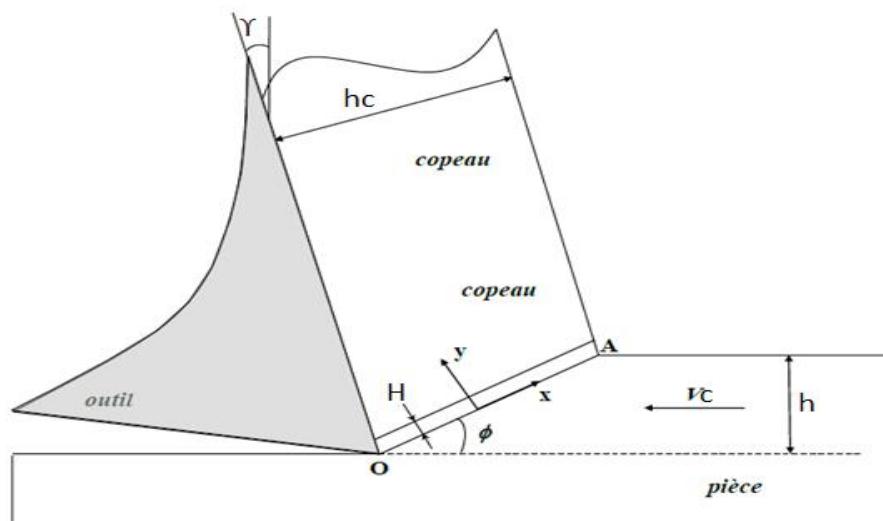


Figure 3.8: géométrie de la bande de cisaillement. [15]

Dans la première version du modèle (Molinari et Dudzinski, 1992), le comportement thermo viscoplastique du matériau était décrit par une loi puissance L'écoulement est supposé unidimensionnel. Ainsi, les auteurs supposent que les effets de bords sont négligeables. Le champ de vitesse ne dépend alors que de la composante y et du temps t . La vitesse d'une particule dans le repère (y, x) lié à la bande est donnée par les composantes :

$$\tilde{v}_x = \tilde{v}_x(\tilde{y}, \tilde{t})$$

$$\tilde{v}_y = \tilde{v}_y(\tilde{y}, \tilde{t})$$

$$\tilde{v}_z = 0$$

Sachant que l'élasticité est négligée l'hypothèse d'incompressibilité $\frac{d\tilde{y}}{d\tilde{y}}$ est alors utilisée induisant la relation :

$$V_N = V_c \sin \phi$$

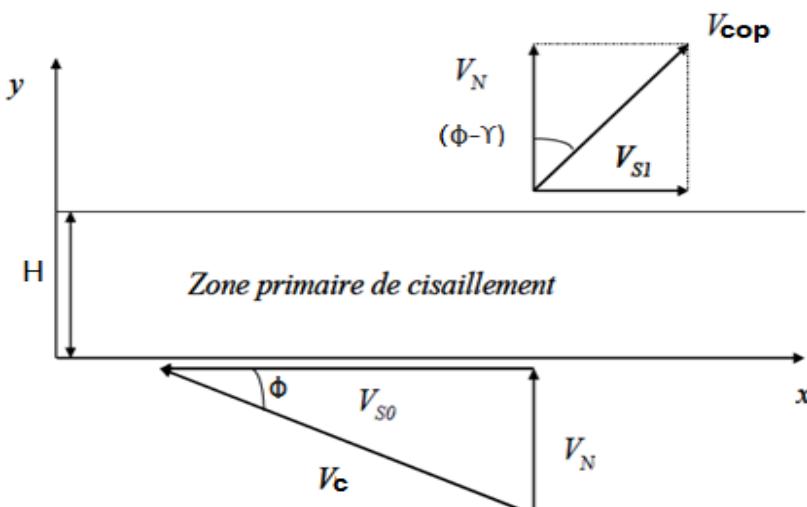


Figure 3.9 : Diagramme des vitesses, Molinari et Dudzinski (1992). [13]

D'après le diagramme des vitesses (Figure 3.10), l'expression de la vitesse du copeau est obtenue en fonction des angles de cisaillement Φ et de coupe γ

$$V_{cop} = \frac{\sin \phi}{\cos(\phi - \gamma)} V_c = \frac{V_N}{\cos(\phi - \gamma)}$$

Les vitesses dans le plan de cisaillement à l'entrée et à la sortie de la bande sont données par les relations

$$\tilde{v}_x = \tilde{v}_x(\tilde{y} = 0, \tilde{t}) = V_{SO} = -V_c \cdot \sin \Phi$$

$$\tilde{v}_x = \tilde{v}_x(\tilde{y} = H, \tilde{t}) = V_{S1} = V_{cop} \cdot \sin(\Phi - \gamma)$$

Dans la modélisation proposée, nous nous intéressons à une particule dans son mouvement. Les dérivées particulières sont alors utilisées dans les différentes relations (équations de la chaleur et de la quantité de mouvement, les relations de compatibilité et de la définition de la vitesse de glissement).

Les équations de la quantité de mouvement dans un problème unidimensionnel se réduisent à l'expression suivante :

$$\frac{\partial \tau}{\partial y} = \rho \frac{Dv_x}{Dt} = \rho \left(\frac{\partial v_x}{\partial t} + \frac{\partial v_x}{\partial y} v_y \right) = \rho \left(\frac{\partial v_x}{\partial t} + \dot{\gamma} V_N \right)$$

ρ : la masse volumique de matériau à usine

3.5.3.2 La relation de la comptabilité

On définit ici la relation entre la vitesse de glissement $\dot{\gamma}$ et la vitesse de cisaillement \tilde{v}_x

$$\dot{\gamma} = \frac{\partial \tilde{v}_x}{\partial y}$$

La vitesse de glissement quant à elle correspond à la dérivée particulière du glissement γ :

$$\dot{\gamma} = \frac{D\gamma}{Dt} = \frac{\partial \gamma}{\partial t} + \frac{\partial \gamma}{\partial y} v_y = \frac{\partial \gamma}{\partial t} + \frac{\partial \gamma}{\partial y} V_N$$

La température dans la zone primaire est déterminée à partir de l'équation de la chaleur :

$$\rho c \left[\frac{\partial \tilde{T}}{\partial \tilde{t}} + \frac{\partial \tilde{T}}{\partial \tilde{y}} \right] V_N = \beta_1 \cdot \dot{\tilde{t}} \cdot \dot{\gamma} + K \frac{\partial^2 \tilde{T}}{\partial^2 \tilde{y}}$$

ou β_1 (coefficient de Taylor-Quinney) représente la fraction de la déformation plastique transformée en chaleur.

Afin d'obtenir des équations adimensionnelles, les variables suivantes sans dimension sont définies :

$$\gamma = \frac{\tilde{y}}{H} \quad \dot{\gamma} = \frac{\tilde{\gamma}}{\tilde{R}} \quad t = \tilde{t} \tilde{\gamma} \tilde{R}$$

$$T = \frac{\tilde{T}}{\tilde{T}_0} \quad \tau = \frac{\tilde{\tau}}{\tilde{\tau} \tilde{R}} \quad v_x = \frac{\tilde{v}_x}{V_N}$$

Où H est l'épaisseur de la bande, \tilde{T}_0 la température de la pièce avant usinage, V_N la vitesse normale et \tilde{R} est une contrainte de référence donnée par :

$$\tilde{R} = \mu_0 \cdot \tilde{\gamma}^m \tilde{T}_0^n$$

La vitesse de déformation de référence $\tilde{\gamma} \tilde{R}$ est prise égale à la vitesse de déformation moyenne dans la bande :

$$\tilde{\gamma} \tilde{R} = \tilde{\gamma} \tilde{m} = \frac{1}{H} \int_0^H \tilde{\gamma} dy = \frac{V_S - V_{S0}}{H} = \frac{V_c \cos \gamma}{H \cos(\phi - \gamma)}$$

Le système d'équations précédent revient au système sans dimension suivant :

$$\dot{\gamma} = \frac{\partial \gamma}{\partial t} + C \frac{\partial \gamma}{\partial y} \quad (I-4)$$

$$\frac{\partial \tau}{\partial y} = D \left(\frac{\partial v_x}{\partial t} + \dot{\gamma} \right) \quad (I-5)$$

$$\frac{\partial T}{\partial t} + C \frac{\partial T}{\partial y} = B \cdot \tau \cdot \dot{\gamma} + K \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \quad (I-6)$$

$$\tau = (\gamma_0 + \gamma)^n \dot{\gamma}^m T^n \quad (I-7)$$

Où les nombres B, C, D, K sont définis par :

$$B = \frac{\beta_1 \tau \widetilde{R}}{\rho c \widetilde{T} \theta} \quad C = \frac{VN}{H \gamma \widetilde{R}} = \frac{\sin \varphi \cos(\varphi - \gamma)}{\cos \gamma}$$

$$D = \frac{\rho V N H \gamma \widetilde{R}}{\tau \widetilde{R}} = \frac{\rho V c \sin \phi \cos \gamma}{\tau \widetilde{R} \cos(\phi - \gamma)}$$

$$K = \frac{k}{\rho c H \gamma \widetilde{R}} = \frac{k \cos(\phi - \gamma)}{\rho c V c H \cos \gamma}$$

Les nombres B, D, K caractérisent respectivement la production de chaleur par déformation plastique, les effets d'inertie et le phénomène de conduction. Le nombre C est un facteur géométrique. Comme il a été énoncé dans l'introduction du modèle, l'hypothèse d'un écoulement de copeau continu induisant un état stationnaire a été choisie. De plus, les très hautes vitesses atteintes lors de l'usinage ne laissent pas le temps à la chaleur de diffuser. L'hypothèse de l'écoulement adiabatique se justifie ainsi et permet de simplifier la relation (I-6) en supprimant les termes de conduction. Le système d'équations précédent (I-4) à (I.7) devient :

$$\dot{\gamma} = C \frac{\partial \gamma}{\partial y} \quad (I.8)$$

$$\frac{\partial \tau}{\partial y} = D \dot{\gamma} \quad (I.9)$$

$$C \frac{\partial T}{\partial y} = B \cdot \tau \cdot \dot{\gamma} \quad (I.10)$$

$$\dot{\gamma} = \tau^{\frac{1}{m}} (\gamma_0 + \gamma)^{\frac{-n}{m}} T^{\frac{-D}{m}} \quad (I.11)$$

La combinaison des équations (I.8) et (I.9) puis (I.8) et (I.10) donnent, après intégration par rapport à la variable y , les évolutions de la contrainte τ et de la température T

$$\tau = DC \gamma + \tau_0 \quad (I.12)$$

$$T = 1 + B \left(\gamma \tau_0 + \frac{DC \gamma^2}{2} \right) \quad (I.13)$$

Ces relations, une fois introduites dans la loi de comportement, permettent d'exprimer la vitesse de déformation pour un état stationnaire.

$$\dot{\gamma} = \left[(DC \gamma + \tau_0)^{\frac{1}{m}} (\gamma_0 + \gamma)^{\frac{-n}{m}} \left(1 + B \left(\gamma \tau_0 + \frac{DC \gamma^2}{2} \right) \right)^{\frac{-D}{m}} \right] \quad (I.14)$$

Les trois expressions (I.12), (I.13) et (I.14) sont fonction de la déformation γ et de la contrainte de cisaillement à l'entrée de la bande τ_0 . La déformation γ est obtenue en résolvant l'équation différentielle (I.15) résultante de la combinaison des relations (I.8) et (I.14).

$$\frac{d\gamma}{dy} = \frac{\dot{\gamma}}{C} = \frac{1}{C} \left[(DC \gamma + \tau_0)^{\frac{1}{m}} (\gamma_0 + \gamma)^{\frac{-n}{m}} \left(1 + B \left(\gamma \tau_0 + \frac{DC \gamma^2}{2} \right) \right)^{\frac{-D}{m}} \right]$$

La résolution de cette équation nécessite des conditions aux limites en déformation. Il a été supposé qu'il n'y a des déformations que dans la zone primaire de cisaillement ($y \in [0 ; H]$)

$$\gamma(y=0) = 0$$

$$\gamma(y=H) = \gamma_1 = \frac{v_s - v_s^0}{v_n} = \tan(\Phi - \gamma) + \frac{1}{\tan \Phi}$$

Il reste à déterminer la contrainte à l'entrée de la bande τ_0 . Pour ce faire, Moufki et al. (1998) combinent les relations (I.8) et les relations de compatibilité afin d'obtenir l'équation intégrale (I.15) qui est résolue de manière itérative.

$$\int_0^{\gamma 1} \frac{V_N}{\dot{\gamma}(\gamma, \tau_0)} dy - H = 0 \quad (I.15)$$

A ce stade de l'étude, la contrainte, la température, la déformation et de la vitesse de déformation ont été exprimées en fonction de la hauteur H de la bande de cisaillement et de l'angle de cisaillement ϕ . Dans le modèle de coupe orthogonale, Molinari et al. Déterminent l'angle de cisaillement ϕ de deux manières possibles : en utilisant des relations empiriques telles que l'expression (I.16) donnée par Zvorykin (1893), à l'aide de la méthode de la minimisation de l'énergie de coupe (vue dans la modélisation de Merchant).[15]

$$\phi = A_1 + A_2 (\gamma - \eta)$$

Le modèle de Merchant (1945) donne approximativement les valeurs $A_1=45^\circ$ et $A_2=1/2$

3.5.4 Modèle de Gilormini (1982)

Le modèle de Gilormini [P.Gilormini-1982] tient compte d'une zone de cisaillement secondaire supposée rectangulaire. Le contact entre le copeau et l'outil est collant et le profil de vitesse dans le copeau croît linéairement dans l'épaisseur du cisaillement secondaire, et est uniforme sur le reste du copeau. Dans la zone de cisaillement primaire la contrainte d'écoulement est définie par :

$$\sigma_{AB} = \frac{\rho \cdot S}{\bar{\epsilon}_{AB}} (T_{AB} - T_0)$$

La déformation et la vitesse de déformation subies par un élément de matière ayant traversé la zone de cisaillement primaire ont les expressions suivantes:

$$\bar{\epsilon}_{AB} = \frac{V_c \cos \gamma + V_{cop} \sin(\phi - \gamma)}{\sqrt{3} \cdot V_c \sin \phi}$$

$$\dot{\varepsilon}_{AB} = \frac{V_c \cos \gamma + V_{cop} \sin(\phi - \gamma)}{ap}$$

Avec $\phi = \arctan \left(\frac{\cos \gamma}{\frac{V_c}{V_{cop}} - \sin \gamma} \right)$

Dans la zone de cisaillement secondaire, Le modèle de Gilormini propose une nouvelle description de l'échauffement pour les zones de déformation. Le champ de vitesse est proposé avec une température uniforme dans l'épaisseur du copeau à la sortie de cisaillement primaire. Le profil de température dans l'épaisseur du copeau est constitué de deux paraboles de concavité inverse.

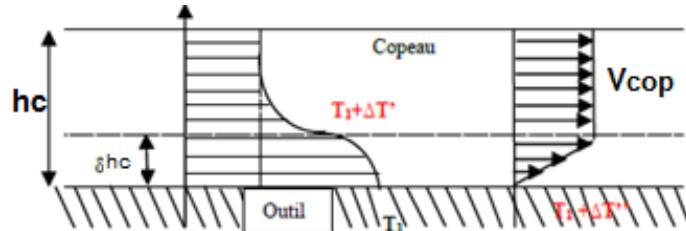


Figure 3.10: Température et vitesse dans le copeau. [16]

La valeur moyenne de la température moyenne à l'interface outil copeau T_{bc} est donnée par:

$$T_{bc} = T_{ab} + g(Ca) \frac{1}{6} \cdot \frac{\sigma_{AB}}{b \cdot h} \sqrt{Lc \cdot V_{cop}}$$

CHAPITRE IV :
APPLICATION POUR UNE
OPERATION DE
CHARIOTAGE

4.1 Introduction

La modélisation de la formation du copeau a été développée pour mettre en évidence et estimer les grandeurs inaccessibles par l'expérience comme par exemple la température dans la zone primaire de cisaillement et la zone secondaire à l'interface de l'outil copeau. Elle est basée sur les modèles de thermomécanique, ces modèles numériques se limitent à la formation du copeau en configuration de coupe orthogonale. La modélisation de la formation de copeau a pour but de mieux comprendre les phénomènes mis en jeu par la coupe pour déterminer les grandeurs mécaniques et thermiques. En plus nous allons étudier l'évolution de la température pendant un opération d'usinage.

Nous pouvons ainsi constater que la coupe est un processus thermomécanique complexe faisant intervenir des mécanismes tels que les déformations visco-élasto-plastiques dans les zones de cisaillement, le contact avec frottement à l'interface outil/copeau et à l'interface outil/surface usinée.

La présentation de la modélisation de la coupe dans cette partie commence par la description des mécanismes et phénomène thermique régissant la coupe orthogonale, à savoir les approches basses sur les mêmes théories pour obtenir localement les efforts de coupe et les températures, on a travaillé par le modèle de Boothroyd et le modèle de Marchant pour déterminer l'effort de cisaillement et l'angle de caillement et les températures.

4.2 Evolution de la température

Nous proposons de faire un essai de chariotage sur un tour parallèle. Nous prenons un éprouvette en acier sur laquelle on réalise cinq opération de chariotage avec des paramètres de coupe différente (vitesse de coupe V_c , avance f , profondeur de passe a_p). cette éprouvette se prépare spécialement, selon le schéma de la figure 4, afin d'assurer une bonne qualité de mesure.

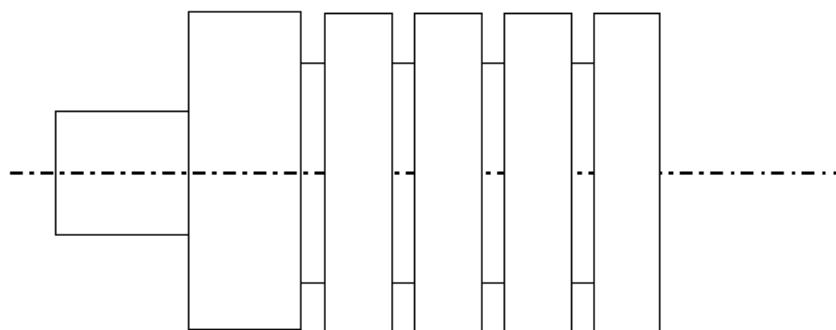


Figure 4.1 : éprouvette d'essai.

-Considérons l'opération de chariotage d'une pièce les paramètres sont donnée sur le tableau (IV.1)

V_c (m/min)	a_p (mm)	f (mm/tr)
25	0.1	0.5
50	0.2	0.8
100	0.4	1.1
125	0.6	1.4
200	0.8	1.7

Tableau. IV.1 paramètres d'usinage

4.3 Le modèle Boothroyd

Boothroyd [4] est le premier à présenter une modélisation thermomécanique. Afin de relever les champs de températures en coupe orthogonale, Il va en déduire la forme des sources de chaleur présentes dans le copeau pendant la coupe, Il considère ensuite que cette chaleur provient de deux sources distinctes:

- une source plane de chaleur uniforme dans le cisaillement primaire.

- une source plane de chaleur uniforme dans le cisaillement secondaire.

Dans ces modèles on va déterminer les paramètres suivants :

- dans la coupe orthogonale l'épaisseur de coupe égale l'avance

$$h = f \text{ (mm/tr)}$$

- on va déterminer la surface de la section coupée dans chaque fasse de l'opération de chariotage A_0

$$A_0 = a_p \cdot f$$

- l'angle de caillement Φ qui dépend le rapport de coupe Ch.

$$Ch = h/h_c$$

h_c : épaisseur de copeau

$$\tan \Phi = \frac{Ch \cdot \cos \gamma}{1 - Ch \cdot \sin \gamma}$$

On a prendre l'angle de coupe $\gamma = 10^\circ$

- détermination de la force de caillement

$$F_s = \tau \cdot \frac{A_0}{\sin \Phi}$$

τ : la contrainte de caillement

- Dans la zone primaire de caillement la température est calculée par la méthode proposée par Boothroyd (1963).

$$T_{AB} = T_0 + n \cdot \Delta T_{SZ}$$

T₀ : Température initiale de la pièce à usiner

n: facteur correcteur qui donne par **Oxley** d'après les travaux égale 0.67

ΔT_{SZ} : L'augmentation de la température dans la ZCP.

$$\Delta T_{SZ} = \frac{(1-\beta') \cdot F_s \cdot \cos \gamma}{\rho \cdot C_p \cdot h \cdot a_p \cdot \cos(\Phi - \gamma)}$$

- β' varie entre 0 et 1.

$$\beta' = \begin{cases} 0.5 \log(RT \tan \phi) & \text{Si } 0.04 < RT \tan \phi < 10 \\ 0.3 - 0.15 \log(RT \tan \phi) & \text{Si } RT \tan \phi > 10 \end{cases}$$

- La température au niveau de l'interface outil-copeau

$$T_{int} = T_0 + \Delta T_{SZ} + \Psi \cdot \Delta TM$$

- Ψ : coefficient de proportionnalité $0 \leq \Psi \leq 1$

- Boothroyd propose de prendre $\Psi = 0.8$

- Boothroyd a déterminé ΔTM en utilisant des méthodes numériques

$$\log\left(\frac{\Delta TM}{Tc}\right) = 0,06 - 0,195 \cdot \delta \cdot hc \cdot \sqrt{\frac{h}{Pe \cdot hc}} + 0,5 \cdot \log\left(\frac{h}{Pe \cdot hc}\right)$$

Avec $Tc = \frac{T_0 \cdot \sin \Phi}{\rho \cdot Cp \cdot h \cdot ap \cdot \cos(\phi - \gamma)}$

Tc : Échauffement moyen dans le copeau.

Les caractéristiques d'acier

Type d'acier	Cp (kj/kg.k)	conductivity K (W/m.k)	Masse volumique (kg/m ³)
Acier inoxydable (308)	0.446	15	7800

4.4 La variation de la température dans la zone de ciallement primaire

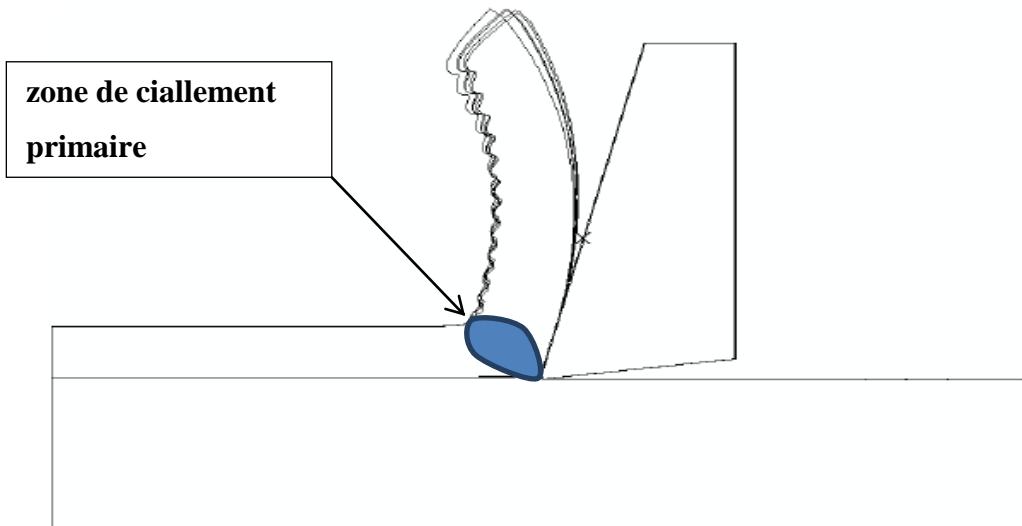


Figure 4.2 : Configurations de la coupe

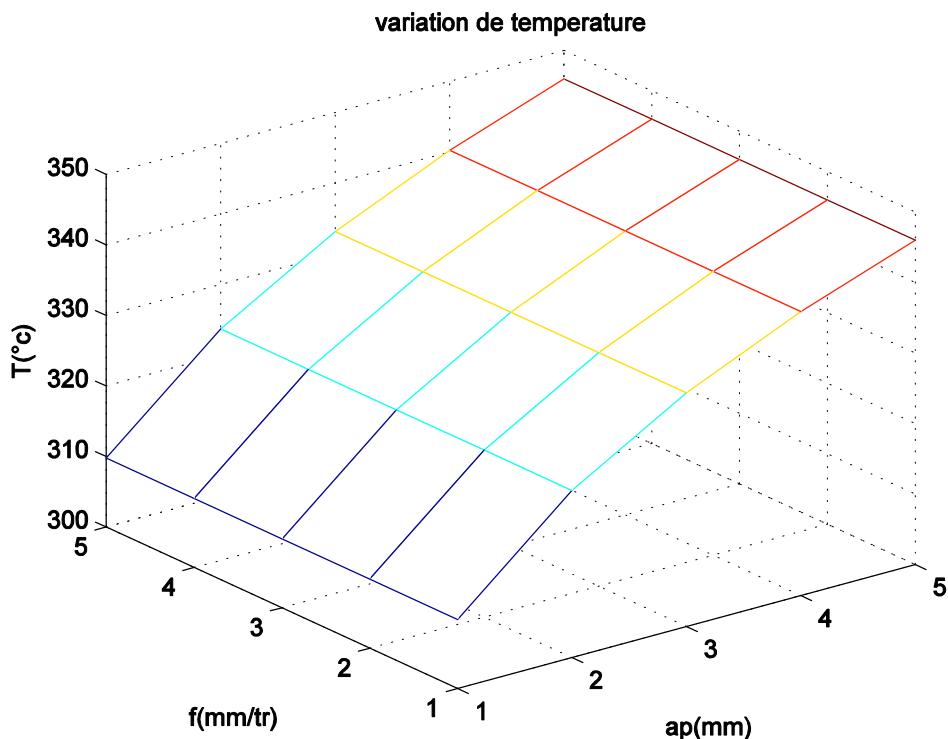


Figure 4.3 : variation de température en fonction de (ap, f) avec une vitesse de coupe $V_c=25\text{m/min}$

-on remarque la variation de température à une relation proportionnelle, plus l'avance et profondeur de passe augmente plus la température augmente dans un intervalle de 310°C jusqu'à 345°C .

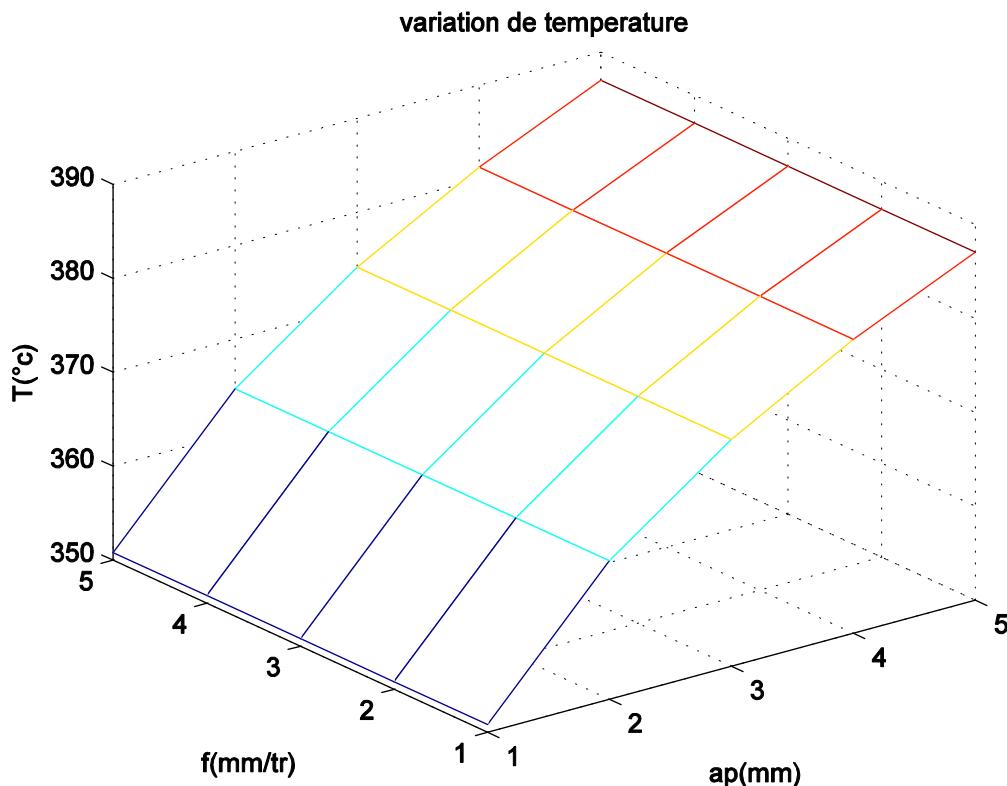


Figure 4.4 : variation de température en fonction de (ap , f) avec une vitesse de coupe $V_c=100$ m/min

-on observe l'évolution de la température celui-ci augmente elle varie dans un intervalle de 352°C jusqu'à 388°C due à travail l'augmentation de la vitesse de coupe et l'influence considérable sur la variation de l'avance et profondeur de passe.

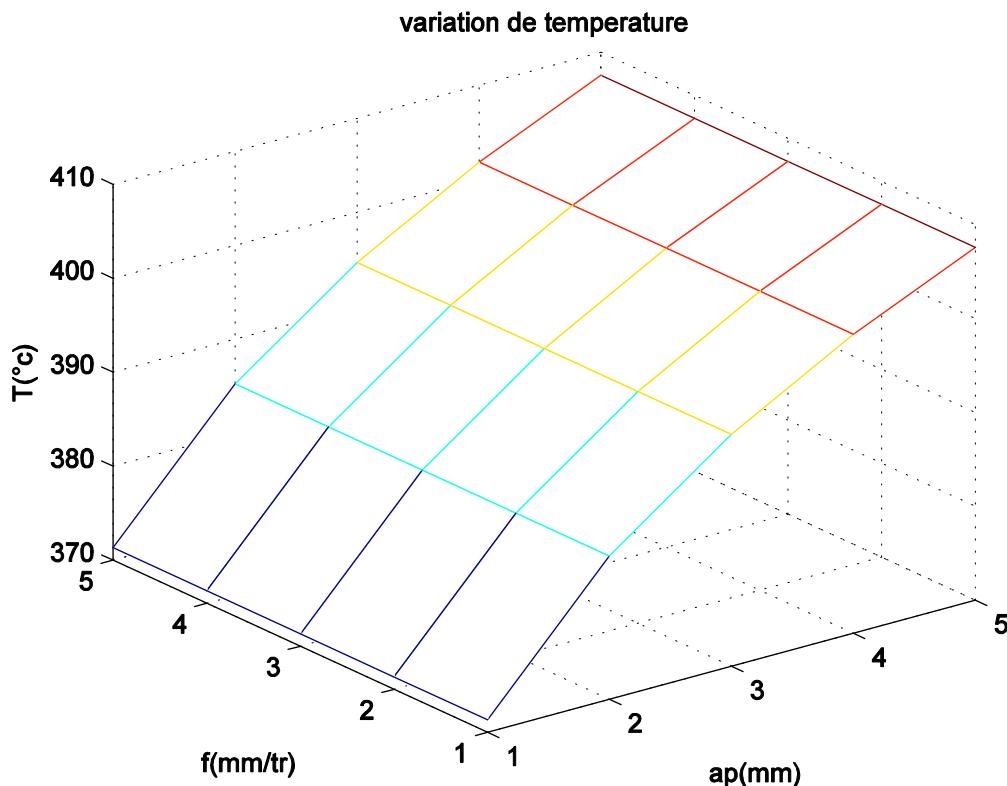


Figure 4.5 : variation de température en fonction de (ap, f) avec une vitesse de coupe $V_c=200$ m/min

- On remarque aussi qu'il y a une augmentation de la distribution de température jusqu'à 408°C due à l'augmentation des paramètres de coupe et la compression qui se fait par outil sur la pièce.

4.5 La variation de la température dans la zone de ciallement secondaire

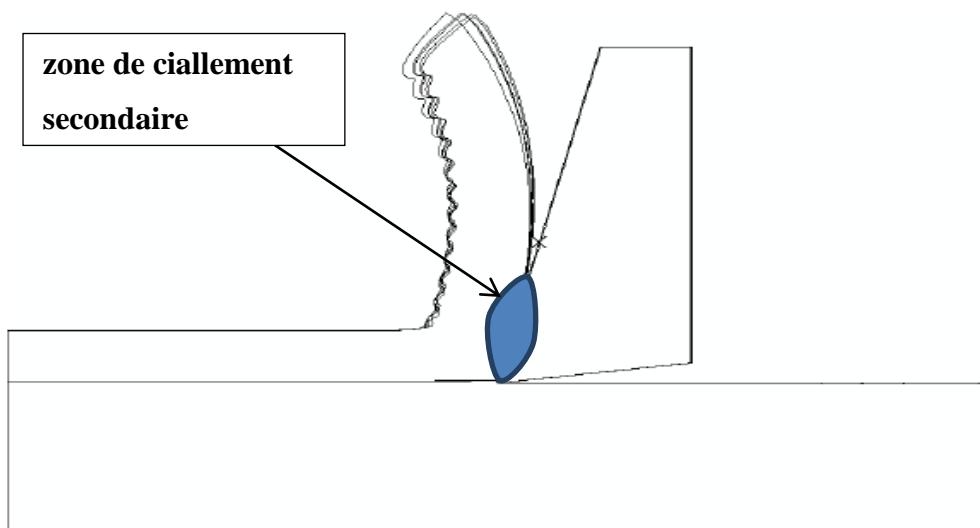


Figure 4.6 : Configurations de la coupe

- Ces résultats ont été obtenus par programmation (logiciel matlab) qui va déterminer la température à l'interface outil/copeau

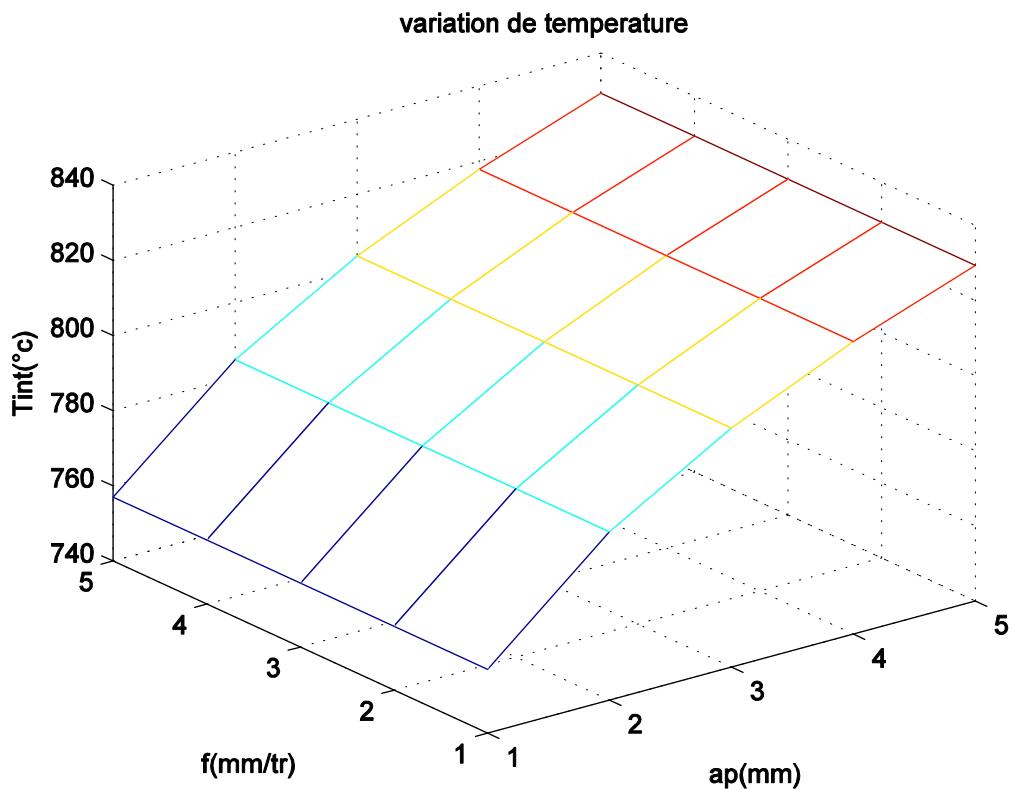


Figure 4.7 : variation de température en fonction de (ap, f) avec une vitesse de coupe $V_c=25 \text{ m/min}$

-cette figure représente une augmentation de la température jusqu'à 830°C à l'interface outil/copeau avec une vitesse de coupe 25m/min due a l'augmentation de l'avance et profondeur de passe.

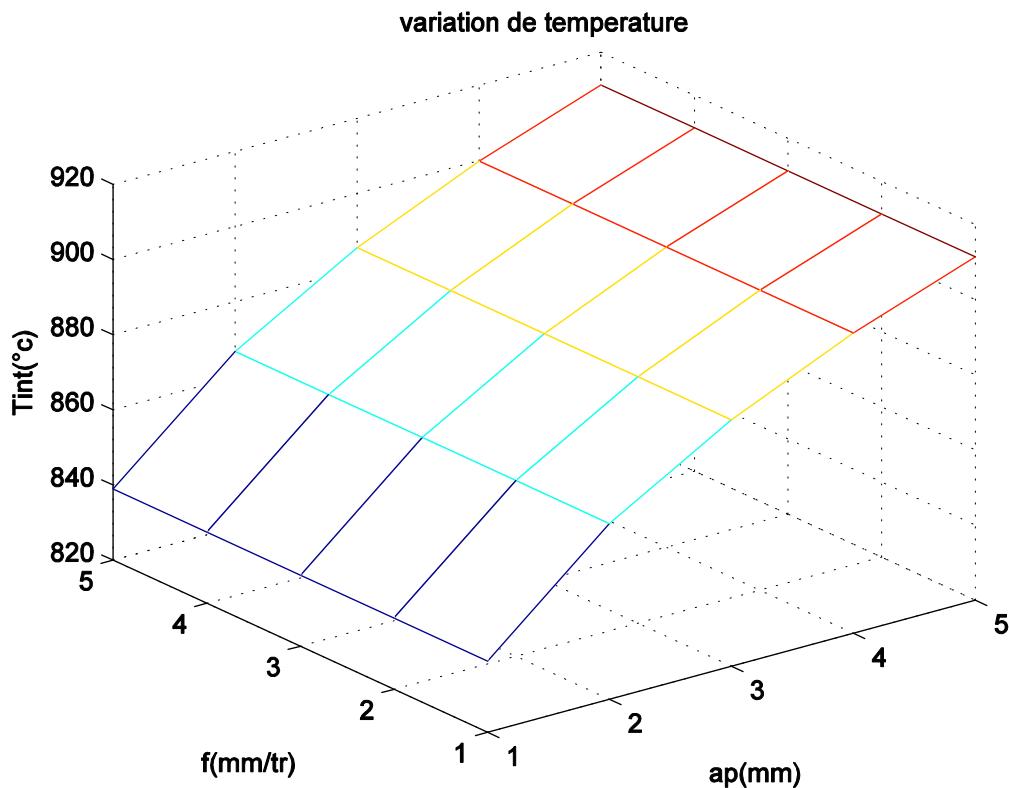


Figure 4.8: variation de température en fonction de (ap, f) avec une vitesse de coupe $V_c=100$ m/min

-étude de cette figure a permis à constater que cette température augmente (839°C - 911°C) avec les conditions de coupe et cela a cause une augmentation de l'épaisseur du copeau.

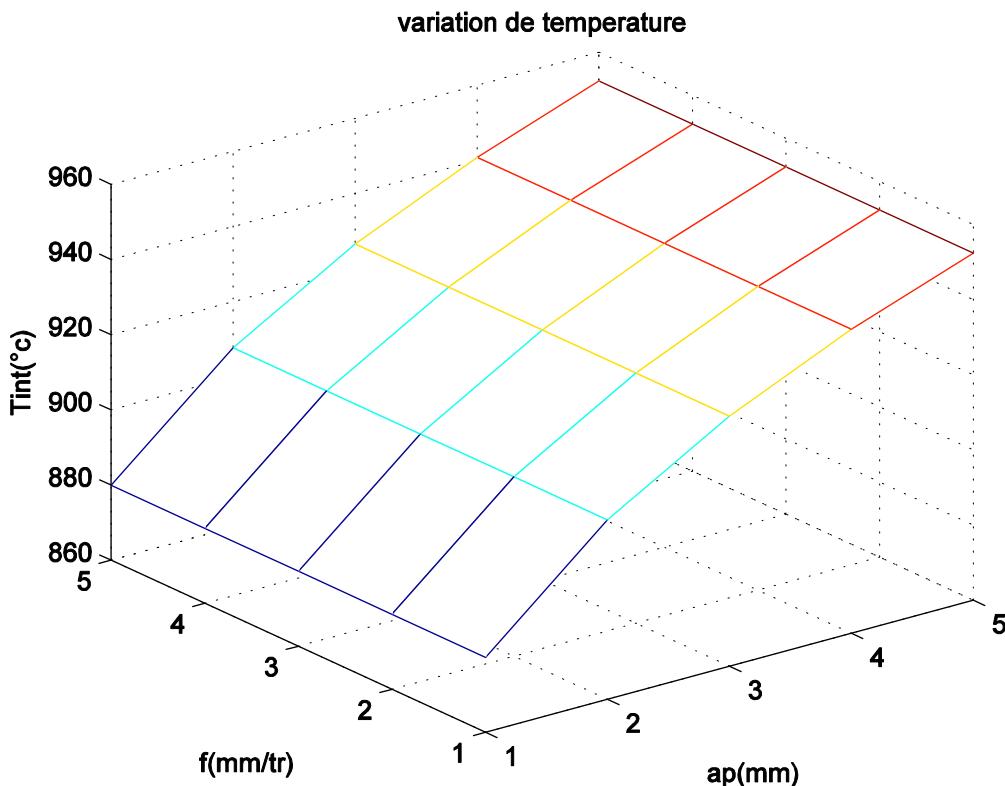


Figure 4.9 : variation de température en fonction de (ap, f) avec une vitesse de coupe $V_c=200$ m/min

-on rappelle que la température à l'interface outil copeau provoque des sources de chaleur distinctes que :

-L'augmentation de la température ($952^{\circ}C$) due au frottement entre le copeau et la face de coupe de l'outil.

Conclusion

Le travail réalisé dans le cadre de ce mémoire définit la modélisation la coupe orthogonale qui présente la base du développement de la majorité des modèles existant en usinage. Durant les précédents chapitres, il y a beaucoup de modèles mécaniques, thermiques, thermomécaniques ont été développés pour étudier les forces et les températures en coupe orthogonale. Malgré l'existence de plusieurs approches pour modéliser analytiquement l'opération d'usinage, les modèles qui sont le plus représentatifs de la réalité du procédé de la coupe sont les modèles thermomécaniques. Les modèles thermomécaniques sont complexes mais permettent de tenir compte du couplage entre les forces et la température en usinage. Ses modèles sont complètement prédictifs et il est sensible aux variations de toutes les conditions de coupe (la vitesse de coupe, l'avance, profondeur de passe). L'avantage de la méthode Boothroyd est complètement prédictive rapide et qu'elle peut être adaptée à différents matériaux, et nous avons conclu avec ce modèle thermomécanique (Boothroyd) que l'augmentation de la température se fait dans la zone de cisaillement primaire et la zone de cisaillement secondaire donc les zones les plus importantes en tournage c'est les derniers. En plus de ça il faut toujours faire la lubrification dans le cas d'enlèvement de la matière pour diminuer l'évolution de la température pour éviter les problèmes d'usinage et on obtient des pièces d'une grande précision.

Bibliographia

- [1] HIMED LYNDA , Mémoire présente pour l'obtention du diplôme de magister en mécanique .Université de Batna faculté des sciences de l'ingénieur département de mécanique. 2008 / 2009.
- [2] IMED ZAGHBANI ,Thèse par article présentée a l'école de technologie supérieure comme exigence partielle a l'obtention du doctorat en génie mécanique .2009.
- [3] FREDERIC Valiorgue ,Thèse présentée pour obtenir le grade de Docteur de l'Ecole Nationale Supérieure des Mines de Saint-Etienne Soutenue à Saint Etienne le 08/12/2008.
- [4] R. LAHEURTE, « Application de la théorie du second gradient à la coupe des matériaux »Thèse de doctorat. Université de Bordeaux, Ecole Doctorale Des Sciences Physiques et De l'Ingénieur. 2004.
- [5] S.MEKHILEF, Thèse Présentée en vue de l'obtention du diplôme de DOCTORAT D'ETAT en Génie Mécanique «Etude des nouveaux matériaux de coupe et leur aptitude à l'usinage» Université d'Annaba ; Année 2007.
- [6] A.BOURDIM, Technologie de fabrication (Partie I) «cours de tournage» .université Abou bakr balkaid ; génie mécanique.
- [7] J.M.Bergheau, M.Dursapt, H.Hamdi, C.Pagès, J.Rech ET H.Zahouani, «OS9: Usinage à grande vitesse ». ltds.ec-lyon.fr/activites/pdf/OS9.pdf.
- [8] A. Firas, « Modélisation et simulation thermomécanique de la coupe des métaux », thèse de doctorat. Ecole nationale supérieure d'Arts et Matière. CER de Paris, 2001.
- [9] L.Campagne, « Modélisation et simulation de la viscoplasticité et de l'endommagement en grandes vitesses de déformation ». Thèse de doctorat. Institut de mécaniques des fluides et des solides, Université Louis Pasteur de Strasbourg, Novembre 2003.

- [10] Merchant ME. Mechanics of the metal cutting process, I: orthogonal cutting. *Journal of Applied Physics* 1945; 267–75.
- [11] Molinari A, Dudzinski D., (1992) Stationary shear band in high-speed machining. *C.R. Acad. Sci. Paris.* 315 (II), 399-405.
- [12] Moufki A., Molinari A., Dudzinski D. – Modelling of orthogonal cutting - First French and German Conference on High Speed Machining – p.8-28, Juin 1997.
- [13] G.Boothroyd and W.A.Knight. *Fundamentals of Machining and Machine Tools*. Marcel Dekker. 1989.
- [14] M. Habak, « Etude de l'influence de la microstructure et des paramètres de coupe sur le comportement en tournage dur de l'acier à roulement 100cr6 ». Thèse de doctorat. Ecole doctorale n° 432 : Sciences des Métiers de l'Ingénieur, 2006.
- [15] C. Pagès, « Comportement de revêtements céramiques sur outil en tournage a sec de finition ». Ecole Centrale de Lyon. Année 2003, N° D'ordre : 2003-37.
- [16] G. POULACHON «Aspect phénoménologiques, mécaniques et métallurgiques en tournage c-BN des aciers durcis. Application : usinabilité de l'acier 100Cr6». Thèse Doctorale 2 décembre 1999 page 37.