

République Algérienne Démocratique et Populaire  
Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique  
Université Ibn Khaldoun – Tiaret  
Faculté des Sciences et des Sciences de l'Ingénieur  
Département de Génie Mécanique  
Laboratoire de Recherche des Technologies Industrielles

## MÉMOIRE

pour obtenir le Diplôme de  
Magister

Spécialité : Génie Mécanique  
Option : Conversion d'énergie

### Thème

Étude des manifestations thermiques et énergétiques  
associées à l'usinage des matériaux

Présenté par :  
Monsieur ATHMANI Houari

Soutenu le : ...../...../2007

Devant le Jury :  
MM.

HAOUZI Ahmed	Professeur	Université de Tiaret	Président
MECHMACHE Mohamed	M. de Conférences	Université de Mostaganem	Examineur
BOURDIM Abdelghafour	M. de Conférences	Université de Tlemcen	Examineur
HADDOUCHE Kamel	M. de Conférences	Université de Tiaret	Rapporteur

Année universitaire 2007 – 2008

## *Remerciements*

Ce travail a été effectué au Laboratoire de Recherche des Technologies Industrielles (LRTI) de l'Université Ibn Khaldoun – Tiaret, dirigé par Monsieur HADDOUCHE Kamel, Maître de Conférences au Département de Génie Mécanique, à qui j'exprime toute ma profonde reconnaissance et qui m'a témoigné de sa confiance et de son aide scientifique et qui par son expérience, sa compétence, ses conseils avisés et ses encouragements m'a transmis sa passion dans la recherche scientifique.

Je suis également très reconnaissant à Monsieur HAOUZI Ahmed, Professeur à l'Université de Tiaret, pour l'honneur qu'il me fait en présidant le Jury de soutenance de mon mémoire, et que je remercie pour le temps qu'il a passé à évaluer mon manuscrit.

Je remercie vivement Monsieur MECHMACHE Mohamed, Maître de Conférences à l'Université de Mostaganem, et Monsieur BOURDIM Abdelghafour, Maître de Conférences à l'Université de Tlemcen, d'avoir accepté d'examiner ce travail.

J'adresse mes vifs remerciements à Messieurs M. Belarbi, M. B. Guemmour, I. Abed, S. Debbih et A. Karas pour leurs soutiens et collaborations.

De même, je tiens à remercier tous les Enseignants du Département de Génie Mécanique de notre université et mes confrères Post-graduants M. Alia, K. Chaib, F. Belfodil et K. Mostefa.

Enfin, je tiens à remercier mes parents et spécialement ma femme pour la patience et les encouragements qu'elle a su me donner pendant les moments les plus difficiles.

*Je dédie ce modeste travail à :*

*mes chers parents,*

*ma femme et mes enfants Samia et Abdenour,*

*toute ma famille,*

*tous mes amis.*

## ملخص:

إن معرفة مدى تأثير شروط القطع على الجهود و توزيع الحرارة مهمة لتحقيق سير تشغيل نموذجي. في هذا العمل قمنا Oxley لطول تلامس الأداة مع الجذاذة. يشترك نموذج باستعمال توزيع للأجهادات أكثر واقعية Oxley بتحسين نموذج للحصول على توزيع الحرارة في منطقة Komanduri & Hou المغير الذي يسمح بحساب منابع الحرارة، مع نموذج Matlab للقطع باستعمال برمجية 10 كما أن اللوحات %تظهر نتائج التقليد تطابق جيد مع نتائج التجارب، حيث أن الأخطاء لتقدير جهود القطع اقل من 10%. البيانية لتوزيع الحرارة تظهر هي الأخرى نتائج جيدة. ، إجهادات القطع، توزيع الحرارة، منبع حراري متحرك Oxley التشغيل، نموذج : مفاتيح

## Résumé :

La connaissance de l'influence des conditions de coupe sur les efforts et sur la distribution de la température est essentielle pour l'optimisation du processus d'usinage. Dans ce travail, nous avons amélioré le modèle d'Oxley en utilisant une distribution des contraintes plus réaliste et une expression correcte de la longueur de contact à l'interface outil-copeau. Le modèle d'Oxley modifié, permettant de calculer les termes sources, est associé au modèle thermique de Komanduri et Hou pour prédire, sous l'environnement Matlab, la distribution de la température dans la zone de coupe.

Les résultats de simulation montre une bonne concordance avec ceux obtenus expérimentalement par d'autres chercheurs ; l'erreur sur l'estimation des efforts de coupe est inférieure à 10 %. Les cartographies de température obtenues semblent très prometteuses.

**Mots clés :** Usinage, Modèle d'Oxley, Efforts de coupe, Distribution de température, Source de chaleur mobile.

## Abstract:

The knowledge of the influence of the cutting conditions on the forces and the temperature distribution are essential for the machining process optimization. In this work, we improved the Oxley's model by using a more realistic distribution of the stresses and a correct expression of the contact length at the tool-chip interface. The modified Oxley's model, after calculating the heat flux, is combined with the thermal model of Komanduri and Hou in order to predict, by using Matlab environment, the temperature distribution in the cutting zone.

The simulation results show a good agreement with those obtained in experiments by other researchers; the error of the cutting forces is lower than 10 %. The cartographies of temperature obtained seem very promising.

**Key words:** Machining, Oxley's model, Cutting forces, Temperature distribution, Mobile heat source.

# SOMMAIRE

<b>Introduction générale</b>	1
<b>CHAPITRE I : Procède de coupe par enlèvement de matière</b>	
I.1. Procédé d'usinage conventionnel	3
I.1.1. Conditions de coupe	3
I.1.2. Configurations de coupe	5
I.2. Coupe orthogonale	6
I.2.1. Formation du copeau	7
I.2.2. Rhéologie du matériau usiné	10
I.2.3. Contact outil-copeau	13
I.3. Phénomènes associés à la coupe des métaux	15
I.3.1. Phénomènes énergétiques	15
I.3.2. Phénomènes thermiques	16
I.3.2.1. Transfert de chaleur dans le copeau et dans la pièce	21
I.3.2.2. Bilan thermique	21
<b>CHAPITRE II : Modélisation de la coupe des métaux</b>	
II.1. Objectif de la modélisation de la coupe des métaux	25
II.2. Modélisation énergétique	27
II.2.1. Modèle de Merchant	28
II.2.2. Modèle d'Albrecht	29
II.2.3. Modèle de Lee et Shaffer	29
II.3. Modélisation thermique	30
II.3.1. Modèle de Trigger et Chao	32
II.3.2. Modèle de Loewen et Shaw	33
II.3.3. Modèle de Leone	34
II.3.4. Modèle de Tounsi et al.	34
II.3.5. Modèle d'Adibi et al.	35
II.3.6. Etude comparative des modèles	36
II.3.7. Modèle de Komanduri et Hou	37
II.3.7.1. Modélisation de la zone de cisaillement primaire	37
II.3.7.2. Modélisation de la zone de cisaillement secondaire	40
II.4. Modélisation thermomécanique	42
II.4.1. Modèle de Boothroyd	42
II.4.2. Modèle d'Oxley	42
II.4.2.1. Cisaillement primaire	43
II.4.2.2. Cisaillement secondaire	44
II.4.3. Modèle de Gilormini	45
II.4.3.1. Analyse thermique	46
II.4.3.2. Analyse du contact outil-copeau	47
II.4.4. Modèle de Molinari	47
II.4.4.1. Modélisation de la zone de cisaillement primaire	48
II.4.4.2. Modélisation des effets thermiques à l'interface outil-copeau	48
II.4.5. Modèle de Karpal et Ozel	49
II.5. Modélisation thermomécanique retenue	50

## **CHAPITRE III : Simulation et interprétation des résultats**

III.1. Données de simulation	53
III.2. Simulation du modèle d'Oxley modifié	55
III.2.1. Validation du modèle d'Oxley modifié	56
III.2.2. Evolution du coefficient de correction $H_c$	59
III.2.3. Influence de la loi de comportement	59
III.3. Simulation du modèle de Komanduri et Hou	61
III.3.1. Cartographies de température dues à la source de chaleur primaire	64
III.3.2. Cartographies de température dues aux sources primaire et secondaire	67
III.3.3. Interprétation des résultats	69
<b>Conclusion générale</b>	<b>72</b>
<b>Bibliographie</b>	

# NOMENCLATURE

Symbole	Désignation	Unité de mesure
A, B	Coefficients de la loi de Johnson-Cook	MPa
a	Profondeur de passe	mm
C	Coefficient de la loi de Johnson-Cook	
C <sub>0</sub>	Constante d'Oxley	
C <sub>s</sub>	Chaleur spécifique du matériau usiné	J.kg <sup>-1</sup>
<sup>1</sup> .K <sup>-1</sup>		
F <sub>a</sub>	Effort d'avance	N
F <sub>c</sub>	Effort de coupe tangentiel	N
f	Avance	
	mm.tr <sup>-1</sup>	
h	Épaisseur de la bande de cisaillement primaire	mm
K <sub>0</sub>	Fonction de Bessel modifiée de seconde espèce d'ordre 0	
L	Largeur de la bande de chaleur	mm
l	Épaisseur du copeau	mm
m	Coefficient de Johnson-Cook relatif à l'adoucissement thermique	
N <sub>1</sub>	Effort normal au cisaillement primaire	N
N <sub>2</sub>	Effort normal au cisaillement secondaire	N
n	Indice d'écrouissage	
p <sub>0</sub>	Pression hydrostatique au point O	MPa
P <sub>e</sub>	Nombre de Peclet	
Q <sub>1</sub>	Chaleur générée dans la zone de cisaillement primaire	W
Q <sub>2</sub>	Chaleur générée dans la zone de cisaillement secondaire	W
Q <sub>3</sub>	Chaleur générée dans la zone en dépouille	W
q <sub>1</sub>	Flux de chaleur dû au cisaillement primaire	W.m <sup>-2</sup>
q <sub>2</sub>	Flux de chaleur dû au cisaillement secondaire	W.m <sup>-2</sup>
R	Résultante des efforts de coupe	N
R <sub>1</sub>	Distance de la bande de chaleur au point (M)	mm
R <sub>2</sub>	Distance de la bande de chaleur imaginaire au point (M)	mm

$R_i$	Distance du point (M) à la source de chaleur	mm
$R'_i$	Distance de la bande au point (M) dans le cisaillement secondaire	mm
<b>Symbole</b>	<b>Désignation</b>	<b>Unité de mesure</b>
$R''_i$	Distance de la bande imaginaire au point (M) dans la zone secondaire	mm
$r_e$	Rayon d'acuité de l'outil	mm
SF	Facteur de forme dans le modèle de Loewen et Shaw	
T	Température	°C
$T_0$	Température initiale du matériau usiné	°C
$T_1$	Force tangentielle au plan du cisaillement primaire	N
$T_2$	Force de frottement à la face de coupe de l'outil	N
$T_{amb}$	Température ambiante	°C
$T_c$	Température de coupe	°C
$T_{fus}$	Température de fusion du matériau usiné	°C
$T_{mod}$	Température modifiée	°C
$T_M$	Température au point (M)	°C
$T_{OA}$	Température moyenne dans la zone de cisaillement primaire	°C
$T_{OB}$	Température moyenne dans la zone de cisaillement secondaire	°C
$V_c$	Vitesse de coupe	
	m.min <sup>-1</sup>	
$V_{cop}$	Vitesse du copeau	
	m.min <sup>-1</sup>	
$V_f$	Vitesse d'avance	
	mm.min <sup>-1</sup>	
$V_i$	Vitesse de déplacement de la bande de chaleur	
	m.min <sup>-1</sup>	
$V_s$	Vitesse du cisaillement primaire	
	m.min <sup>-1</sup>	
$V_{g2}, V_{g3}$	Vitesses de glissement	
	m.min <sup>-1</sup>	
$v_1$	Volume de la zone de cisaillement primaire	m <sup>3</sup>
$v_2$	Volume de la zone de cisaillement secondaire	m <sup>3</sup>
$X_i$	Projection de la distance ( $R_i$ ) dans la direction de déplacement	mm



Y	Longueur du contact outil-copeau	mm
Z.C.P	Zone de cisaillement primaire	
Z.C.S	Zone de cisaillement secondaire	
$\alpha$	Angle de dépouille	(°)
$\alpha_m$	Diffusivité thermique du matériau usiné	$m^2.s^{-1}$
$\alpha_{mil}$	Diffusivité thermique du milieu	$m^2.s^{-1}$
$\beta$	Angle de taillant	(°)
<b>Symbole</b>	<b>Désignation</b>	<b>Unité de mesure</b>
$\beta_c$	Fraction de la chaleur dissipée dans le copeau	
$\beta_p$	Fraction de la chaleur dissipée dans la pièce	
$\delta l$	Epaisseur du cisaillement secondaire	mm
$\varepsilon$	Déformation du matériau usiné	
$\varepsilon_{OA}, \varepsilon_{OB}$	Déformations dans les zones de cisaillement primaire et secondaire	
$\dot{\varepsilon}$	Vitesse de déformation du matériau usiné	$s^{-1}$
$\dot{\varepsilon}_0$	Vitesse de déformation de référence	$s^{-1}$
$\dot{\varepsilon}_{OA}$	Vitesse de déformation dans la zone de cisaillement primaire	$s^{-1}$
$\dot{\varepsilon}_{OB}$	Vitesse de déformation dans la zone de cisaillement secondaire	$s^{-1}$
$\phi$	Angle de cisaillement primaire	(°)
$\gamma$	Angle de coupe	(°)
$\eta_c$	Angle oblique de la bande de chaleur dans le copeau	(°)
$\eta_i$	Angle oblique de la bande de chaleur	(°)
$\eta_p$	Angle oblique de la bande de chaleur dans la pièce	(°)
$\kappa_r$	Angle de direction d'arête	(°)
$\lambda$	Angle moyen de frottement à l'interface outil-copeau	(°)
$\lambda_m$	Conductivité thermique du matériau usiné	$W.m^{-1}$
$^1 . ^\circ C^{-1}$		
$\lambda_{mil}$	Conductivité thermique du milieu	$W.m^{-1}$
$^1 . ^\circ C^{-1}$		
$\lambda_o$	Conductivité thermique de l'outil	$W.m^{-1}$
$^1 . ^\circ C^{-1}$		

$\lambda_s$	Angle moyen d'inclinaison d'arête	(°)
$\rho$	Masse volumique	kg.m <sup>-3</sup>
$\sigma_0$	Contrainte d'écoulement du matériau usiné	MPa
$\sigma_b$	Contrainte à l'entrée de la bande	MPa
$\sigma'_N$	Contrainte normale maximale du cisaillement primaire	MPa
$\sigma''_N$	Contrainte normale maximale du cisaillement secondaire	MPa
$\tau_{OA}$	Contrainte de cisaillement primaire du matériau usiné	MPa
$\tau_{OB}$	Contrainte de cisaillement secondaire du matériau usiné	MPa

---

---

# Introduction générale

---

---

L'usinage des matériaux est une technique de mise en forme par enlèvement de matière très répandue du point de vue pratique mais pas encore maîtrisée du point de vue de modélisation et simulation, c'est l'empirisme qui est largement utilisé. Ce procédé fait intervenir de très nombreux phénomènes de nature mécanique, thermique et métallurgique qui doivent être pris en considération durant l'analyse de son comportement. Aussi, différentes modélisations et méthodes de mesure ont été développées pour caractériser les manifestations énergétiques et thermiques dans la zone de coupe. Le développement de modèles prédictifs d'efforts, de températures, d'usure, ... est une demande importante du milieu industriel qui vise l'optimisation du procédé d'usinage. Ces modèles permettent sans doute de connaître les paramètres influents sur la phénoménologie du processus afin de pouvoir effectuer, par des commandes appropriées, une correction ou un ajustement en ligne des variables gouvernant les performances du procédé.

Pour les applications industrielles, un modèle devrait être capable pour un couple outil-matière et un choix des conditions de coupe de prédire :

- ✓ les efforts de coupe, les champs de contraintes et de déformations, les vitesses de déformations, et la température ;
- ✓ l'usure de l'outil ;
- ✓ et l'état de la surface usinée.

Il n'y a aucun modèle à présent qui peut estimer efficacement tous ces effets à la fois. Une première modélisation de la coupe des métaux a été formulée par Merchant (1945) où les efforts de coupe ont été prédits tout en négligeant les effets thermiques et les épaisseurs des zones de cisaillements primaire et secondaire, et en supposant que le matériau usiné a un comportement parfaitement plastique.

La température de coupe est une variable importante pour l'analyse et la commande du processus d'usinage. Donc, la détermination de sa valeur maximale ainsi que sa distribution est d'un intérêt particulier pour assurer la longévité des outils de coupe et garantir la qualité du produit fabriqué. Notons que le siège de la température maximale se situe à l'interface outil-copeau (zone de cisaillement secondaire) où la connaissance de cette dernière s'avère très délicate analytiquement et expérimentalement. À cet effet, différentes modélisations et méthodes de mesure ont été développées pour caractériser les transferts thermiques dans la zone de coupe. Une modélisation thermomécanique en coupe orthogonale a été développée par Oxley (1976) lequel prédit, entre d'autres variables, les efforts de coupe et les

températures moyennes dans les zones de cisaillements primaire et secondaire à partir des conditions de coupe et d'une loi rhéologique du matériau usiné.

Depuis, la coupe des métaux a connu le développement de différentes modélisations en adoptant principalement deux approches : la première est analytique basée sur des modèles empiriques, l'autre fait appel aux méthodes numériques (éléments finis, différences finies, volumes finis et ou éléments à la frontière). Notons que chaque auteur a apporté une amélioration d'un point spécifique de la modélisation de la coupe ; ces améliorations concernent la description du champ de vitesse dans le copeau, les phénomènes thermiques rencontrés lors de la coupe, la description de la géométrie de l'outil, ....

Le présent travail est une contribution à l'amélioration du modèle thermomécanique d'Oxley en vue de son utilisation pour estimer avec plus de précision les termes sources dans les zones de cisaillements primaire et secondaire. Ces termes sources seront par la suite injectés dans le modèle thermique de Komanduri et Hou pour pouvoir déterminer les cartographies de température dans la zone de coupe.

Le présent mémoire est organisé en trois chapitres.

Dans le premier chapitre, nous présentons un rappel des notions relatives au procédé d'usinage conventionnel ; à savoir, la définition des conditions et des configurations de coupe. Puis, nous allons évoquer les hypothèses d'une coupe orthogonale, les zones de formation du copeau, la rhéologie du matériau usiné et les conditions de contact à l'interface outil-copeau. Nous finirons le chapitre par une description des phénomènes énergétiques et thermiques associés à l'usinage des métaux.

Le deuxième chapitre est consacré à la modélisation du processus de coupe ; il s'agit d'une revue des différentes modélisations : mécanique, thermique et thermomécanique de la coupe orthogonale des métaux. Deux modèles analytiques sont retenus ; à savoir la modélisation thermomécanique d'Oxley et le modèle thermique de Komanduri et Hou. Ces derniers sont combinés pour prédire principalement les efforts et la distribution de la température dans la zone de coupe. À noter que le modèle d'Oxley a été modifié en ce qui concerne la distribution des contraintes à l'interface outil-copeau.

Dans le troisième chapitre, nous allons présenter séparément les résultats de simulation du modèle d'Oxley modifié et ceux issus du modèle de Komanduri et Hou. Pour le modèle d'Oxley modifié l'estimation des efforts et de l'épaisseur du copeau est confrontée à des résultats expérimentaux. Nous exposerons par la suite les résultats relatifs aux distributions de températures dans la pièce et dans le copeau dues à la source de chaleur de la zone de

cisaillement primaire. Enfin, nous présenterons les distributions de température dans le copeau dues aux sources de chaleur des zones de cisaillements primaire et secondaire.

---

---

# Chapitre I

## Procédé de coupe par enlèvement de matière

---

---

<b>I.1. Procédé d'usinage conventionnel</b>	<b>3</b>
I.1.1. Conditions de coupe	3
I.1.2. Configurations de coupe	5
<b>I.2. Coupe orthogonale</b>	<b>6</b>
I.2.1. Formation du copeau	7
I.2.2. Rhéologie du matériau usiné	10
I.2.3. Contact outil-copeau	13
<b>I.3. Phénomènes associés à la coupe des métaux</b>	<b>15</b>
I.3.1. Phénomènes énergétiques	15
I.3.2. Phénomènes thermiques	16
I.3.2.1. Transfert de chaleur dans le copeau et dans la pièce	21
I.3.2.2. Bilan thermique	21

Ce premier chapitre présente un rappel des notions relatives au procédé d'usinage conventionnel ; à savoir, la définition des conditions et des configurations de coupe. Puis, nous allons évoquer les hypothèses d'une coupe orthogonale, les zones de formation du copeau, la rhéologie du matériau usiné et les conditions de contact à l'interface outil-copeau. Nous finirons le chapitre par une description des phénomènes énergétiques et thermiques associés à l'usinage des métaux.

### I.1. Procédé d'usinage conventionnel :

Le procédé d'usinage conventionnel est une technique de génération de nouvelles surfaces par enlèvement de matière ; elle met en jeu deux éléments essentiels : la pièce à usiner et l'outil de coupe. Chacun d'eux est animé d'un mouvement ou est immobile selon l'opération d'usinage envisagée (tournage, fraisage, perçage, ...). L'interaction entre ces deux éléments est contrôlée par les conditions de coupe : vitesse de coupe, avance, profondeur de passe, géométrie de l'outil, nature des matériaux des deux éléments, lubrification, etc.

La figure qui suit illustre, par exemple, l'enlèvement de matière sous forme de copeau lors d'une opération de tournage (chariotage).

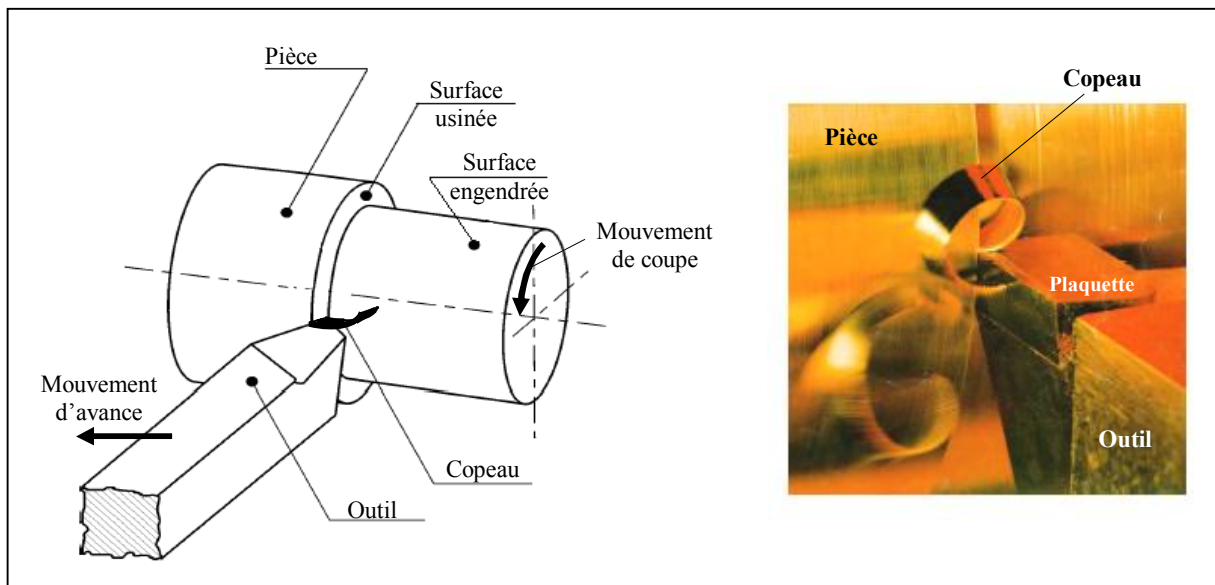


Figure I.1 : Opération de tournage.

L'outil est d'une part engagé dans la matière à usiner (pièce) et, d'autre part, il est animé d'un mouvement d'avance ; la pièce est animée d'un mouvement de rotation (mouvement de coupe).

#### I.1.1. Conditions de coupe :



Les paramètres de coupe sont d'une part des grandeurs qui caractérisent les déplacements de l'outil et/ou de la pièce usinée (grandeurs cinématiques) et, d'autre part, des grandeurs géométriques telles que l'engagement de l'outil dans la matière à usiner. Les valeurs données à ces paramètres vont conditionner les phénomènes mécaniques mis en jeu dans la coupe et, par conséquent, la puissance mécanique qui sera convertie en chaleur. Ainsi, les paramètres de coupe vont directement agir sur les phénomènes thermiques générés dans la zone de coupe. En plus de ces paramètres d'autres facteurs influencent l'usinage tels que la géométrie de l'outil, les matériaux usiné et de coupe, le fluide de coupe, la rigidité de la machine-outil, etc.

**La vitesse de coupe** ( $V_c$ ) caractérise le mouvement principal relatif entre la pièce et l'outil ; elle a une influence directe sur la façon dont est formé le copeau, sur l'état de la surface usinée, sur l'usure de l'outil et sur la productivité. Elle est définie comme étant une vitesse instantanée du point considéré de l'arête par rapport à la pièce. Dans le cas du mouvement circulaire (tournage, fraisage, perçage), la vitesse de coupe est une fonction de la fréquence de rotation et du diamètre de l'élément en rotation.

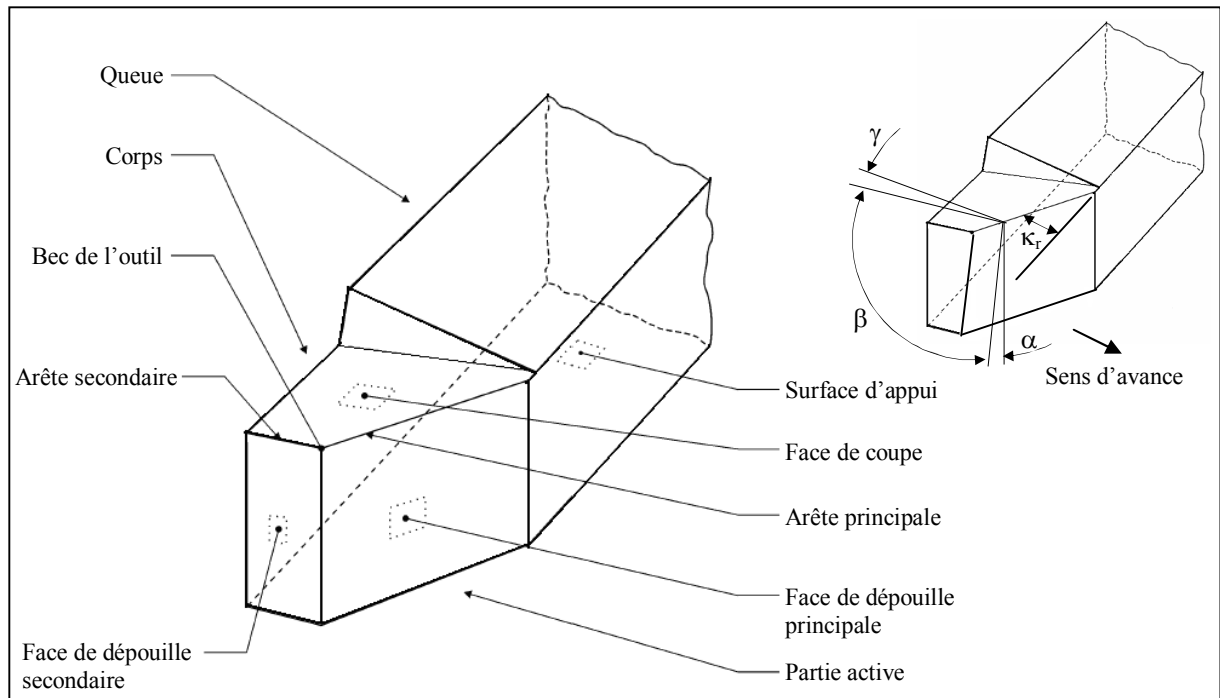
Au mouvement de coupe vient s'ajouter un autre mouvement relatif entre l'outil et la pièce qui est nécessaire à la génération de la surface de la pièce. **L'avance** notée ( $f$ ) est la valeur avec laquelle se déplace l'outil à chaque tour de la pièce (cas du tournage) ou de la pièce à chaque tour de l'outil (cas du fraisage).

La distance entre la surface initiale de la pièce et la surface engendrée est appelée **profondeur de passe** ( $a$ ). Cependant afin d'arriver à la dimension finale de la pièce, on doit souvent effectuer plusieurs passes. La passe est définie comme étant la couche de matière de la pièce qui doit être enlevée par un passage unique de l'outil de coupe. La partie de matière usinée entre la surface initiale de la pièce et la surface finale désirée, après avoir effectué toutes les passes nécessaires, est appelée surépaisseur d'usinage.

Il existe une grande diversité d'outils de coupe ; toutefois, les principaux éléments des différents outils sont semblables. Ainsi, afin de simplifier la compréhension de différents éléments définissant un outil quelconque, nous nous baserons a priori sur un outil de coupe en tournage. Ce dernier est constitué d'un corps et d'une queue ; la partie de l'outil qui intervient directement dans l'opération de coupe est appelée partie active. Elle est limitée par trois faces : la face de coupe sur laquelle glisse le copeau et les deux faces de dépouille (principale et secondaire) sur lesquelles frottent les surfaces usinée et engendrée. L'arête principale est l'intersection entre la face de coupe et la face de dépouille principale, et l'arête secondaire est l'intersection entre la face de coupe et la face de dépouille secondaire. La

jonction des arêtes principale et secondaire forme le bec de l'outil ; il peut être droit ou arrondi.

Les schémas de la figure qui suit illustre le design d'un outil de tournage sans plaquette rapportée et les angles principaux tels que l'angle de coupe ( $\gamma$ ), l'angle de dépouille ( $\alpha$ ), l'angle de taillant ( $\beta$ ) et l'angle de direction d'arête ( $\kappa_r$ ).



**Figure I.2 :** Design de l'outil de coupe.

Globalement, l'angle de coupe a une influence sur la manière dont s'écoule le copeau sur la face de coupe et ainsi sur les efforts de coupe, la puissance consommée, les dégagements de chaleur, etc. L'angle de dépouille influe sur le frottement entre l'outil et la surface engendrée, donc sur la durée utile de l'outil. L'angle de taillant affecte la résistance à la rupture de la partie active. L'angle de direction d'arête a une influence sur la direction des forces de coupe, la protection de la pointe de l'outil et la direction d'évacuation du copeau.

### **I.1.2. Configurations de coupe :**

La coupe est dite orthogonale quand nous prenons en considération qu'une seule arête de coupe perpendiculairement à la vitesse de coupe et à la vitesse d'avance ( $V_f$ ). L'hypothèse simplificatrice communément employée en coupe orthogonale consiste à considérer un état de déformations planes du processus. Cette hypothèse n'est licite que lorsque la largeur de coupe est grande devant l'avance. La majorité des modèles de coupe actuels tant numériques qu'analytiques sont basés sur la configuration d'une coupe orthogonale. Pour cette dernière, la valeur de l'angle de direction d'arête  $\kappa_r = 90^\circ$  ; l'orthogonalité de l'arête par rapport au

mouvement de coupe ou à la vitesse de coupe se traduit par un angle d'inclinaison d'arête  $\lambda_s = 0^\circ$ .

Le cas d'une coupe orthogonale correspond, par exemple, au tournage d'une couronne comme indiqué sur la figure qui suit.

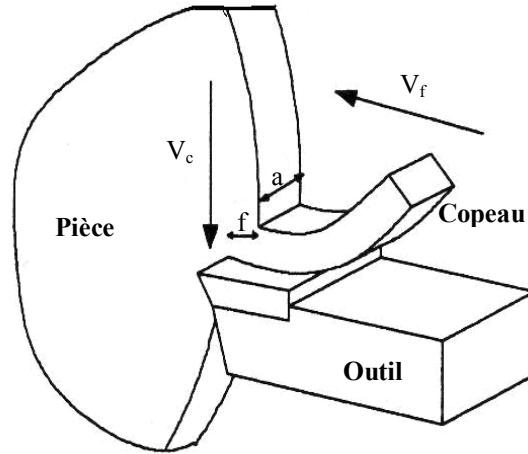
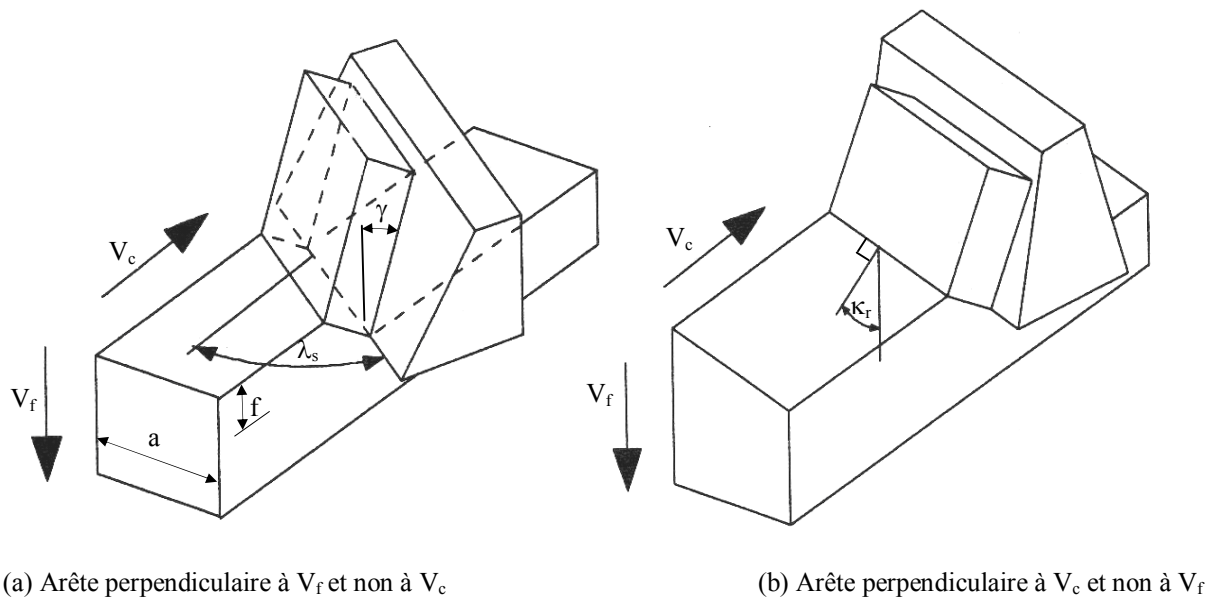


Figure I.3 : Coupe orthogonale.

Dans le cas d'un usinage conventionnel industriel, la modélisation réaliste correspond au cas d'une coupe oblique. La notion de coupe oblique est liée à la direction de l'arête de coupe, c'est-à-dire aux cas où l'arête de coupe n'est pas simultanément perpendiculaire à la vitesse de coupe et/ou à la vitesse d'avance. On distingue deux configurations de base où l'arête de coupe n'est pas perpendiculaire à ( $V_c$ ) et/ou à ( $V_f$ ) comme le montre les schémas de la figure qui suit.



(a) Arête perpendiculaire à  $V_f$  et non à  $V_c$

(b) Arête perpendiculaire à  $V_c$  et non à  $V_f$

Figure I.4 : Coupe oblique.

## I.2. Coupe orthogonale :

Du point de vue de la modélisation du procédé d'usinage, une coupe orthogonale fait référence à une opération idéale qui suppose que :

- le matériau usiné est complètement homogène ;
- le copeau est continu et ne présente pas d'arête rapportée ;
- le copeau ne s'écoule pas de chaque côté (déformations planes) ;
- la pièce se déplace par rapport à l'outil à vitesse constante ;
- la largeur de coupe reste constante ;
- il n'y a pas de contact entre la face de dépouille et la surface usinée ;
- l'arête de coupe est droite en générant une surface plane.

### **I.2.1. Formation du copeau :**

La coupe est un phénomène assez complexe à modéliser à cause des fortes non linéarités et des phénomènes thermiques et mécaniques mis en jeu. Cette complexité est due principalement aux grandes déformations, aux grandes vitesses de déformations dans la zone de cisaillement primaire et aux problèmes de contact dus aux frottements intenses aux interfaces outil-copeau et outil-pièce. À toutes ces complexités de nature mécanique viennent s'ajouter la génération locale de chaleur et du fort gradient de température généré à travers les transformations de l'énergie de déformation plastique et de frottement en chaleur.

Rappelons que la coupe consiste à séparer de la pièce un copeau à l'aide de l'arête d'un outil. Cette séparation s'explique par la plastification de la matière en raison de la contrainte imposée par l'outil. Ceci implique, dans certains cas, l'apparition d'une amorce de fissure dans la matière usinée au niveau de l'arête. Le mouvement d'avance de l'outil dans la matière propage cette fissure et réalise la décohésion. Le cisaillement s'interprète donc comme une succession de ces deux phénomènes. L'analyse expérimentale d'une séquence de coupe peut être menée au moyen d'essais connus sous le nom de Quick Stop Tests [3]. Les différentes méthodes employées amènent toujours à observer principalement quatre zones du champ de déformations.

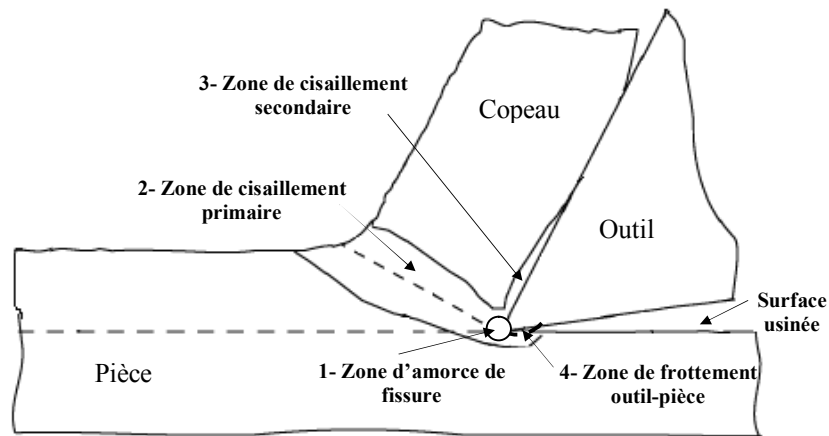


Figure I.5 : Zones de déformations.

La zone 1 est une zone de séparation du métal en deux parties ; elle entoure de manière étroite l'arête de l'outil en se développant légèrement en amont. L'arête de l'outil exerce un effort de compression et il existe un point singulier où le métal est séparé en deux parties : surface usinée et copeau.

La zone 2 appelée zone de cisaillement primaire ; la matière donne naissance au copeau. Elle subit en un temps très bref une déformation plastique considérable en raison du changement brutal de direction et donc un échauffement important étant donné le faible volume de matière. Le cisaillement intense entraîne des conditions considérables : des déformations généralement supérieures à 200 % et des vitesses de déformation de l'ordre de  $10^3$  à  $10^5 \text{ s}^{-1}$  ; ceci implique une plastification complète du matériau. Dans certaines références [27], la partie plastifiée est comptée comme étant une zone à part.

La zone 3 est une zone de frottement intense du copeau sur la face de coupe de l'outil, c'est la zone de cisaillement secondaire. Elle est caractérisée par son épaisseur qui est une fraction de l'épaisseur du copeau (de l'ordre de quelques pourcents  $\approx 2 \%$ ). La bande correspondante à 10 jusqu'à 12 % de l'épaisseur du copeau constitue la zone d'influence du frottement du copeau sur l'outil, donc le cisaillement secondaire.

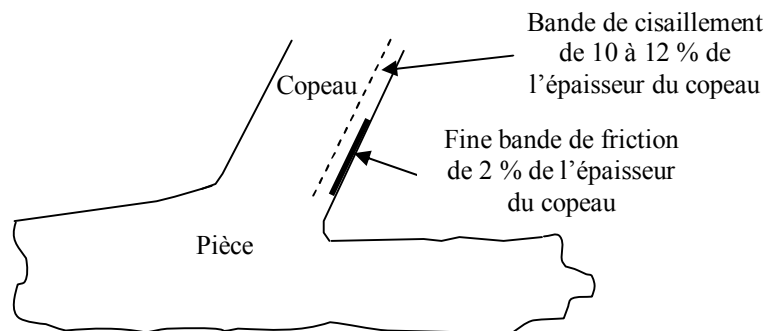


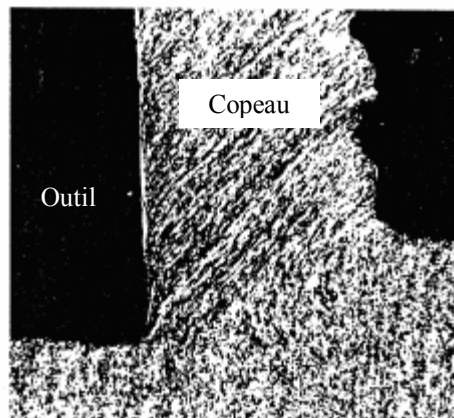
Figure I.6 : Zone de cisaillement secondaire.

La zone 4 est la zone de frottement entre la surface usinée et la face de dépouille de l'outil ; cette zone est appelée zone de dépouille.

Notons que les zones de cisaillements primaire et secondaire sont le siège de très fortes déformations plastiques à grande vitesse et de frottement intense, ce qui engendre localement un fort gradient de température et une génération de quantité de chaleur qui va se dissiper dans le copeau, l'outil et la pièce.

En fonction des conditions de coupe et du couple outil-matière, on peut effectuer une classification brève des formes d'élaboration du copeau suivant les trois groupes principaux suivants : copeau continu, discontinu (ou festonné) et celui avec arête rapportée.

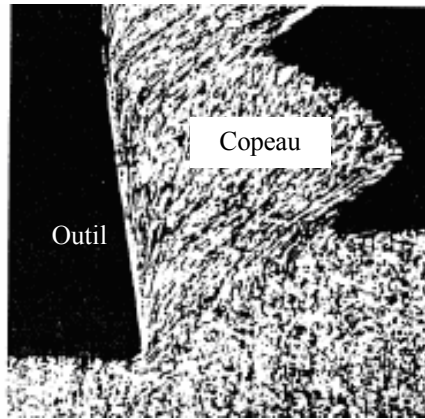
**Copeau continu** : Il se forme par déformation plastique de cisaillement sans fissuration au niveau de la zone de cisaillement primaire.



**Photographie I.1** : Copeau continu.

Ce cas est plus simple à traiter ; la matière s'écoule sur l'outil de façon continue et stationnaire. La plupart des travaux sur la modélisation de la coupe se rapportent à ce cas de figure.

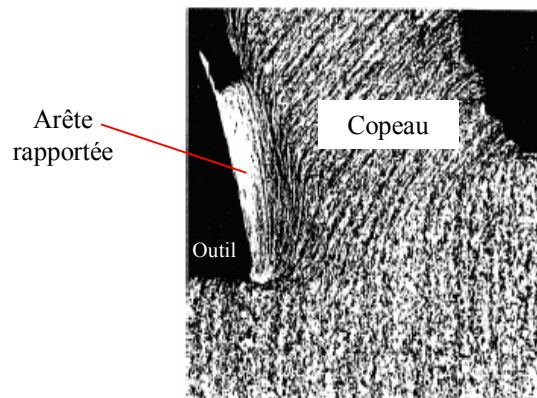
**Copeau discontinu** : Dans la catégorie des copeaux discontinus, on considère deux cas distincts : les copeaux de cisaillement et les copeaux déchirés. Les premiers résultent d'une déformation plastique jusqu'à la défaillance du matériau suivie d'une fissuration de sorte qu'il se forme des éléments plus ou moins continus ; ces copeaux sont caractéristiques de l'usinage des aciers. Les seconds se forment sans déformation plastique importante par arrachement d'éléments irréguliers ; on observe ce comportement dans le cas de l'usinage d'un matériau fragile comme la fonte.



**Photographie I.2 :** Copeau discontinu.

La rigidité du porte-outil est un facteur influent sur la formation des copeaux discontinus. Des observations montrent que la période de festonnage et de la rigidité du porte-outil traduisent la présence d'un phénomène de résonance.

**Copeau avec arête rapportée :** L'un des phénomènes les plus particuliers lors de la formation du copeau est la création d'arête rapportée.



**Photographie I.3 :** Formation d'une arête rapportée.

Un fragment du matériau de la pièce se fixe dans la zone de l'arête de coupe où les vitesses de glissement sont nulles en formant à l'extrémité de celle-ci un petit tranchant dont la géométrie évolue continuellement de sorte que tout le processus soit influencé par des formes d'élaboration différentes.

### **I.2.2. Rhéologie du matériau usiné :**

La modélisation de l'usinage exige la connaissance des relations exprimant avec précision le comportement du matériau usiné dans les zones de cisaillement primaire et secondaire [22]. Le problème du comportement mécanique du matériau dans le domaine de l'usinage peut se résumer en trois besoins :

- détermination des conditions sous lesquelles le matériau se déforme (champs des déformations, des vitesses de déformation, des contraintes et de températures) ;
- développement de lois de comportement adaptées à l'usinage ;
- développement des essais de caractérisation qui doivent permettre d'atteindre et de mesurer les contraintes sous des conditions similaires à celles rencontrées en usinage.

Pour le choix d'une loi de comportement du matériau usiné, les phénomènes influents et essentiels à prendre en compte sont :

- la plasticité ou la viscoplasticité en grandes déformations ;
- la sensibilité aux grandes vitesses de déformations ;
- les élévations de températures importantes [8].

Dans ces travaux Oxley [31] fait intervenir la sensibilité du matériau usiné à l'érouissage, à la vitesse de déformation ( $\dot{\varepsilon}$ ) et à la température dans une loi empirique du type Northon-Hoff exprimée par :

$$\sigma_0(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T_{\text{mod}}) = \sigma(\dot{\varepsilon}, T_{\text{mod}}) \varepsilon^{n(\dot{\varepsilon}, T_{\text{mod}})} \quad (\text{I-1})$$

La figure qui suit montre l'évolution de la contrainte ( $\sigma$ ) et de l'indice d'érouissage ( $n$ ) avec la température modifiée pour trois aciers à différentes teneurs en carbone [29].

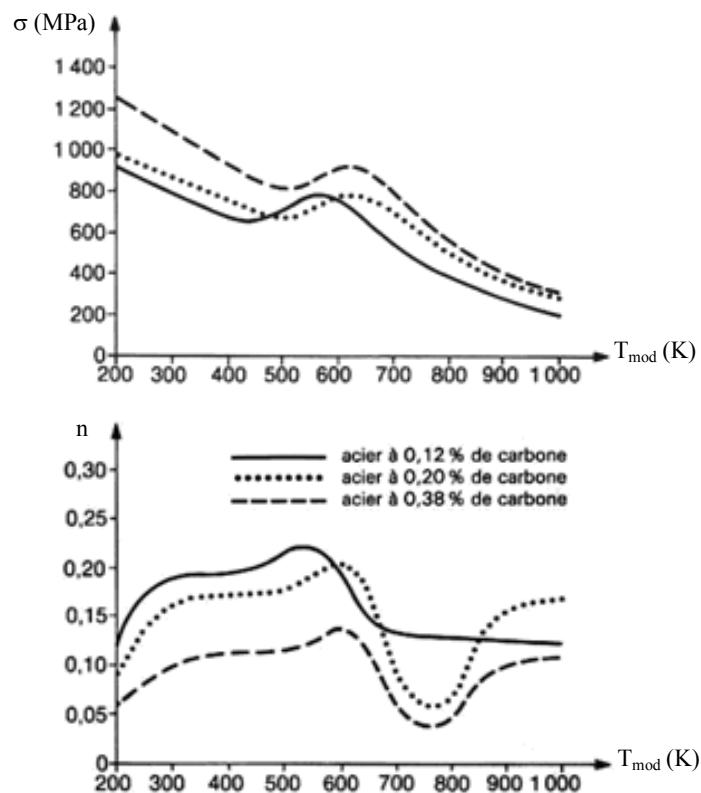


Figure I.7 : Variation des paramètres de comportement  $\sigma$  et  $n$ .



La température modifiée associe les effets de la vitesse de déformation et de la température. Pour traduire mathématiquement l'influence de la déformation, de la vitesse de déformation et de la température sur le comportement du matériau, une loi empirique de type Johnson Cook a été adoptée et ayant pour expression [14] :

$$\sigma_0 = \underbrace{(A + B\varepsilon^n)}_1 \left[ \underbrace{1 + C \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right)}_2 \right] \left[ \underbrace{1 - \left(\frac{T - T_a}{T_f - T_a}\right)^m}_3 \right] \quad (\text{I-2})$$

Les trois termes de cette expression traduisent respectivement la sensibilité de la contrainte à :

- la déformation ainsi que l'effet du phénomène d'écrouissage à travers la puissance ;
- la vitesse de déformation, ce qui exprime le caractère visqueux ;
- à la température, ce qui traduit l'adoucissement thermique c'est-à-dire l'influence de la température sur les propriétés structurales de la matière et son écoulement.

Les paramètres A, B, C, n et m sont des variables rhéologiques à déterminer ; ils sont identifiés lors d'expériences menées sur des barres de Hopkinson [21].

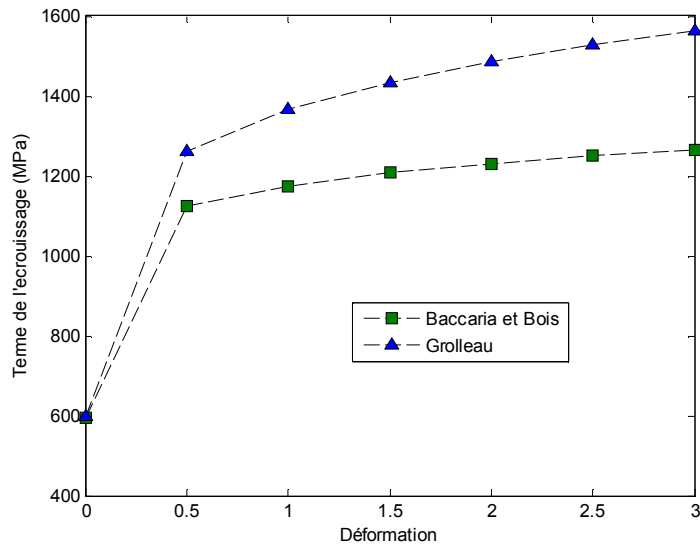
L'essai classique sur des barres de Hopkinson SHPB (Split Hopkinson Pressure Bar) consiste en la mise en compression d'une éprouvette entre un massif et une barre (guidée) destinée à véhiculer l'onde de compression longitudinale induite par le choc du projectile à l'extrémité libre de la barre [5].

Lors de l'usinage, le matériau usiné subit des déformations de l'ordre de 200 % et des vitesses de déformation pouvant atteindre  $10^5 \text{ s}^{-1}$ , alors que les essais à barres de Hopkinson permettent d'atteindre des déformations de l'ordre de 100 % et des taux de déformation de  $10^3 \text{ s}^{-1}$  ; ainsi, il est délicat d'arriver à un résultat très satisfaisant car beaucoup de phénomènes physiques, engendrés dans la zone de coupe, sont couplés (cisaillement et frottement dans la zone de cisaillement secondaire, par exemple) et il est difficile d'accéder à toutes les grandeurs (déformations, vitesses de déformation, température, ...) lors de l'usinage. Quelques auteurs proposent d'utiliser le procédé d'usinage lui-même pour caractériser le comportement du matériau usiné [20]. Le tableau qui suit reporte les différentes identifications des paramètres rhéologiques pour l'acier 42CD4.

<b>A</b>	<b>B</b>	<b>C</b>	<b>n</b>	<b>m</b>	<b>Référence</b>
595	580	0.023	0.133	13	Bois [23]
598	768	0.0137	0.2092	0.807	Grolleau [23]
595	580	0.023	0.133	1.03	Baccaria [24]
598	768	0.0137	0.2092	0.0003	Puigsegur [5]

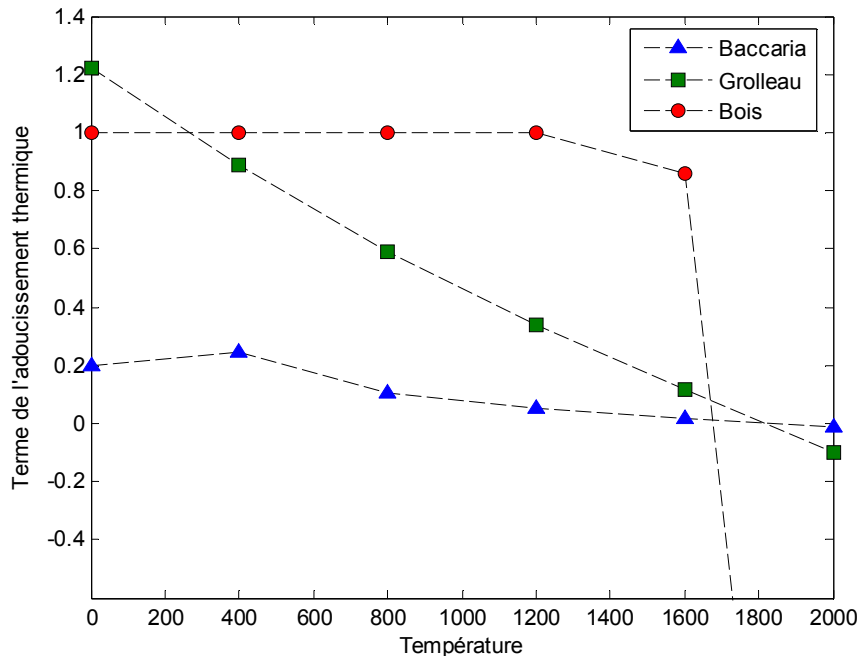
**Tableau I.1** : Différents paramètres rhéologiques identifiés pour l'acier 42CD4.

Les figures qui suivent reportent respectivement des confrontations entre les effets d'écrouissage et ceux de l'adoucissement thermique pour matériau usiné cible établis par différents auteurs.



**Figure I.8 :** Effet de l'écrouissage sur la contrainte.

Pour les petites déformations, l'effet d'écrouissage est presque identique pour les trois évolutions ; par contre, pour des déformations supérieures, cet effet est plus important pour le tracé de Grolleau comparativement aux deux autres.



**Figure I.9 :** Effet de l'adoucissement thermique sur la contrainte.

Le fort coefficient d'adoucissement thermique obtenu par Bois conduit à un matériau qui conserve ses propriétés mécaniques jusqu'à 1200 K, puis on constate une diminution

significative des propriétés. En revanche pour les autres tracés, l'adoucissement thermique s'effectue d'une manière progressive.

Différentes approches ont été utilisées pour identifier les paramètres relatifs à la rhéologie du matériau usiné exprimée par la loi de Johnson Cook. Tounsi et al. [19] ont appliqué la méthode d'estimation des moindres carrés. Özel et Zeren [12] ont employé une régression non linéaire basée sur l'algorithme de Gauss-Newton.

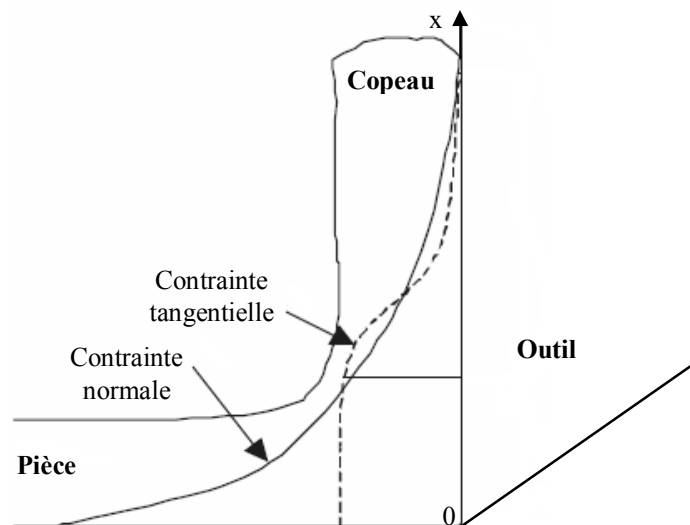
### I.2.3. Contact outil-copeau :

Le contact outil-copeau influence les efforts et les températures mis en jeu dans la zone de cisaillement secondaire. Pendant la coupe des métaux, on a généralement observé que le coefficient de frottement entre le copeau et l'outil peut varier considérablement et peut être affecté par le changement des conditions de coupe [28]. Cette variation du coefficient de frottement résulte des pressions normales et des températures très élevées qui existent à l'interface outil-copeau.

Un modèle de frottement est une relation permettant d'exprimer les contraintes en fonction des paramètres caractéristiques du contact tels que [4] :

- la vitesse de glissement ;
- les propriétés physiques des surfaces en contact ;
- la température du contact et les échanges thermiques mis en jeu.

La différence essentielle entre les modélisations développées du contact outil-copeau réside dans la forme à adopter pour la distribution des contraintes normale et tangentielle ([5], [26] et [28]). Les données expérimentales montrent que les distributions de contraintes ne sont pas uniformes sur la longueur du contact outil-copeau mais sont des fonctions décroissantes comme illustrées sur la figure qui suit.



**Figure I.10 :** Distributions des contraintes à l'interface outil-copeau.

Une analyse de la distribution des contraintes sur la face de l'outil, présentée par Zorev [2], montre que l'angle moyen de frottement dépend principalement de l'effort normal moyen sur la face de l'outil ; ceci permet d'expliquer, par exemple, l'effet de changement de l'angle de coupe sur l'angle moyen de frottement.

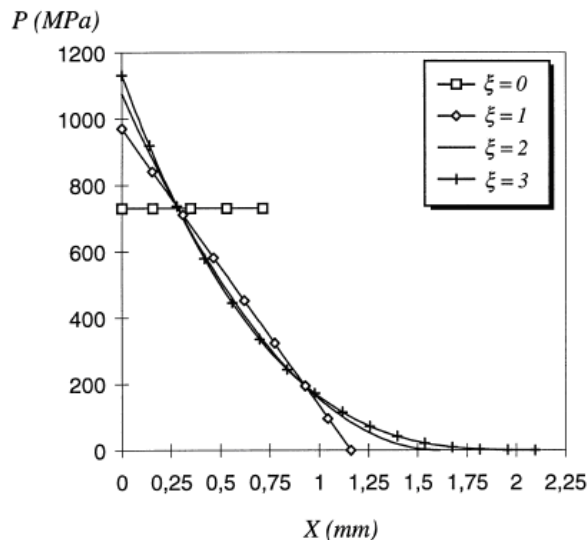
À cet effet, Karpat et Ozel [13] proposent une expression pour la distribution de la contrainte normale comme suit :

$$\sigma_N(x) = \sigma_{N_{\max}} \left[ 1 - (x/Y)^{\bar{a}} \right] \quad (I-3)$$

Moufki et al. [25] proposent une distribution de la pression de la forme :

$$P(x) = P_0 \left( 1 - \frac{x}{Y} \right)^\xi \quad (I-4)$$

Le profil de la pression est contrôlé par le paramètre ( $\xi \geq 0$ ) ; par exemple pour des profils uniforme et parabolique, on prend respectivement  $\xi = 0$  et  $\xi = 2$ . La figure qui suit reporte la distribution de la pression à l'interface outil-copeau pour différentes valeurs de  $\xi$ .

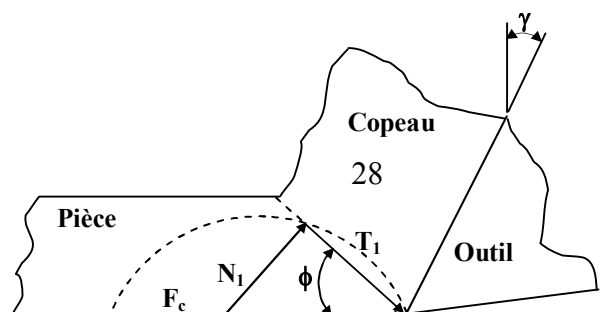


**Figure I.11 :** Répartition de la pression à l'interface outil-copeau.

### I.3. Phénomènes associés à la coupe des métaux :

#### I.3.1. Phénomènes énergétiques :

La résultante des efforts exercés sur l'outil en coupe orthogonale peut être décomposée dans les zones de cisaillements primaire et secondaire comme le schématise la figure qui suit :



**Figure I.12 :** Actions mécaniques dans la zone de coupe.

Les expressions qui suivent traduisent les relations entre les différentes composantes des efforts dans la zone de coupe.

- Pour la cisaillement primaire :

$$T_1 = F_c \cdot \cos \phi - F_a \cdot \sin \phi \quad (\text{I-5})$$

$$N_1 = F_a \cdot \cos \phi + F_c \cdot \sin \phi \quad (\text{I-6})$$

- Pour la cisaillement secondaire :

$$T_2 = F_c \cdot \sin \gamma + F_a \cdot \cos \gamma \quad (\text{I-7})$$

$$N_2 = F_c \cdot \cos \gamma - F_a \cdot \sin \gamma \quad (\text{I-8})$$

- La résultante des efforts de coupe est :

$$R = \sqrt{F_c^2 + F_a^2} \quad (\text{I-9})$$

- La puissance mécanique de coupe est :

$$P_c = F_c \cdot V_c \quad (\text{I-10})$$

Pour un usinage industriel et plus particulièrement pour des aciers usinés par des carbures métalliques, l'effort de coupe peut être exprimé par la relation empirique :

$$F_c \approx k \cdot a \cdot f^z \quad (\text{I-11})$$

Où (k) et (z) sont les paramètres du modèle dépendant principalement du couple outil-matière. Cette dernière équation traduit l'effet de changement des paramètres de coupe sur l'effort. L'effet de variation de la vitesse de coupe sur l'effort peut être négligé surtout pour de grandes vitesses de coupe.

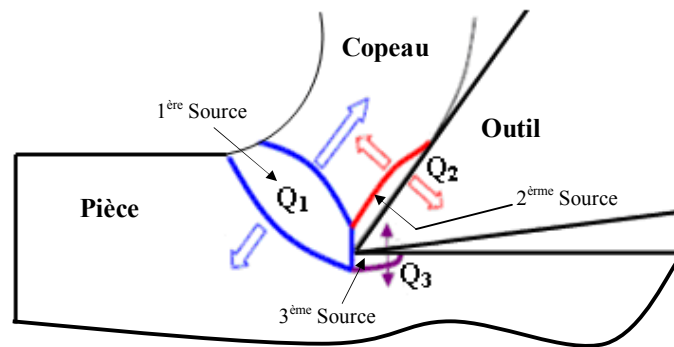
### **I.3.2. Phénomènes thermiques :**

Dans le processus d'usinage, la déformation est essentiellement plastique et l'énergie consommée par cette dernière est en grande partie convertie en chaleur. On peut donc considérer que toute la puissance mécanique mise en jeu dans la zone de coupe est à l'origine

du flux de chaleur. Il existe essentiellement deux origines principales d'énergie qui donnent naissance à la chaleur [3] :

- les déformations plastiques dans les zones de cisaillements primaire et secondaire ;
- le frottement aux interfaces outil-copeau et outil-pièce.

La figure qui suit montre les sources de chaleur qui prennent naissance suite à l'interaction outil-matière.



**Figure I.13** : Sources de chaleur dans la zone de coupe.

Donc, nous pouvons compter trois sources de chaleur :

- la première est relative à la zone de cisaillement primaire (due à la déformation plastique) ;
- la seconde est liée à la zone de cisaillement secondaire (due à la déformation plastique et au frottement du copeau sur la face de coupe) ;
- la troisième source concerne le frottement au contact outil-pièce.

La chaleur totale produite peut être exprimée par :

$$Q_T = Q_1 + Q_2 + Q_3 \quad (I-12)$$

Lorsque l'outil pénètre dans la pièce, l'enlèvement du copeau se fait par glissement des couches les unes sur les autres et l'énergie ainsi créée se transforme en énergie calorifique qui donne naissance à la chaleur qui se dissipe dans la pièce ( $Q_1'$ ) et dans le copeau ( $Q_1''$ ). Pendant l'écoulement du copeau, celui-ci frotte sur la face de coupe de l'outil ; l'énergie due aux forces de frottement est convertie en chaleur qui se distribue entre le copeau ( $Q_2'$ ) et l'outil ( $Q_2''$ ). D'autre part, pendant l'usinage une partie de la face de dépouille frotte sur la surface usinée de la pièce ; la transformation de l'énergie par frottement en énergie calorifique produit de la chaleur dont une quantité est absorbée par la pièce ( $Q_3'$ ) et l'autre par l'outil ( $Q_3''$ ). Donc, nous pouvons écrire :

$$Q_1 = Q_1' + Q_1'' \quad (I-13)$$

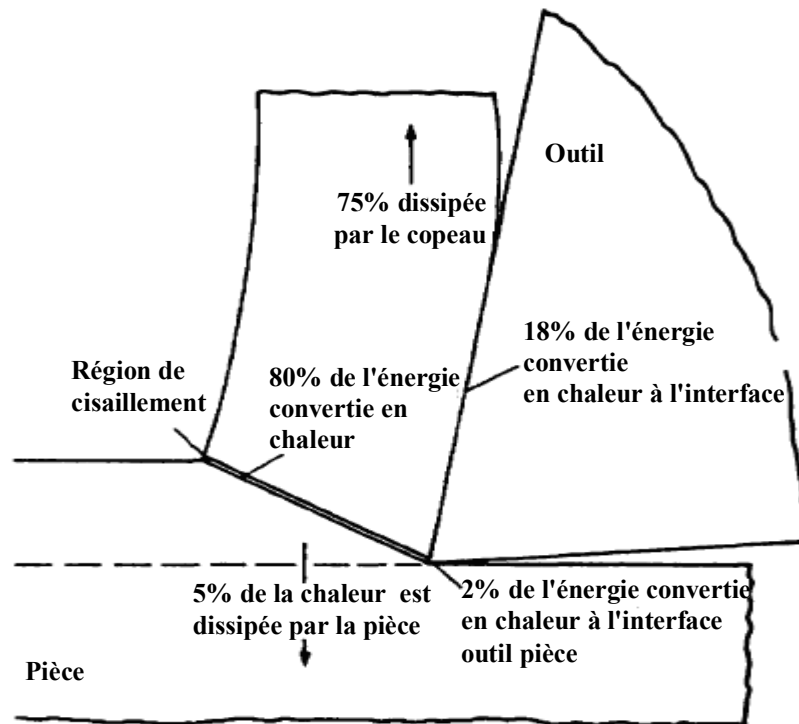
$$Q_2 = Q'_2 + Q''_2 \quad (I-14)$$

$$Q_3 = Q'_3 + Q''_3 \quad (I-15)$$

La quantité de chaleur générée varie en fonction des conditions de coupe et de la nature du matériau usiné et celui de l'outil de coupe. La chaleur produite par les trois sources est évacuée par le copeau, l'outil et la pièce. La dissipation de la chaleur ne peut se faire de façon équivalente entre les éléments de chaque zone de déformation. Dans la zone de cisaillement primaire, par exemple, le flux de chaleur dépend des paramètres de coupe notamment la vitesse de coupe ( $V_c$ ) et des propriétés thermophysiques du matériau usiné [18].

Le transfert de chaleur dans la pièce et dans le copeau s'effectue principalement par transport et dans une moindre mesure par diffusion alors que dans l'outil ce transfert n'a lieu que par diffusion. L'outil dans la zone de cisaillement secondaire et dans la zone en dépouille ne va pas dissiper beaucoup de chaleur.

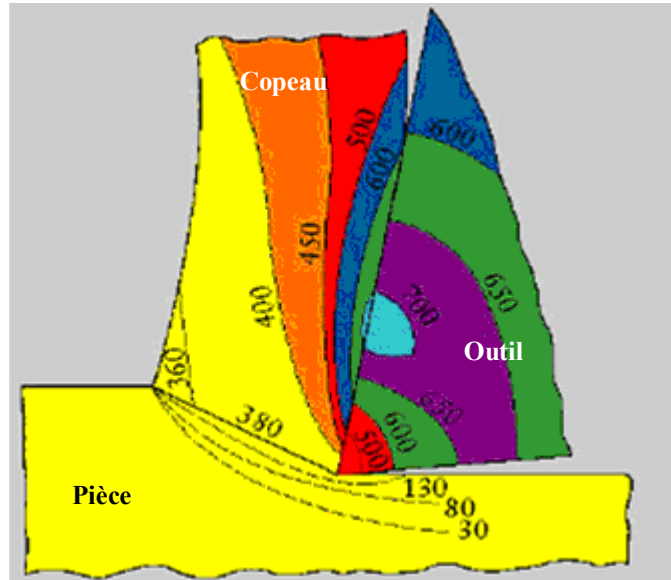
La figure I.14 présente la distribution typique de la chaleur lors de la coupe des métaux telle que rapportée par Klosterneuburg [6] ; on constate que la majorité de la chaleur générée dans la zone de coupe est dissipée par le copeau.



**Figure I.14 :** Distribution typique de la chaleur lors de la coupe des métaux.

La température a des effets importants sur les efforts de coupe et l'usure des outils. À cause de la complexité des phénomènes mis en jeu en usinage, il est très difficile de prédire avec précision le degré et la répartition de la température. Il est difficile de déterminer avec

précision la carte des températures à la racine du copeau et à l'interface outil-copeau à l'aide de mesures expérimentales. Néanmoins la modélisation thermomécanique de la formation du copeau permet le tracé de vraisemblables isothermes comme il est illustré sur la figure qui suit.



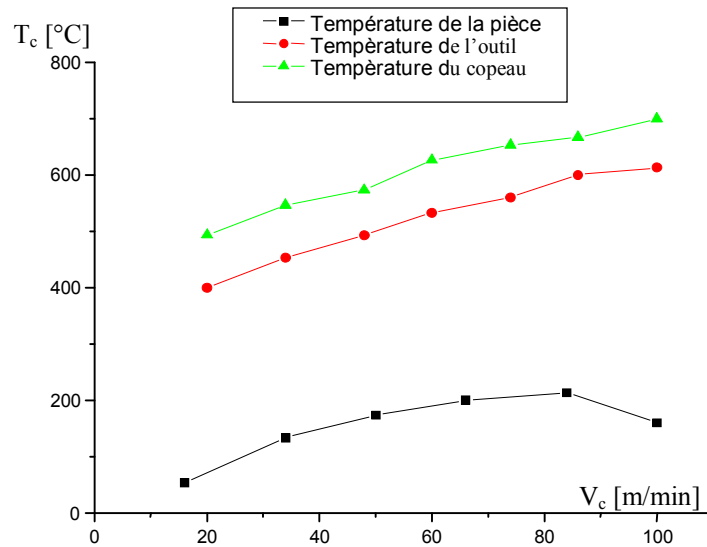
**Figure I.15** : Carte de température.

L'influence des paramètres de coupe sur la température peut être résumée dans une relation exprimée par :

$$T_c = C_T a^u f^v V_c^w \quad (I-16)$$

La constante ( $C_T$ ) et les exposants ( $u$ ), ( $v$ ) et ( $w$ ) dépendent du matériau usiné, de la nature du matériau de coupe et de la géométrie de l'outil. Il est à remarquer que la variation de la température de coupe avec les paramètres de coupe est non linéaire. La figure suivante reporte l'évolution des températures de la pièce, du copeau et de l'outil en fonction de la vitesse de coupe.



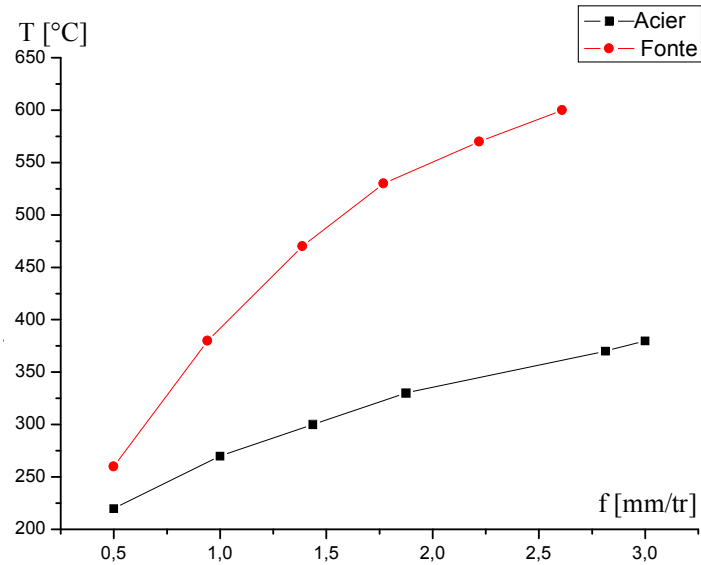


**Figure 1**

**Figure I.16 :** Evolution de la température en fonction de  $V_c$ .

Donc pour un usinage conventionnel, la température de coupe augmente avec l'augmentation de la vitesse de coupe. Aussi, la vitesse de coupe a la plus grande influence sur la température. Ceci peut être expliqué par le fait que la quantité de chaleur dégagée augmente suite à l'augmentation de la vitesse de déformation du matériau usiné. Parfois, quand la vitesse est grande, une température élevée dans la zone de déformation peut faciliter l'écoulement du copeau. Des vitesses de coupe faibles peuvent par contre accroître la quantité de chaleur transmise à la pièce.

L'influence de l'avance est moins importante que la vitesse de coupe parce que l'augmentation de l'avance implique une augmentation de la largeur de la zone de cisaillement et par conséquent l'aire de la section de coupe ou de la section du copeau. Une grande section du copeau permet un dégagement très efficace de la chaleur par le copeau. La figure qui suit montre l'évolution de la température de coupe pour deux matériaux : acier et fonte en fonction de l'avance.



**Figure I.17 :** Evolution de la température en fonction de l'avance.

Nous remarquons que la température de coupe de la fonte est plus élevée que celle de l'acier pour les mêmes paramètres de coupe. C'est dans la constante ( $C_T$ ) et les exposants ( $u$ ), ( $v$ ) et ( $w$ ) de l'équation (I-16) que sera intégrée l'influence de la nature du matériau usiné.

L'augmentation de la profondeur de coupe n'influe quasiment pas sur la température vu qu'elle influence autant la génération que le dégagement de la chaleur surtout pendant l'usinage orthogonal. Pendant l'usinage normal, l'augmentation de la profondeur de coupe résulte en une légère augmentation de la température de l'outil.

Un angle de coupe proche de zéro ou négatif augmente le refoulement du copeau et peut conduire à une augmentation de la quantité de chaleur transmise à la pièce. L'angle de dépouille permet de piloter la friction entre la pièce et l'outil. Un angle de dépouille petit augmente cette friction et augmente ainsi le dégagement de la chaleur. L'usure diminue cet angle jusqu'à zéro et augmente ainsi le frottement et le dégagement de la chaleur. Il est donc très important de garder l'usure en dépouille à l'intérieur des limites prévues.

Deux approches sont alors possibles pour modéliser les transferts thermiques dans la zone de coupe :

- une modélisation globale de la zone de coupe avec une approche numérique (différences finies, éléments finis, ...) [9] ;
- une modélisation analytique de chaque élément prenant en compte séparément l'influence des différentes zones.

### **I.3.2.1. Transfert de chaleur dans le copeau et dans la pièce :**

Rappelons que le transfert de chaleur dans la pièce et le copeau s'effectue majoritairement par transport, alors que dans l'outil il s'effectue principalement par diffusion [3].

- Pour le copeau, la chaleur créée dans la zone de cisaillement secondaire est évacuée par le copeau à la vitesse ( $V_{cop}$ ). Le calcul du nombre de Peclet, noté ( $Pe$ ), permet de connaître le mode de transfert qui est prépondérant puisqu'il compare le phénomène de transport de la chaleur et la diffusion dans le matériau ; soit :

$$P_e = \frac{V_{cop} \cdot Y}{\alpha_m} \quad (I-17)$$

Pour la zone de cisaillement secondaire, le nombre de Peclet est élevé (varie de 5 à 20) ; ceci indique que le phénomène de transport de la chaleur est prépondérant devant le phénomène de diffusion. Ainsi, la source de chaleur de la zone de cisaillement secondaire n'a pas d'influence sur la pièce puisqu'il ne peut y avoir de dissipation dans le sens inverse du phénomène de transport.

- De même, en raison de la vitesse de coupe à laquelle défile la pièce, la source de chaleur de la zone en dépouille n'a pas d'influence sur le copeau. Ici aussi, le phénomène de transport de la chaleur est prépondérant sur la diffusion.

Ces éléments nous amènent à conclure que :

- les transferts de chaleur dans la zone de cisaillement primaire influencent uniquement la pièce et le copeau ;
- les transferts de chaleur dans la zone de cisaillement secondaire influencent le copeau et l'outil ;
- et que les transferts thermiques dans la zone en dépouille influencent l'outil et la pièce.

### **I.3.2.2. Bilan thermique :**

Nous allons donner l'expression des termes sources qui permettent par la suite d'effectuer un bilan thermique complet dans la zone de coupe. Cette approche de caractérisation des transferts thermiques repose sur le fait que l'énergie mécanique, consommée par les différents phénomènes mis en jeu dans les zones de cisaillement primaire, secondaire et de dépouille, est complètement dégradée en énergie thermique.

Donc, le calcul de la puissance mécanique consommée dans chaque zone sera le point de départ du modèle thermique [5]. L'approche de caractérisation des transferts thermiques est basée sur les hypothèses suivantes :

- le matériau est homogène, isotrope, plastiquement incompressible en régime quasi-stationnaire ;
- la configuration de coupe adoptée est celle de l'usinage orthogonal ;
- le copeau est continu.

L'énergie de déformation par unité de volume peut être exprimée comme étant le produit des tenseurs de contraintes et de déformations ; soit [7] :

$$\frac{\partial W}{\partial V} = \sigma : \varepsilon \quad (\text{I-18})$$

Dans la zone de cisaillement primaire, la puissance mécanique est donnée par :

$$P_{cl} = (\sigma : \dot{\varepsilon}) \cdot v_1 \quad (\text{I-19})$$

La contrainte le long du segment (OA) est déterminée à partir de la loi de comportement de Johnson-Cook simplifiée (sans le terme d'adoucissement thermique) :

$$\sigma_{OA} = \left( A + B \varepsilon_{OA}^n \right) \left[ 1 + C \ln \left( \frac{\dot{\varepsilon}_{OA}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \quad (\text{I-20})$$

La vitesse de déformation dans la zone de cisaillement primaire peut être exprimée par :

$$\dot{\varepsilon}_{OA} = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{V_c \cos \gamma}{h \cos(\phi - \gamma)} \quad (\text{I-21})$$

Notons que les vitesses de déformation dans les zones primaire et secondaire sont exprimées à partir du modèle thermomécanique d'Oxley que nous verrons dans le second chapitre.

L'expression du terme source volumique égal à la puissance mécanique consommée est :

$$Q_1 = \sigma_{OA} \cdot \dot{\varepsilon}_{OA} \quad (\text{I-22})$$

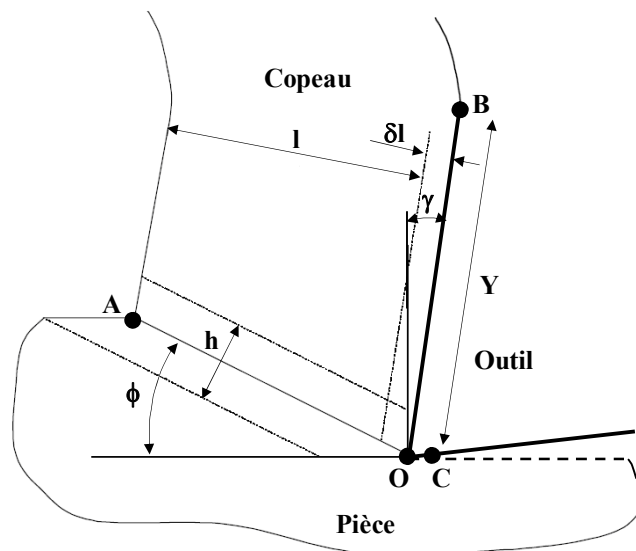


Figure I.18 : Variables géométriques de la zone de coupe.

Dans la zone de cisaillement secondaire, l'expression de la puissance mécanique est complétée par le terme traduisant le frottement du copeau sur l'outil :

$$P_{c2} = (\sigma : \dot{\epsilon}) \cdot v_2 + \mu_2 \cdot N_2 \cdot V_{g2} \quad (I-23)$$

La contrainte le long du segment (OB) à l'interface outil-copeau est déterminée à partir de la loi de comportement de Johnson-Cook :

$$\sigma_{OB} = (A + B \epsilon_{OB}^n) \left[ 1 + C \ln \left( \frac{\dot{\epsilon}_{OB}}{\dot{\epsilon}_0} \right) \right] \left[ 1 - \left( \frac{T_{OB} - T_a}{T_f - T_a} \right)^m \right] \quad (I-24)$$

La vitesse de déformation dans la zone de cisaillement secondaire est donnée selon :

$$\epsilon_{OB} = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{V_c \sin \phi}{\delta l \cos(\phi - \gamma)} \quad (I-25)$$

Etant donnée la complexité des phénomènes intervenant dans la zone de cisaillement secondaire, il est difficile de connaître la vitesse de glissement ( $V_{g2}$ ) entre le copeau et l'outil. Le contact entre ces deux éléments est alternativement collant et glissant mais on ne sait pas dans quelle proportion. La vitesse de glissement est certainement dépendante de celle du copeau ; elle peut être prise de l'ordre de 20 % de la vitesse du copeau. Le coefficient de frottement ( $\mu_2$ ) peut être pris égal à 0.4 [5].

Le terme source induit par le frottement dans la zone de cisaillement secondaire est :

$$Q_{f2} = \frac{\mu_2 \cdot N_2 \cdot (0.2 V_{cop})}{a \cdot Y} \quad (I-26)$$

L'expression de la source volumique de chaleur générée dans la zone de cisaillement secondaire est donc la somme du terme dû au cisaillement et au frottement :

$$Q_2 = \sigma_{OB} \cdot \dot{\epsilon}_{OB} + Q_{f2} \quad (I-27)$$

Dans la zone de dépouille, le matériau a un comportement élastique ; donc, la seule puissance consommée est celle induite par le frottement entre la pièce et l'outil [5] :

$$P_{c3} = \mu_3 \cdot N_3 \cdot V_{g3} \quad (I-28)$$

La puissance générée par le frottement entre la pièce et l'outil nécessite la connaissance de l'effort normal appliqué sur le segment (OC). La détermination de l'effort normal ( $N_3$ ) revient à un calcul intégral mettant en jeu la pression exercée par la pièce sur l'outil ; soit :

$$N_3 = \iint_{\substack{\text{surface} \\ \text{contact}}} P ds \quad (I-29)$$

La valeur du coefficient de frottement ( $\mu_3$ ) est prise inférieure à celle du coefficient de frottement dans la zone de cisaillement secondaire puisque le matériau a un comportement

élastique ; d'où, la valeur de ( $\mu_3$ ) peut être prise égale à 0.2 [5]. La vitesse de glissement ( $V_{g3}$ ) s'exprime en fonction de la vitesse de coupe et de l'angle de dépouille :

$$V_{g3} = \frac{V_c}{\cos \alpha} \quad (\text{I-30})$$

L'expression du terme source de la chaleur induite dans la zone de dépouille est :

$$Q_{f3} = \frac{\mu_3 \cdot N_3 \cdot V_{g3}}{A_3} \quad (\text{I-31})$$

En résumé, le calcul des expressions des termes sources nécessite la connaissance des paramètres de la loi de comportement de Johnson-Cook pour le matériau usiné, des paramètres de frottement dans les zones de cisaillement secondaire et de dépouille ainsi que les paramètres géométrique telles que l'épaisseur de la bande du cisaillement primaire, l'angle du cisaillement primaire, la longueur de contact et l'épaisseur du cisaillement secondaire.

---

---

# Chapitre II

## Modélisation de la coupe des métaux

---

---

<b>II.1. Objectif de la modélisation de la coupe des métaux</b>	<b>25</b>
<b>II.2. Modélisation énergétique</b>	<b>27</b>
II.2.1. Modèle de Merchant	28
II.2.2. Modèle d'Albrecht	29
II.2.3. Modèle de Lee et Shaffer	29
<b>II.3. Modélisation thermique</b>	<b>30</b>
II.3.1. Modèle de Trigger et Chao	32
II.3.2. Modèle de Loewen et Shaw	33
II.3.3. Modèle de Leone	34
II.3.4. Modèle de Tounsi et al.	34
II.3.5. Modèle d'Adibi et al.	35
II.3.6. Étude comparative des modèles	36
II.3.7. Modèle de Komanduri et Hou	37
II.3.7.1. Modélisation de la zone de cisaillement primaire	37
II.3.7.2. Modélisation de la zone de cisaillement secondaire	40
<b>II.4. Modélisation thermomécanique</b>	<b>42</b>
II.4.1. Modèle de Boothroyd	42
II.4.2. Modèle d'Oxley	42
II.4.2.1. Cisaillement primaire	43
II.4.2.2. Cisaillement secondaire	44
II.4.3. Modèle de Gilormini	45
II.4.3.1. Analyse thermique	46
II.4.3.2. Analyse du contact outil-copeau	47
II.4.4. Modèle de Molinari	47
II.4.4.1. Modélisation de la zone de cisaillement primaire	48
II.4.4.2. Modélisation des effets thermiques à l'interface outil-copeau	48
II.4.5. Modèle de Karpat et Ozel	49
<b>II.5. Modélisation thermomécanique retenue</b>	<b>50</b>

Le présent chapitre est réservé à la modélisation de la coupe des métaux. Il s'agit d'une revue des différents modèles développés : énergétique, thermique et/ou thermomécanique. Dans un premier temps, nous allons spécifier l'objectif de la modélisation de la coupe des métaux. Puis, nous allons présenter les différentes modélisations qu'a connue la coupe des métaux, plus particulièrement celles utilisant une approche analytique. En fin de chapitre, nous reportons les modèles retenus en vue d'une simulation.

### II.1. Objectif de la modélisation de la coupe des métaux :

La coupe des métaux est un phénomène assez complexe à modéliser à cause des fortes non linéarités et des phénomènes thermiques et mécaniques couplés mis en jeu. Cette complexité est due, d'une part, aux grandes déformations, aux grandes vitesses de déformation dans les zones de cisaillements, et, d'autre part, aux problèmes intenses de frottement aux interfaces outil-copeau et outil-pièce.

L'objectif de modélisation peut être la construction progressive d'un outil de simulation qui permet la prédiction des grandeurs énergétiques et thermiques associées à la coupe tout en visant l'optimisation des paramètres d'entrée (paramètres de coupe, rhéologie du matériau, etc.). La modélisation des procédés d'usinage devient alors nécessaire ; elle peut prévoir les performances d'usinage d'un couple outil-matière donné en fonction des conditions de coupe sans effectuer des essais longs et coûteux. Mais le plus important, c'est d'acquérir la meilleure compréhension des phénomènes apparaissant lors du processus de formation du copeau. La figure qui suit illustre la démarche de modélisation de la coupe.

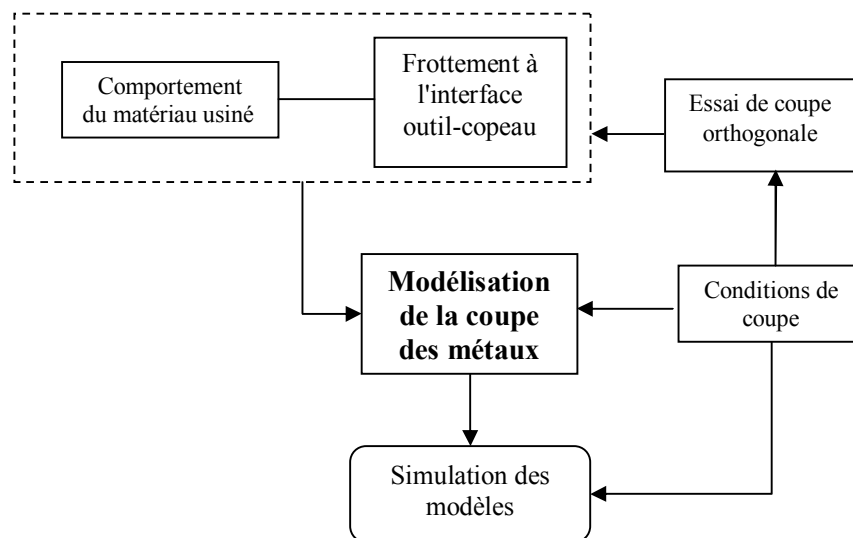


Figure II.1 : Démarche de modélisation de la coupe.



Durant les dernières décennies plusieurs modélisations ont été développées dans le but de prédire :

- l'influence des paramètres de coupe,
- les efforts et les températures de coupe,
- la forme des copeaux générés,
- le profil des contraintes résiduelles,
- la durée de vie de l'outil.

La figure qui suit illustre le chronogramme des modélisations de la coupe des métaux effectuées depuis 1896 à 1998.

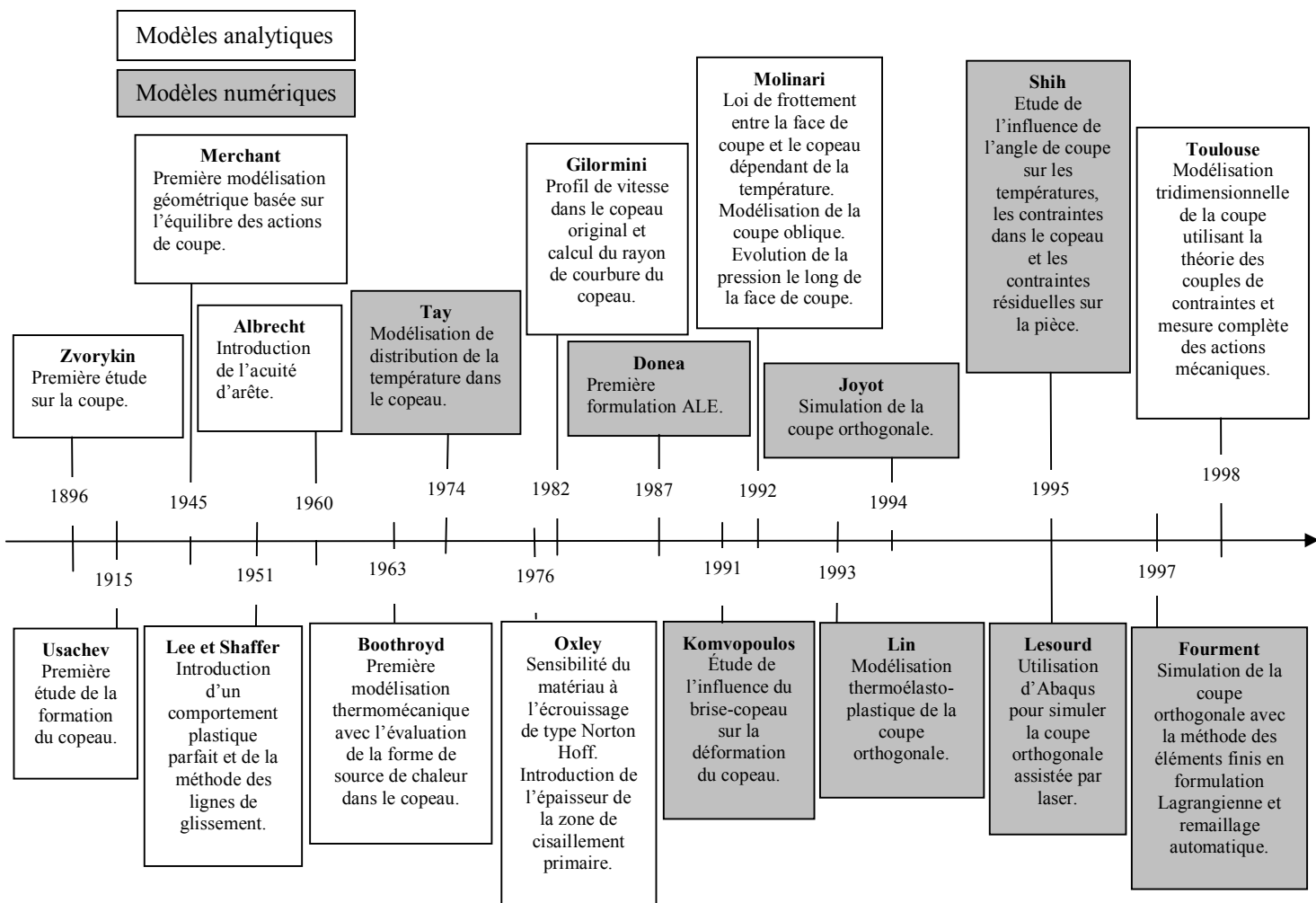


Fig. II.2 : Chronogramme sur la modélisation de la coupe.

Deux voies de développement existent actuellement : l'une est basée sur une approche analytique (modèles empiriques), l'autre utilise une approche numérique via le calcul par élément finis, différences finies, volumes finis et/ou éléments de frontière. De nombreuses méthodes de résolution et de simulation numériques ont été développées pour être appliquées

à la coupe orthogonale ; le type de discrétisation utilisée (différences finies, éléments finis, volumes finis) et surtout le type de formulation retenue (Lagrangienne, Eulérienne, Lagrangienne-Eulérienne) permet de différencier ces méthodes [1].

Dans la présente étude, nous allons plutôt nous intéresser a priori aux modèles analytiques qui sont plus adéquats à la mise en oeuvre d'une commande du processus d'usinage. À noter que les modélisations numériques, en dépit du temps de calcul qui est souvent long, offrent plus de détails concernant les interactions qui peuvent avoir lieu dans la zone de coupe. Pour cela, nous donnons dans ce qui suit un bref aperçu sur les approches numériques utilisées dans la coupe des métaux ; ce qui permet au lecteur de s'orienter sur les développements en matière de modèles numériques.

La **méthode des différences finies** a été appliquée par Gilormini à la coupe orthogonale pour mieux appréhender les phénomènes de coupe. Les outils numériques discrets permettent de détailler l'écoulement du copeau, les répartitions de contraintes et de températures de coupe.

La nécessité de connaître une géométrie initiale du copeau et de donner des conditions de contact à l'interface outil-copeau a constitué l'inconvénient majeur de cette méthode. Par ailleurs, le calcul des contraintes n'est pas toujours très réaliste puisque bien souvent la condition de contrainte nulle aux surfaces libres n'est pas respectée.

Depuis plus d'une quarantaine d'années, la **méthode des éléments finis** est très largement utilisée notamment dans la coupe. Dans ce domaine Tay [33] a beaucoup apporté en ce qui concerne les distributions de température dans le copeau et dans l'outil grâce à la méthode des éléments finis. Il a d'ailleurs proposé une méthode pour déterminer la cartographie des températures de coupe à partir de données expérimentales qui sont les efforts et les angles de coupe et de cisaillement primaire

L'approche **Lagrangienne Eulérienne Arbitraire** (A.L.E.) permet d'utiliser au mieux les avantages des deux formulations. Joyot [9] utilise dans son travail de thèse cette approche pour l'appliquer à la coupe orthogonale. Cependant, les résultats obtenus sont très contradictoires notamment en ce qui concerne les efforts de coupe. Ces derniers issus de cette modélisation sont des fonctions croissantes de la vitesse de coupe ; or, expérimentalement, ce n'est pas toujours le cas.

Nous allons maintenant présenter les différentes modélisations.

## **II.2. Modélisation énergétique :**

Bien avant la modélisation numérique de la coupe des métaux, on s'est attaché à développer et à mettre au point des modèles analytiques qui consistent à partir d'observations

expérimentales et d'une description des phénomènes mis en jeu d'aboutir enfin à la mise en équations plus au moins simples selon la complexité des phénomènes pris en compte lors de la modélisation. Ces modèles permettent la compréhension des mécanismes et de l'influence des divers paramètres dans leur interaction, et constituent un remarquable outil permettant de déterminer avec plus ou moins de rigueur des grandeurs caractéristiques de la coupe (température maximale, efforts de coupe, épaisseur du copeau) pour des couples outil-matière et des conditions d'usinage fixés [10].

### II.2.1. Modèle de Merchant :

Dans son modèle, Merchant [38] utilise une approche purement énergétique ; il suppose que la formation du copeau se fait le long d'une ligne de cisaillement inclinée par rapport à la direction de la vitesse de coupe d'un angle ( $\phi$ ) dit angle de cisaillement. C'est la variation brutale de la direction du vecteur vitesse de coupe ( $V_c$ ) qui est à l'origine de ce cisaillement. Les paramètres géométriques du modèle de Merchant sont reportés sur la figure qui suit.

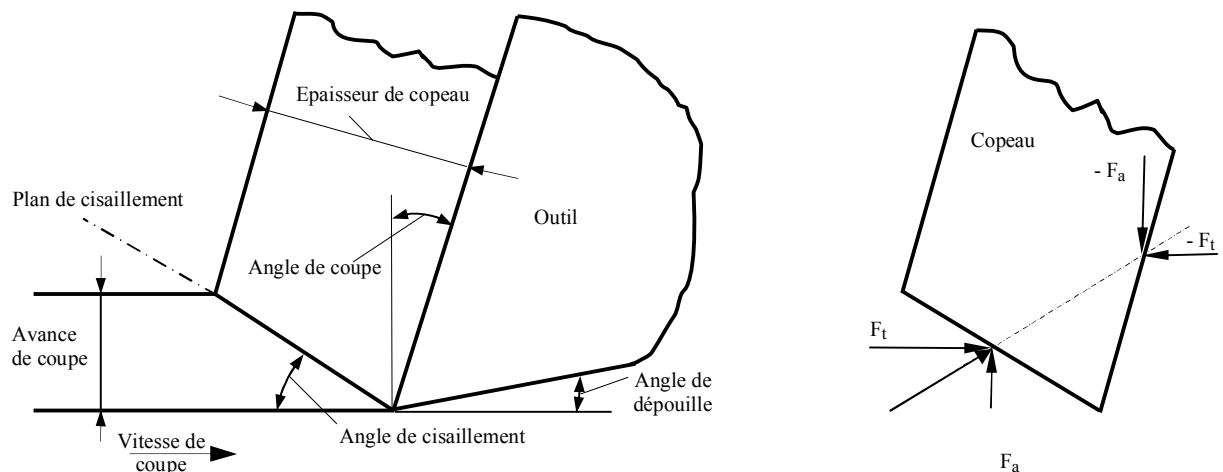


Figure II.3 : Paramètres géométriques et système de forces.

. Les principales hypothèses de Merchant liées à son modèle sont :

- la configuration d'usinage correspond à une situation de coupe orthogonale,
- l'état de déformations est plan,
- 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,
- le copeau se forme par glissements internes suivant le plan de cisaillement,
- l'interface outil/copeau est le siège d'un frottement de type Coulomb,
- le matériau usiné a un comportement plastique parfait.

Ces hypothèses ont permis à Merchant de définir les actions de coupe subies par le copeau (efforts de coupe) et de déterminer l'angle de cisaillement ( $\phi$ ) à l'aide d'une minimisation de

l'énergie de déformation. Par des considérations géométriques, l'épaisseur du copeau est ensuite calculée.

### II.2.2. Modèle d'Albrecht :

Dans la déformation du copeau, un mécanisme de cisaillement est observé ainsi qu'un phénomène de refoulement de la matière à la pointe de l'outil. Albrecht ([29], [36]) propose une théorie basée sur ces observations en considérant alors le fait que les outils présentent toujours une certaine acuité. Cette acuité peut provenir soit de l'usure de l'outil due aux attaques abrasives du copeau, soit de sa géométrie naturelle due à l'affûtage et à sa conception. Dans le cas où cette acuité provient de l'usure, Albrecht a établi expérimentalement une relation liant le rayon d'acuité ( $r_\epsilon$ ) à l'angle de taillant de l'outil ( $\beta$ ) :

$$r_\epsilon = a_1 \cdot \tan\left(\frac{\beta}{2}\right)^{n_1} \quad (\text{II-1})$$

Où ( $a_1$ ) et ( $n_1$ ) sont des paramètres à déterminer expérimentalement ; généralement, on trouve  $a_1 = 5,2$  et  $n_1 = 2$ .

Aussi, il met en évidence deux zones différentes suivant le contact outil-matière ayant chacune son propre coefficient de frottement.

### II.2.3. Modèle de Lee et Shaffer :

Lee et Shaffer [37] développent un modèle de coupe en utilisant l'hypothèse d'un comportement plastique parfait pour le matériau et la méthode des lignes de glissement. Un champ de lignes de glissement homogène OAB (figure II.4) est utilisé. Dans ce champ, la ligne OA est une ligne de cisaillement, la ligne AB n'est pas chargée et la ligne OB est le segment de contact entre le copeau et l'outil.

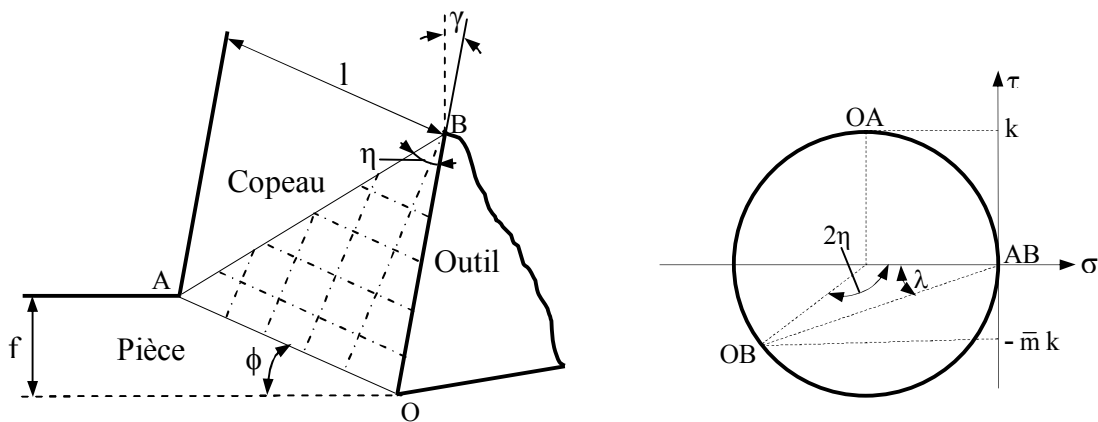


Figure II.4 : Modèle de Lee et Shaffer.

Les sollicitations appliquées aux lignes de glissement impliquent que la ligne OB est le siège

d'un frottement de Tresca noté ( $\bar{m}$ ). Les angles ( $\eta$ ) et ( $\phi$ ) sont déterminés comme suit :

$$\eta = \frac{\pi}{2} - \lambda \text{ et } \phi = \frac{\pi}{4} - \lambda + \gamma \quad (\text{II-2})$$

D'autres modèles utilisant des lignes de glissement ont été élaborés ; on trouve ceux de Kudo [34] pour des copeaux droit et courbé, et de Dewhurst [32] en pour un copeau courbé.

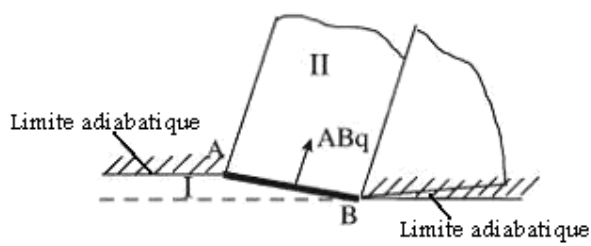
### **II.3. Modélisation thermique :**

La chaleur produite durant le processus d'usinage était l'un des premiers phénomènes à étudier. D'après une synthèse établie par Komanduri [15], Taylor fût la premier à identifier l'importance de la chaleur dans l'accélération de l'usure de l'outil ; il a développé une relation empirique entre la vitesse de coupe (par conséquence la température) et la durée de vie de l'outil qui reste toujours valable à nos jours. Une grande partie du travail sur les aspects thermiques de l'usinage a été la plupart du temps expérimental par une insertion de thermocouples pour mesurer les températures à de divers endroits de l'outil ou de la pièce.

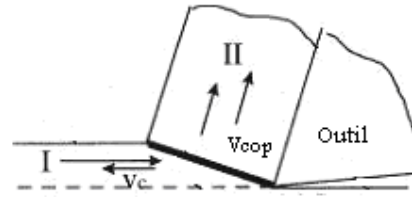
Blok en 1938, Jaeger en 1942 et Rosenthal en 1946 ont apporté des contributions originales sur les problèmes de mobilité de la source de chaleur et qui ont donné une plate forme pour une grande partie des investigations analytiques sur les températures produites en usinage. Les premiers travaux analytiques sur la température produite dans l'usinage étaient dus à Hahn, puis à Trigger et Chao en 1951, et à Loewen et Shaw en 1954 [5]. D'autres contributions analytiques importantes dans ce secteur incluent les travaux de Leone (1954), Rapière (1954), Wiener (1955), Nakajima (1956), Boothroyd (1963), Dut et Brewer (1964) et Dawson et Malkin (1984) [15].

La figure II.3 donne un résumé des divers modèles utilisés dans la détermination de la température relative au plan de cisaillement primaire. La plupart des auteurs assument le matériau de part et d'autre du plan de cisaillement comme deux corps séparés en contact de glissement. Seulement, Hahn et Chao et Trigger assument le matériau de part et d'autre de la source de chaleur comme étant un seul corps. Pour cette raison, d'autres modèles sont considérés approximatifs où les principales différences se résument dans les hypothèses posées telles que la nature de la source de chaleur, l'estimation de la répartition de la chaleur, la direction du mouvement de la source de chaleur, et les conditions aux limites. Par exemple, Trigger et Chao ont assumé le plan de cisaillement primaire comme une source de chaleur ; la surface de la pièce et la surface usinée sont des frontières adiabatiques (figure II.3 (a)). Hahn, d'autre part, a employé une source de chaleur oblique du plan de cisaillement primaire se

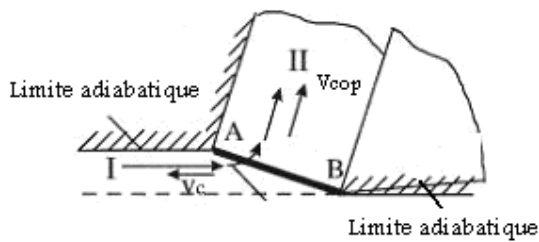
déplaçant dans la direction de coupe avec la vitesse de coupe dans la zone I et avec la vitesse du copeau dans la zone II du milieu infini (figure II.3 (b)).



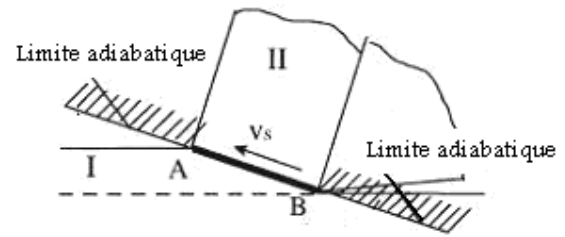
(a) Modèle de Trigger et Chao, 1951



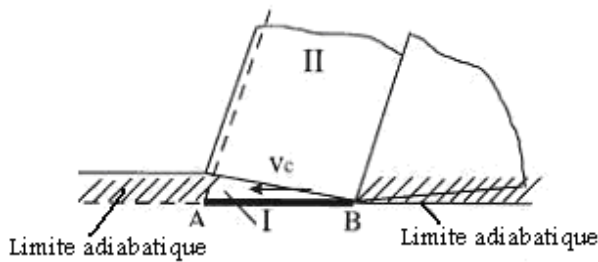
(b) Modèle de Hahn, 1951



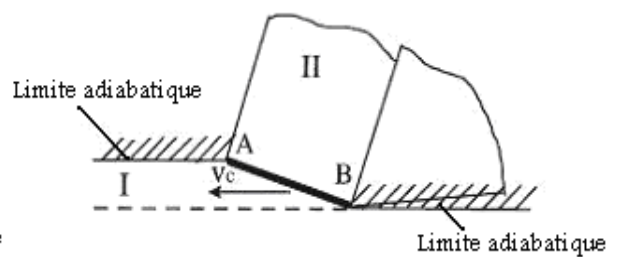
(c) Modèle de Chao et Trigger, 1953



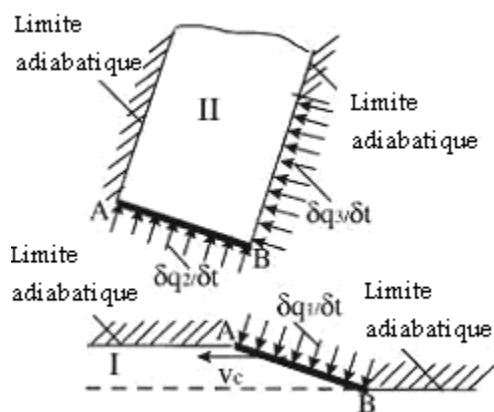
(d) Modèle de Loewen et Shaw, 1954



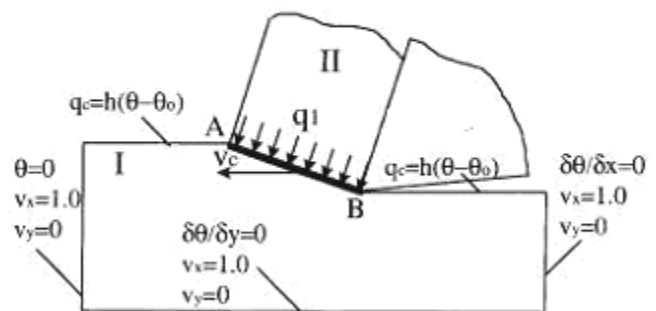
(e) Modèle de Leone, 1954



(f) Modèle de Weiner, 1955



(g) Modèle de Dutt et Brewer, 1965



(h) Modèle de Dawson et Malkin, 1984

Figure II.5 : Hypothèses des modèles de prédiction de la température [15].

Les premiers travaux de Komanduri et Hou [15] s'intéressent à la distribution de la température, près de la zone du cisaillement primaire, dans le copeau et la pièce en intégrant

des sources de chaleur images appropriées. Le plan de cisaillement est considéré en tant que source de chaleur plane oblique infinie se déplaçant à la vitesse de coupe. Aussi, des parties imaginaires ont été considérées dans leur analyse.

La température à l'interface outil-copeau a été d'un intérêt considérable parce qu'elle affecte l'usure et la durée de vie de l'outil de coupe. En considérant la source de chaleur due au frottement entre le copeau et l'outil comme une source qui se déplace par rapport au copeau et en même temps stationnaire par rapport à l'outil, Chao et Trigger en 1951 ont ainsi calculé les fractions moyennes de répartition du flux de chaleur pour le copeau et l'outil, et par la suite déterminer la température moyenne à l'interface outil-copeau. Ceci a été suivi en 1954 par le travail de Loewen et de Shaw, qui a également appliqué le principe de Blok pour la répartition du flux de chaleur [5].

Pour élucider le champ de température à l'interface outil-copeau, Trigger et Chao ont proposé en 1955 une procédure analytique approximative en considérant par exemple une évolution exponentielle de la distribution non uniforme du flux de la chaleur à l'interface outil-copeau de manière à faire coïncider les courbes de distribution de la température le long de l'interface outil-copeau dues aux sources de chaleur mobile (copeau) et stationnaire (outil). Cependant, une méthode itérative a été établie pour résoudre le problème de transfert thermique ; ils se sont limités à fournir uniquement les résultats relatifs à cette méthode [16].

Moufki et al. [25] modélisent les transferts de chaleur dans le copeau, de manière similaire à Rapier, comme un problème classique de transfert thermique, avec toutefois une hypothèse supplémentaire et des conditions aux limites un peu différentes. En effet, ils supposent que le flux de chaleur dissipé dans l'outil est négligeable.

Les auteurs Özel et Zeren [14] ont reporté dans leur article une synthèse bibliographique sur les modèles de température qui suivent.

### **II.3.1. Modèle de Trigger et Chao :**

Trigger et Chao ont développé un modèle analytique pour la prédiction des températures moyennes de coupe. Dans leur modèle, la fraction de la chaleur dissipée dans la pièce et jugée comme étant un paramètre important dans l'évaluation de la température dans la zone de cisaillement primaire est exprimée comme suit :

$$\beta_p = \frac{1}{1 + \frac{5.35}{\cot(\phi) + \tan(\phi - \gamma)}} \quad (\text{II-3})$$

La température moyenne dans la zone de cisaillement primaire est calculée d'après l'équation qui suit :

$$T_{OA} = \frac{(1-\beta_p) \tau_{OA} [\cot(\phi) + \tan(\phi-\gamma)]}{C_s \rho W} \quad (\text{II-4})$$

La température moyenne à l'interface outil-copeau est donnée selon :

$$T_{OB} = T_{OA} + \psi \left( \frac{B_2 T_2}{9 W a} \sqrt{\frac{V_{cop}}{5 \pi \lambda_m Y C_s \rho}} \right) \quad (\text{II-5})$$

$$\text{Avec : } B_2 = \frac{\frac{8qa}{\pi \lambda_o} + T_{amb} - T_{OA}}{\frac{8qa}{\pi \lambda_o} + \frac{4q}{3} \sqrt{\frac{Y}{\pi V_{cop} C_s \rho \lambda_m}}} \quad \text{et } q = \frac{\tau_{OA} \sin(\phi) V_c [\cot(\phi) + \tan(\phi-\gamma)]}{W}$$

### II.3.2. Modèle de Loewen et Shaw :

Loewen et Shaw se sont intéressés à l'analyse des températures des outils de coupe. Dans leurs calculs, la fraction de la chaleur dissipée dans la pièce a été trouvée extrêmement importante pour évaluer la température moyenne à la zone de cisaillement primaire ( $T_{OA}$ ). La détermination de cette dernière se fait en introduisant deux paramètres  $L_1$  et  $q_1$ . Les expressions relatives à  $\beta_p$ ,  $T_{OA}$ ,  $L_1$  et  $q_1$  sont fournies comme suit :

$$\beta_p = 1 - \frac{1}{1 + \sqrt{\frac{\lambda_m \varepsilon_{OA}}{\rho C_s V_c f}}} \quad (\text{II-6})$$

$$T_{OA} = T_0 + \frac{0.754 \beta_p q_1 f \csc(\phi)}{2 \lambda_m \sqrt{L_1}} \quad (\text{II-7})$$

$$q_1 = \frac{W_s V_c \sin(\phi)}{W} \quad (\text{II-8})$$

$$L_1 = \frac{V_s f \csc(\phi) \rho C_s}{4 \lambda_m} \quad (\text{II-9})$$

Les auteurs ont également considéré une source de chaleur à la zone de déformation secondaire et ont développé des équations pour calculer une température moyenne de l'interface outil-copeau tout en faisant appel aux paramètres  $\beta_c$ ,  $L_2$  et  $q_2$  donnés comme suit :

$$T_{OB} = T_{OA} + \psi \left( \frac{0.377 \beta_c q_2 Y}{\lambda_m \sqrt{L_2}} \right) \quad (\text{II-10})$$

$$\beta_c = \frac{\frac{W_f \cdot V_c \cdot f \cdot SF}{W \lambda_o} - T_{OA} + T_0}{\frac{W_f \cdot V_c \cdot f \cdot SF}{W \lambda_o} + \frac{0.754 W_f}{W \rho C_s} \sqrt{\frac{V_c f \rho C_s}{Y \lambda_m}}} \quad (\text{II-11})$$



$$L_2 = \frac{V_c Y \rho C_s}{4\lambda_m} \quad (\text{II-12})$$

$$q_2 = \frac{W_f V_c f}{W Y} \quad (\text{II-13})$$

### II.3.3. Modèle de Leone :

Leone a considéré une source de chaleur en ligne à la zone de cisaillement primaire en coupe orthogonale des métaux ; l'objectif est de déterminer une température moyenne dans cette zone. La fraction de la chaleur dissipée dans la pièce est définie comme suit :

$$\beta_p = \frac{1}{1 + 1.13 V_{\text{cop}} \sqrt{\frac{a \rho C_s}{2 V_c \lambda_m}}} \quad (\text{II-14})$$

La température dans la zone de cisaillement primaire est exprimée par :

$$T_{\text{OA}} = T_0 + \frac{\beta_p q_1 a}{\lambda_m} \sqrt{\frac{2 \lambda_m}{\pi \rho C_s V_c a}} \quad (\text{II-15})$$

Leone n'a pas considéré une source de chaleur à la zone de déformation secondaire. Alors, la température moyenne à l'interface outil-copeau est calculée en employant l'analyse fournie par les auteurs Trigger et Chao.

### II.3.4. Modèle de Tounsi et al. :

Pour ce modèle, quelques modifications ont été apportées relativement au modèle d'Oxley et ce en utilisant une loi rhéologique du matériau usiné de type Johnson-Cook. Dans leur approche, la zone de cisaillement primaire est examinée comme étant une bande de cisaillement ayant une épaisseur constante et approximativement égale à la moitié de l'avance (0,5 f). La proportion de chaleur de la zone de cisaillement primaire (p) est donnée par l'équation qui suit :

$$p = \frac{1}{2} + \frac{\cos(2\phi - \gamma)}{2 \cos(\gamma)} \quad (\text{II-16})$$

La modification qui a été apportée au modèle d'Oxley concerne l'écriture d'une nouvelle équation de la température pour la zone de cisaillement primaire exprimée par :

$$T_{\text{OA}} = T_0 + \left( \frac{p \cos(\gamma)}{\rho C_s \sin(\phi) \cos(\phi - \gamma)} \right) \left( \frac{2 \tau_{\text{OA}} - A/\sqrt{3}}{3} \right) \quad (\text{II-17})$$

Aussi, les auteurs ont considéré une autre équation pour exprimer la vitesse de déformation dans la zone de cisaillement primaire ; cette dernière est donnée par :

$$\dot{\varepsilon}_{OA} = \frac{2 V_c \cos(\gamma)}{\sqrt{3} (0,5 f) \cos(\phi - \gamma)} \quad (\text{II-18})$$

À noter que les auteurs n'ont considéré aucun calcul pour la zone de cisaillement secondaire.

### II.3.5. Modèle d'Adibi et al. :

Pour ce modèle, les auteurs ont prolongé l'analyse d'Oxley en employant différentes lois rhéologiques du matériau usiné. Ils ont introduit une nouvelle approche pour calculer la variation de pression suivant la ligne de glissement principale dans la zone de cisaillement primaire. Pour une loi rhéologique de type Johnson-Cook, la température dans la zone de cisaillement primaire est exprimée par :

$$\int_{T_0}^{T_{OA}} \frac{\rho C_s(T)}{1 - \left( \frac{T - T_{amb}}{T_{fus} - T_{amb}} \right)^m} dT = (1 - \beta_p) \left( A \varepsilon_{OA} + \frac{B}{n+1} \varepsilon_{OA}^{n+1} \right) \left( 1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}_{OA}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \quad (\text{II-19})$$

La fraction  $\beta_p$  est supposée constante.

Les auteurs ont différemment calculé la force de cisaillement le long de la zone de cisaillement primaire ; cette dernière est donnée comme suit :

$$T_1 = \frac{W_0 V_c f a}{V_s} \quad (\text{II-20})$$

$$W_0 = \int_0^{\varepsilon_{EF}} \sigma d\varepsilon = \int_{T_0}^{T_{EF}} \frac{\rho C_s dT}{(1 - \beta_p)} \quad (\text{II-21})$$

La température à la ligne supérieure de la zone de cisaillement primaire ( $T_{EF}$ ) est considérée en faisant le même calcul, soit :

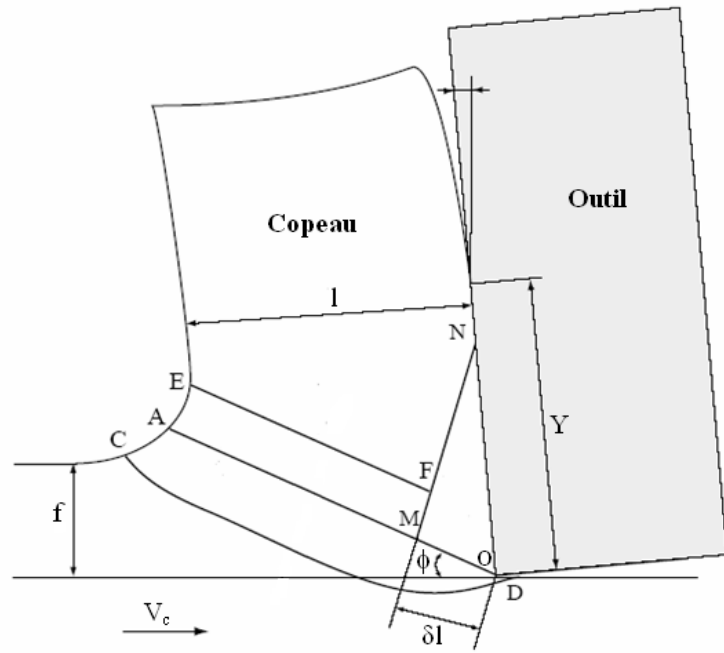


Figure II.6 : Considérations du modèle d'Adibi et al..

$$\int_{T_0}^{T_{EF}} \frac{\rho C_s(T)}{1 - \left( \frac{T - T_{amb}}{T_{fus} - T_{amb}} \right)^m} dT = (1 - \beta_p) \left( A \varepsilon_{EF} + \frac{B}{n+1} \varepsilon_{EF}^{n+1} \right) \left( 1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}_{OA}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \quad (II-22)$$

Les auteurs ont également introduit une modification au modèle d'Oxley pour déterminer la déformation équivalente dans la zone de cisaillement secondaire, soit :

$$\varepsilon_{OB} = \varepsilon_{EF} + \frac{\dot{\varepsilon}_{OB} Y}{V_{cop}} \quad (II-23)$$

avec :  $\varepsilon_{EF} = 2\varepsilon_{OA}$ .

### II.3.6. Etude comparative des modèles :

Les conditions de coupe utilisées pour une coupe orthogonale d'un acier à 0,38 % de carbone et relatives aux numéros de tests sont reportées dans le tableau qui suit :

Test	V <sub>c</sub> (m/min)	f (mm/tr)	l (mm)	Y (mm)	φ (°)
1	100	0,125	0,4	2,5	16,9
2	200	0,125	0,3	2,25	21,8
3	400	0,125	0,3	1,875	21,8
4	100	0,25	0,7	3,75	19,0
5	200	0,25	0,55	3,05	23,5
6	400	0,25	0,5	2,55	25,5
7	100	0,5	1,1	4,95	23,5
8	200	0,5	0,9	4,05	27,8

Tableau I.1 : Conditions d'usinage pour les huit tests et paramètres géométriques.

La figure qui suit montre les prédictions relatives à la température dans la zone de cisaillement primaire pour les différents modèles présentés ci-dessus.

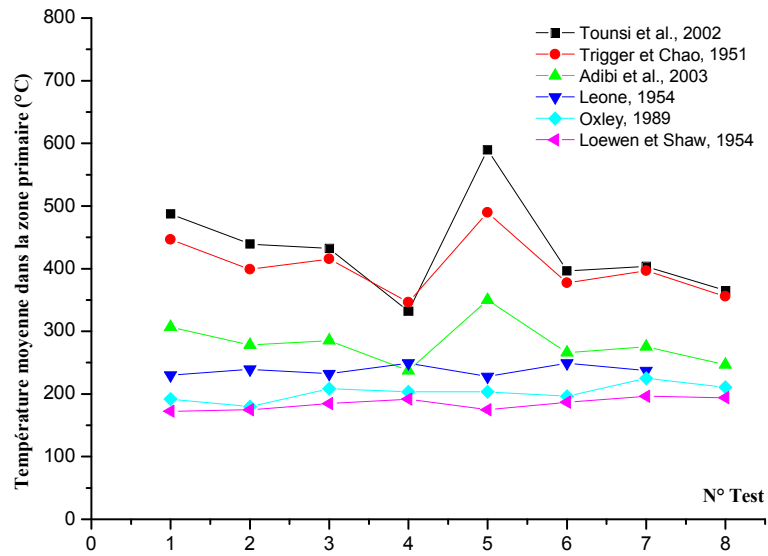


Figure II.7 : Comparaison des prédictions de température dans la zone de cisaillement primaire.

La figure II.8 donne une comparaison entre les différentes estimations de température à l'interface outil-copeau et les résultats expérimentaux.

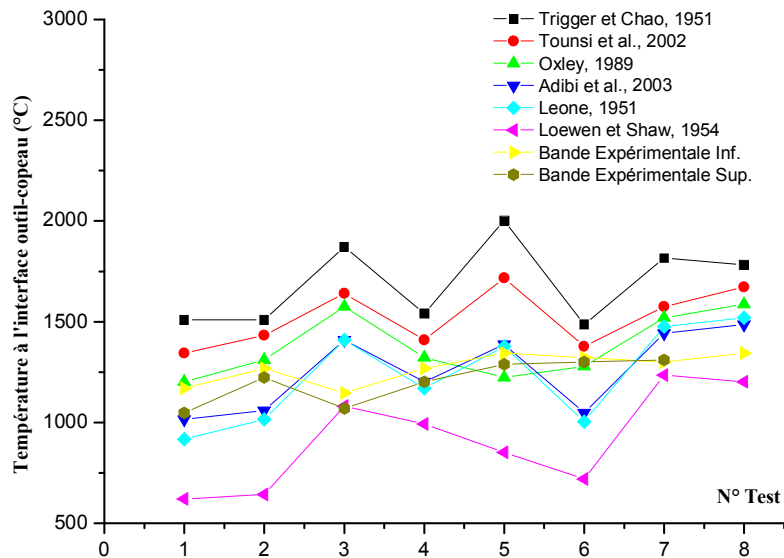


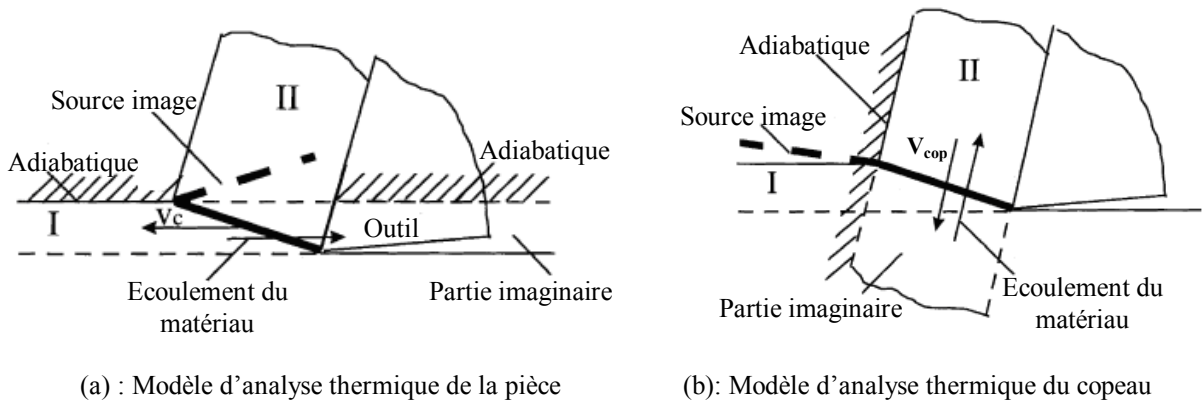
Figure II.8 : Comparaison des prédictions de température dans la zone de cisaillement secondaire.

### II.3.7. Modèle de Komanduri et Hou :

#### II.3.7.1. Modélisation dans la zone de cisaillement primaire :

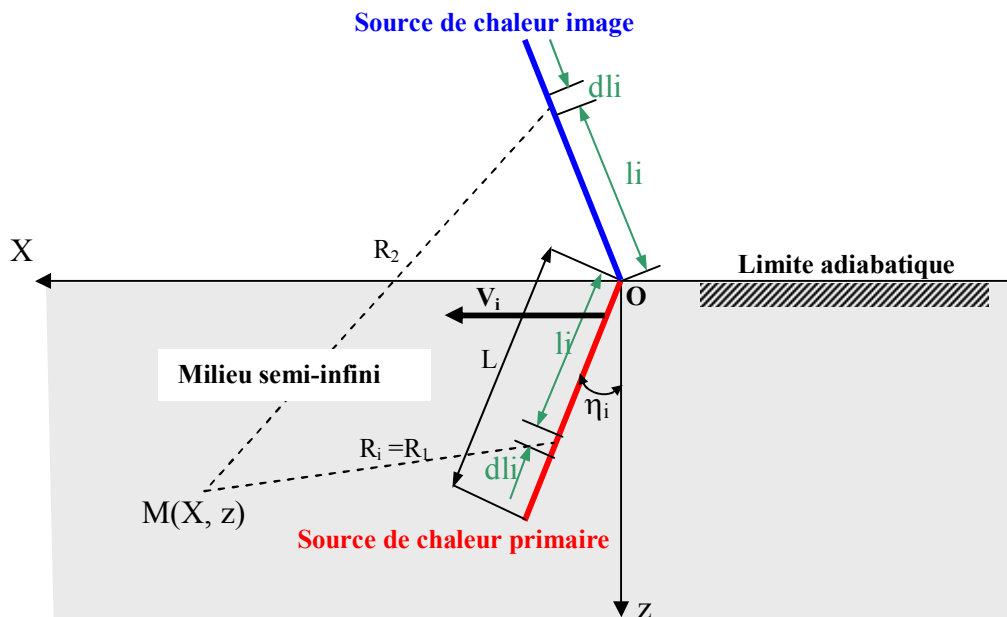
Les travaux de Komanduri et Hou [15] sur l'étude des transferts thermiques dans la zone de cisaillement primaire ont été inspirés des développements de Hahn [5]. Hahn utilise les résultats de Jaeger et de Rosenthal à propos des sources de chaleur mobiles et propose une

modélisation originale et réaliste des phénomènes thermiques dans la zone de cisaillement primaire. En effet, il considère la pièce et le copeau comme un seul corps (un milieu infini) dans lequel se déplace obliquement une source de chaleur linéaire. Komanduri et Hou utilisent la même philosophie de modélisation que Hahn et étoffent leur modèle avec des conditions plus réalistes vis-à-vis de la coupe. La figure qui suit montre les modifications apportées par Komanduri et Hou.



**Figure II.8 :** Hypothèses du modèle de Komanduri et Hou.

Ils considèrent que la bande de cisaillement primaire peut être assimilée à une bande de chaleur de largeur ( $L$ ) et de longueur infinie. Cette bande se déplace dans un milieu semi infini parallèlement à sa frontière (frontière du milieu) et inclinée d'un angle ( $\eta_i$ ) par rapport à sa limite où un de ses bords est sur la frontière adiabatique du milieu semi-infini. Ce dernier représente la pièce et le copeau dans le cas de l'usinage à sec ; la frontière adiabatique étant la surface de la pièce et du copeau en contact avec l'air ambiant.



**Figure II.9 :** Source de chaleur oblique.

Notons que la température en un point (M) du milieu due à une source de chaleur oblique d'extension infinie et d'intensité ( $q_i$ ) se déplaçant à la vitesse ( $V_i$ ) dans un milieu infini s'exprime de la façon suivante :

$$T_M = \frac{q_i}{2\pi\lambda_{mil}} \int_0^L e^{-\frac{(X-l_i \sin \eta_i) V_i}{2\alpha_{mil}}} K_0 \left( \frac{V_i}{2\alpha_{mil}} \sqrt{(X-l_i \sin \eta_i)^2 + (z-l_i \cos \eta_i)^2} \right) dl_i \quad (II-24)$$

Les propriétés thermiques du milieu ( $\lambda_{mil}$ ) et ( $\alpha_{mil}$ ) sont prises pour la valeur de ( $T_M$ ) correspondante.

Pour rendre en compte de la nature semi-infinie du milieu, Komanduri et Hou prennent en compte la contribution d'une source de chaleur imaginaire symétrique de la première par rapport à la frontière adiabatique et délivrant la même intensité que cette dernière ; les transferts de chaleur induits par les deux bandes de chaleur réelle et imaginaire étant considérés dans des milieux infinis. Le modèle est développé pour une vitesse de déplacement de la bande de chaleur ( $V_i$ ) parallèle à l'un des axes du système de référence ; pour notre cas, il s'agit de l'axe X.

La température au point (M) due à un segment élémentaire ( $dl_i$ ) de la source de chaleur primaire à la distance  $R_1 = \sqrt{(X-l_i \sin \eta_i)^2 + (z-l_i \cos \eta_i)^2}$  et à un segment élémentaire ( $dl_i$ ) de la source de chaleur image à la distance  $R_2 = \sqrt{(X-l_i \sin \eta_i)^2 + (z+l_i \cos \eta_i)^2}$  est :

$$dT_M = \frac{q_i dl_i}{2\pi\lambda_{mil}} e^{-\frac{(X-l_i \sin \eta_i) V_i}{2\alpha_{mil}}} \left[ K_0 \frac{V_i}{2\alpha_{mil}} R_1 + K_0 \frac{V_i}{2\alpha_{mil}} R_2 \right] \quad (II-25)$$

En intégrant ( $dT_M$ ) entre 0 et L, largeur de la bande de chaleur, on obtient la température au point M :

$$T_M = \frac{q_i}{2\pi\lambda_{mil}} \int_0^L e^{-\frac{(X-l_i \sin \eta_i) V_i}{2\alpha_{mil}}} \left[ K_0 \frac{V_i}{2\alpha_{mil}} R_1 + K_0 \frac{V_i}{2\alpha_{mil}} R_2 \right] dl_i \quad (II-26)$$

Pour la modélisation de l'influence thermique du cisaillement primaire dans la pièce, on prend :

- la vitesse ( $V_i$ ) est égale à la vitesse de coupe ( $V_c$ ),
- l'angle oblique :  $\eta_i = \eta_p = -90^\circ + \phi$ ,
- l'intensité de source de chaleur primaire :  $q_i = q_1$ ,
- les propriétés thermiques :  $\lambda_{mil} = \lambda_m$  et  $\alpha_{mil} = \alpha_m$ .

La bande de cisaillement se déplace dans la couche supérieure de la pièce, dont l'épaisseur est l'avance (f). Cette modélisation des transferts thermiques tient compte simultanément de la

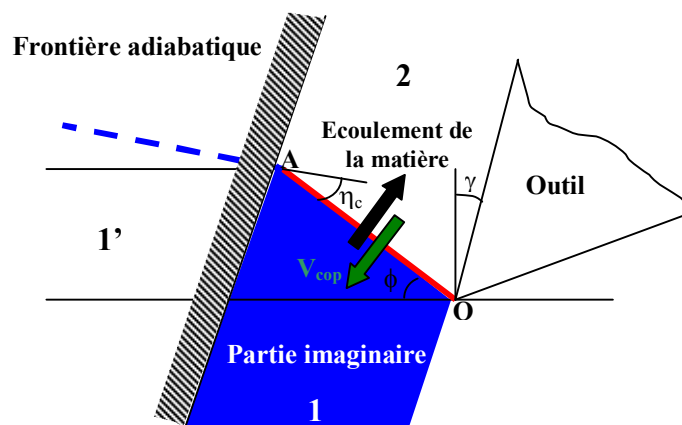
diffusion et du transport de la chaleur. L'intérêt de ce modèle est que la source de chaleur, représentant la bande de cisaillement primaire, se déplace dans un milieu semi-infini qui est continu. Ceci reproduit bien le phénomène qui a lieu pendant la coupe : la matière située en avant et en arrière du plan de cisaillement est un seul corps, il n'y a pas de rupture dans la zone de cisaillement primaire. Le schéma de la figure qui suit illustre le modèle adopté pour l'analyse thermique de la pièce.

**Figure II.10 :** Modèle pour l'analyse thermique de la pièce.

Sur cette dernière figure, la partie 2 située sous la frontière adiabatique est imaginaire et étendue pour la continuité du transfert de chaleur ; sa position réelle est la partie 2'.

Pour la modélisation de l'influence thermique du cisaillement primaire dans le copeau, la vitesse ( $V_i$ ) est égale à la vitesse du copeau ( $V_{cop}$ ) et l'angle oblique ( $\eta_i$ ) =  $\eta_i = \phi - \gamma$ .

La partie 1 est imaginaire et prolonge la partie 2 pour la continuité du transfert ; sa localisation réelle correspond à la partie 1' qui constitue la pièce.



**Figure II.11 :** Modèle du copeau.

### II.3.7.2. Modélisation dans la zone de cisaillement secondaire :

Dans le modèle de Komanduri et Hou, le copeau est considéré comme un milieu semi-infini. La source de chaleur de largeur (Y), d'extension infinie et d'intensité  $q_2 = \frac{T_2 V_{\text{cop}}}{a}$ , se déplace à la vitesse ( $V_{\text{cop}}$ ) sur la frontière du milieu ; le reste de la frontière est adiabatique.

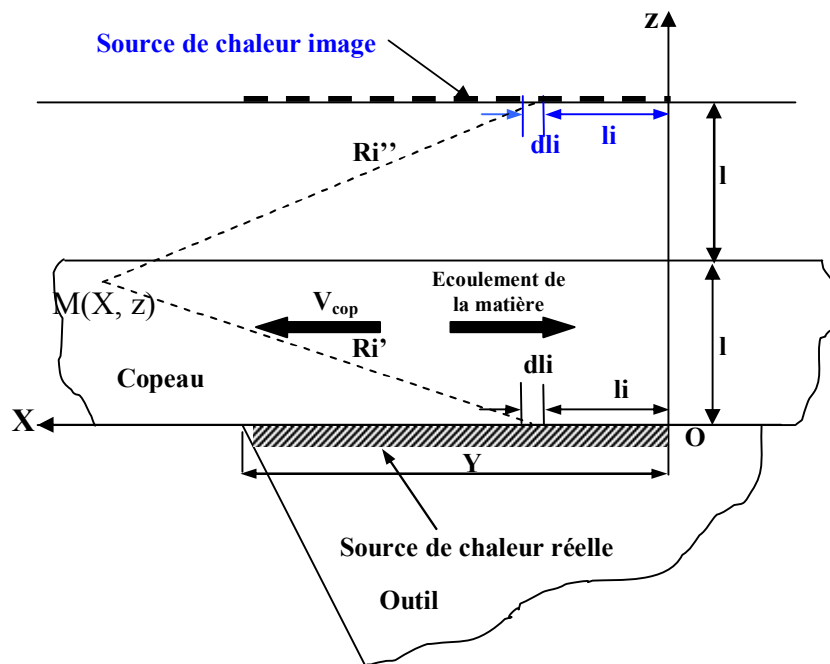
Une source image de la source de chaleur à l'interface outil-copeau est ajoutée pour tenir compte de la faible épaisseur (l) du copeau. En effet, l'épaisseur du copeau est très faible et l'effet de la condition limite à la surface supérieure du copeau ne doit pas être négligé. Si la face supérieure du copeau est adiabatique, l'intensité de la source de chaleur image est égale à celle de la source de chaleur réelle. La figure II.12 illustre le modèle pour l'analyse thermique du copeau [16]. La température au point M(X, z) due à un segment élémentaire ( $dl_i$ ) de la source de chaleur secondaire à la distance  $R'_i = \sqrt{(X-l_i)^2 + z^2}$  et à un segment élémentaire

( $dl_i$ ) de la source de chaleur image à la distance  $R''_i = \sqrt{(X-l_i)^2 + (2l-z)^2}$  est :

$$dT_M = \frac{q_2 dl_i}{\pi \lambda_m} e^{-\frac{(X-l_i)V_{\text{cop}}}{2\alpha_m}} \left[ K_0 \left( \frac{R'_i V_{\text{cop}}}{2\alpha_m} \right) + K_0 \left( \frac{R''_i V_{\text{cop}}}{2\alpha_m} \right) \right] \quad (\text{II-27})$$

En intégrant ( $dT_M$ ) entre 0 et Y, largeur de la bande de la chaleur, on obtient la température au point (M) :

$$T_M = \frac{q_2}{\pi \lambda_m} \int_0^Y e^{-\frac{(X-l_i)V_{\text{cop}}}{2\alpha_m}} \left[ K_0 \left( \frac{R'_i V_{\text{cop}}}{2\alpha_m} \right) + K_0 \left( \frac{R''_i V_{\text{cop}}}{2\alpha_m} \right) \right] dl_i \quad (\text{II-28})$$





**Figure II.12 :** Modèle pour l'analyse thermique du copeau.

La distribution complète de la température dans le copeau est la superposition de celle due aux sources de chaleur dans la zone primaire et dans la zone secondaire. L'expression de la température en tout point  $M(X, z)$  du copeau est :  $T_M = T_M(\text{primaire}) + T_M(\text{secondaire})$ . Un changement de repère a été effectué pour la partie due à la zone de cisaillement primaire afin d'exprimer la globalité de l'expression dans le même repère [17] ; soit :

$$T_M = \frac{q_1}{2\pi\lambda_m} \int_{w_i=0}^{1/\cos(\phi-\gamma)} e^{-(X-X_i)V_{\text{cop}}/2\alpha_m} \left\{ \begin{aligned} & K_0 \left[ \frac{V_{\text{cop}}}{2\alpha_m} \sqrt{(X-X_i)^2 + (z-z_i)^2} \right] \\ & + K_0 \left[ \frac{V_{\text{cop}}}{2\alpha_m} \sqrt{(X-X_i)^2 + (2l-z-z_i)^2} \right] \end{aligned} \right\} dw_i \quad (\text{II-29})$$

$$+ \frac{q_2}{\pi\lambda_m} \int_{l_i=0}^Y e^{-(X-l_i)V_{\text{cop}}/2\alpha_m} \left[ K_0 \left( \frac{R'_i V_{\text{cop}}}{2\alpha_m} \right) + K_0 \left( \frac{R''_i V_{\text{cop}}}{2\alpha_m} \right) \right] dl_i$$

Avec :  $X_i = L - w_i \sin \eta_c$  et  $z_i = w_i \cos \eta_c$ .

## II.4. Modélisation thermomécanique :

La modélisation de la formation du copeau en conditions de coupe conventionnelles n'est pas obsolète vis-à-vis de l'évolution récente vers les grandes vitesses de coupe. L'intérêt de sa présentation dans cette étude est que les modèles développés ont commencé à formaliser des constatations expérimentales d'un point de vue géométrique (plan de cisaillement, zones de cisaillement, ...). Aussi, l'évaluation des efforts de coupe a été souvent géométrique ou empirique. Ces modèles classiques ont été développés au fur et à mesure par un couplage des phénomènes mécaniques et thermiques et par la prise en compte de la rhéologie du matériau usiné et des grandes déformations et vitesses de déformations.

### II.4.1. Modèle de Boothroyd :

Boothroyd [35] fût le premier à présenter une modélisation thermomécanique. Afin de relever les champs de température en coupe orthogonale, il a élaboré des techniques expérimentales à partir de méthodes basées sur la photographie infrarouge. Il a déduit la forme des sources de chaleur présentes dans la zone de coupe. Aussi, il a émis l'hypothèse selon laquelle toute la puissance calorifique dissipée dans la coupe provient d'une puissance mécanique générée pendant le cisaillement du matériau. Il considère ensuite que cette chaleur provient de deux sources distinctes :

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

À partir de chacune de ces deux sources, une quantité de chaleur peut se répartir dans le copeau, dans la pièce, et dans l'outil. Les travaux effectués par Boothroyd ont été inspirés par Rapier en 1954 qui avait déjà proposé une méthode de résolution et de prospection pour calculer les températures générées par la coupe. Il s'est essentiellement attardé sur le calcul de la fraction de chaleur produite dans le cisaillement primaire et transmise à la pièce. Il a donné une approximation empirique de cette fraction de chaleur en fonction de l'angle de cisaillement, de l'avance, de la vitesse de coupe, de la conductivité thermique du matériau et de sa chaleur spécifique. Les distributions de température dans le copeau ou dans la pièce permettent de calculer les températures moyennes dans les zones primaire et secondaire [1]. Cependant, les résultats expérimentaux de Boothroyd montrent que les températures au voisinage du cisaillement secondaire sont largement perturbées par le cisaillement primaire

#### II.4.2. Modèle d'Oxley :

Le modèle d'Oxley détermine les grandeurs géométriques du copeau et la température de coupe à partir de la connaissance de la rhéologie du matériau et des conditions de coupe ( $\gamma$ ,  $V_c$ ,  $f$ ,  $a$ , et  $T_0$ ). L'introduction de la sensibilité du matériau à l'érouissage, aux grandes vitesses de déformations et à la température avec une loi de type Norton-Hoff a fait l'originalité de son travail. Il a utilisé les travaux de Boothroyd qui emploient la méthode des lignes de glissement pour décrire les phénomènes mécaniques, et les résultats numériques des travaux de Tay pour définir le comportement thermique.

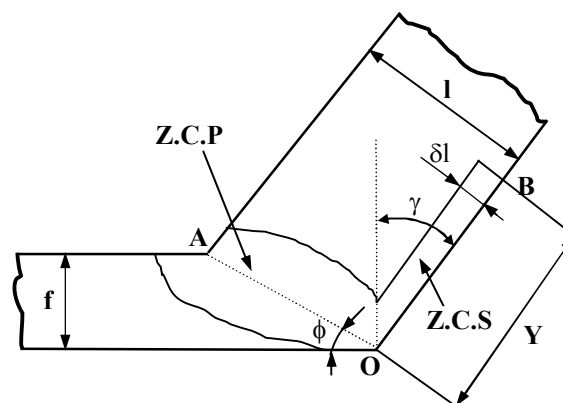


Figure II.13 : Zones de cisaillements.

Il a aussi considéré qu'à l'interface outil-copeau, le contact est collant. Ceci induit la présence d'un cisaillement secondaire d'une certaine épaisseur le long de ce contact. L'angle du cisaillement primaire, l'épaisseur du cisaillement secondaire et la longueur de contact sont les

trois inconnues du modèle qu'il faut déterminer à partir de la résolution de ce problème réalisée au travers de l'équilibre des efforts de coupe et des moments, et de la minimisation de l'énergie dissipée dans la zone de coupe.

Le modèle d'Oxley prend en compte une représentation de la rhéologie du matériau usiné de la forme :

$$\sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) = \sigma_1(\dot{\varepsilon}, T) \cdot \varepsilon^{n(\dot{\varepsilon}, T)} \quad (\text{II-30})$$

Les valeurs de  $(\sigma_1)$  et  $(n)$  sont déterminées à partir des courbes fournies par l'auteur. Ces dernières donnent les évolutions de  $(\sigma_1)$  et  $(n)$  en fonction d'une température dite température modifiée, qui à son tour dépend de la température et de la vitesse de déformation ; soit :

$$T_{\text{mod}} = T(1 - 0.09 \log \dot{\varepsilon}) \quad (\text{II-31})$$

#### II.4.2.1. Cisaillement primaire :

En considérant la déformation le long de (OA) comme étant la moitié de la déformation totale due au passage à travers la zone de cisaillement primaire ; on obtient la relation donnant la déformation le long de (OA) sous la forme :

$$\varepsilon_{\text{OA}} = \frac{\cos \gamma}{2\sqrt{3} \sin \phi \cos(\phi - \gamma)} \quad (\text{II-32})$$

Comme la largeur de la bande de cisaillement n'est pas connue, on introduit une constante pour déterminer la vitesse de déformation ; soit :

$$\dot{\varepsilon}_{\text{OA}} = \frac{C_0 V_c \sin \phi \cos \gamma}{\sqrt{3} f \cos(\phi - \gamma)} \quad (\text{II-33})$$

La constante  $(C_0)$ , caractéristique du matériau usiné, est calculée par une loi empirique issue des résultats expérimentaux et exprimée par :

$$\tan \theta = 1 + 2 \left( \frac{\pi}{4} - \phi \right) - C_0 \cdot n \quad (\text{II-34})$$

Des considérations géométriques simples conduisent aussi à :  $\phi = \theta - \lambda + \gamma$

La température le long de (OA) est donnée par :

$$T_{\text{OA}} = T_0 + \frac{2\eta(1 - \beta_p)\sigma_{\text{OA}} \varepsilon_{\text{OA}}}{\rho C_s} \quad (\text{II-35})$$

Oxley a considéré  $\eta = 0,7$  ; la fraction de chaleur passée dans la pièce est déterminée selon les travaux de Boothroyd des expressions qui suivent :

$$\beta_p = 0,5 - 0,35 \cdot \log \left( \frac{\tan \phi}{P_e} \right) \quad \text{pour } 0,04 \leq \frac{\tan \phi}{P_e} \leq 10 \quad (\text{II-36})$$

$$\beta_p = 0,3 - 0,15 \cdot \log\left(\frac{\tan \phi}{P_e}\right) \quad \text{pour} \quad \frac{\tan \phi}{P_e} > 10 \quad (\text{II-37})$$

Où  $P_e$  est le nombre de Peclet donné par :

$$P_e = \frac{\lambda_m}{\rho C_s V_c f} \quad (\text{II-38})$$

Des tendances linéaires sont considérées pour les propriétés thermiques du matériau usiné ; par exemple pour un acier à 0,38% de carbone, l'auteur a utilisé les équations suivantes :  $C_s = 420 + 0,504 T$  et  $\lambda_m = 52,61 - 0,298 T$ .

#### II.4.2.2. Cisaillement secondaire :

Les déformations dans le cisaillement secondaire étant bien supérieures à l'unité, valeur à partir de laquelle nous pouvons considérer que l'écoulement est saturé ; donc, la contrainte d'écoulement peut être écrite selon :  $\sigma_{OB} = \sigma_1(\dot{\epsilon}, T_{OB})$

En considérant un profil de vitesse linéaire dans l'épaisseur de la bande de cisaillement secondaire ( $\delta l$ ), on écrit la vitesse de cisaillement (OB) sous la forme :

$$\dot{\epsilon}_{OB} = \frac{V_c \sin \phi}{\sqrt{3} \delta l \cos(\phi - \gamma)} \quad (\text{II-39})$$

La figure qui suit illustre les champs de vitesse et les efforts associés aux zones de cisaillements primaire et secondaire.

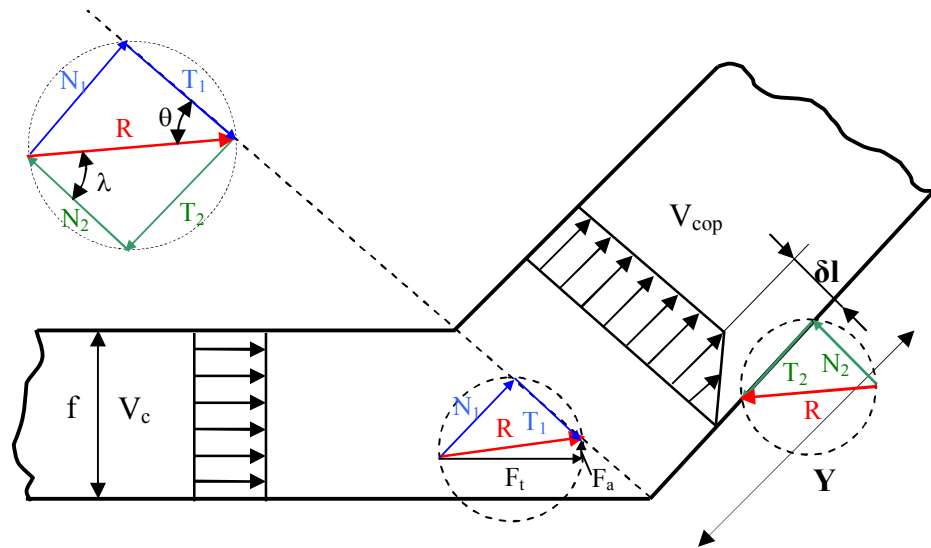


Figure II.14 : Profils de vitesse et diagramme des efforts.

La température à l'interface est alors prise égale à la moyenne le long de l'interface :

$$T_{OB} = T_0 + \frac{2(1 - \beta_p) \sigma_{OA} \epsilon_{OA}}{\rho C_s} + \Psi \Delta T_M \quad (\text{II-40})$$

Oxley a pris  $\Psi = 0,7$  ; les travaux de Boothroyd donnent l'expression de  $\Delta T_M$  comme suit :

$$\log \frac{\Delta T_M}{\Delta T_c} = 0,06 - 0,195 \delta l \sqrt{\frac{1}{P_e Y}} + 0,5 \log \left( \frac{1}{P_e Y} \right) \quad (\text{II-41})$$

Avec  $\Delta T_c$  est un échauffement moyen calculé selon :

$$\Delta T_c = \frac{\sigma_{OB} Y}{\sqrt{3} \rho C_s l} \quad (\text{II-42})$$

La longueur de contact est obtenue en écrivant l'égalité des moments à la pointe de l'outil ; soit :

$$Y = \frac{f \cos \theta}{\cos \lambda \sin \phi} \left[ 1 + 2 \left( \frac{\pi}{4} - \phi \right) - \frac{2}{3} C_0 \cdot n \right] \quad (\text{II-43})$$

La dernière inconnue ( $\delta l$ ) est déterminée à partir d'une minimisation de la puissance de coupe totale.

#### II.4.3. Modèle de Gilormini :

Ce modèle est un modèle thermomécanique ; il se compose :

- d'une analyse thermique ;
- et d'une analyse du contact outil-copeau.

Gilormini [10], considère le même champ de vitesse d'écoulement du matériau dans la zone de coupe établi par Oxley. Pour la zone de cisaillement primaire, la déformation est prise égale à la déformation totale due au passage à travers cette zone. Concernant la vitesse de déformation, Gilormini suppose constante la hauteur de la bande de cisaillement primaire ; il prend le rapport  $\frac{C_0}{\sqrt{3}}$ , reporté dans l'équation (II-33), constant et égal à 1,5.

##### II.4.3.1. Analyse thermique :

En négligeant la conduction et la convection parallèles au cisaillement primaire devant celles qui s'effectuent perpendiculairement, Gilormini a obtenu que la température en amont du cisaillement primaire décroît exponentiellement avec la distance au plan de cisaillement depuis la valeur  $T_{OA}$  jusqu'à la température de la pièce  $T_0$ , avec un coefficient égal à  $\left( \frac{\text{tg} \phi}{P_e} \right)$ . La fraction de chaleur allant dans la pièce usinée est exprimée par :

$$\beta_p = \frac{1 - e^{-\frac{\text{tg} \phi}{P_e}}}{\left( \frac{\text{tg} \phi}{P_e} \right)} \quad (\text{II-44})$$

La température dans la zone de cisaillement primaire est exprimée selon l'équation (II-35) avec un coefficient d'ajustement thermique ( $\eta = 1$ ).

En négligeant la présence du cisaillement secondaire pour ne considérer qu'une source de chaleur sans épaisseur située le long de l'interface outil-copeau et échauffant le copeau qui défile devant elle, le modèle le plus simple qui permet d'appréhender l'essentiel du phénomène, c'est-à-dire la compétition entre conduction et convection, consiste à postuler que le profil de l'échauffement dans l'épaisseur du copeau a une forme parabolique et à négliger la conduction dans le sens de l'écoulement. La prise en compte du cisaillement secondaire rend l'analyse thermique plus complexe car la source de chaleur a une épaisseur à travers laquelle s'écoule la matière. À cet effet, Gilormini suppose un débit de la source de chaleur non uniforme dans la zone de déformation ; ainsi, il proposa un profil de température dans l'épaisseur du copeau défini par deux paraboles de concavités inverses. L'expression de la température dans le cisaillement secondaire est donnée par :

$$T_{OB} = T_{OA} + 0,67 g \left( \delta \sqrt{\frac{1}{P_e Y}} \right) \Delta T_M \quad (\text{II-45})$$

Où ( $g$ ) est une fonction qui provient de la résolution approchée de l'équation de la chaleur et n'a pas d'expression analytique ; elle tend vers 1 pour ( $\delta$ ) tendant vers 1.

#### II.4.3.2. Analyse du contact outil-copeau :

La courbure du copeau est due aux contraintes thermoélastiques générées par la répartition non homogène des températures. Le contact est assimilé alors à un contact hertzien d'un cylindre appliqué sur un plan semi-infini, avec la composante normale de l'effort de coupe. Les efforts de coupe et l'analyse thermique précédente sont ainsi reliés à la longueur en contact. Les caractéristiques mécaniques (module d'élasticité et coefficient de Poisson) des matériaux usinés et de coupe sont ici introduites.

Finalement, les inconnues ( $l$ ), ( $\delta l$ ) et ( $Y$ ) peuvent être déterminées ainsi :

- l'épaisseur du copeau est déterminée de l'équilibre des moments qui lui sont appliqués en supposant une distribution uniforme des contraintes normales (primaire et secondaire) et tangentielle le long du cisaillement primaire ; une distribution trapézoïdale est adoptée pour la contrainte tangentielle le long de l'outil.

- la longueur de contact est déduite du contact hertzien.

- l'épaisseur de la zone de cisaillement secondaire est obtenue en minimisant l'énergie totale de coupe.

#### II.4.4. Modèle de Molinari :

Molinari et al. [26] ont modélisé le processus de formation du copeau en coupe orthogonale dans le cas stationnaire. Ce modèle a pour objectif de déterminer à la fois les aspects mécaniques de la coupe orthogonale (efforts de coupe et coefficient de frottement) et les aspects thermiques (température de l'interface outil-copeau). Comme ces aspects sont directement liés, la résolution doit être globale. Elle est simplifiée en faisant certaines hypothèses ; à savoir :

- La zone de cisaillement primaire est assimilée à une bande d'épaisseur uniforme et la déformation dans le copeau est supposée adiabatique et limitée à cette bande.

- La sollicitation dans le cisaillement secondaire est due au frottement défini par une loi dépendante de la température à l'interface outil-copeau. Cependant, l'écoulement de la matière au voisinage de la pointe de l'outil et dans le cisaillement secondaire n'est pas considéré.

- L'outil est parfaitement rigide et le rayon de bec est nul.

- Le matériau de la pièce est isotopique parfaitement plastique suivant la loi de comportement qui suit :

$$\sigma = \eta_0 (\varepsilon + \varepsilon_p)^n \dot{\varepsilon}^s T^m \quad (\text{II-46})$$

#### II.4.4.1. Modélisation de la zone de cisaillement primaire :

La figure qui suit reporte les hypothèses considérées par les auteurs concernant la bande de cisaillement primaire et le digramme des vitesses. La vitesse du copeau ( $V_{\text{cop}}$ ) est décomposée en une vitesse normale notée ( $V_N$ ) qui est constante à travers l'épaisseur de la bande de cisaillement (condition d'incompressibilité) et une vitesse tangentielle ( $V_{s1}$ ) à la sortie de la bande.

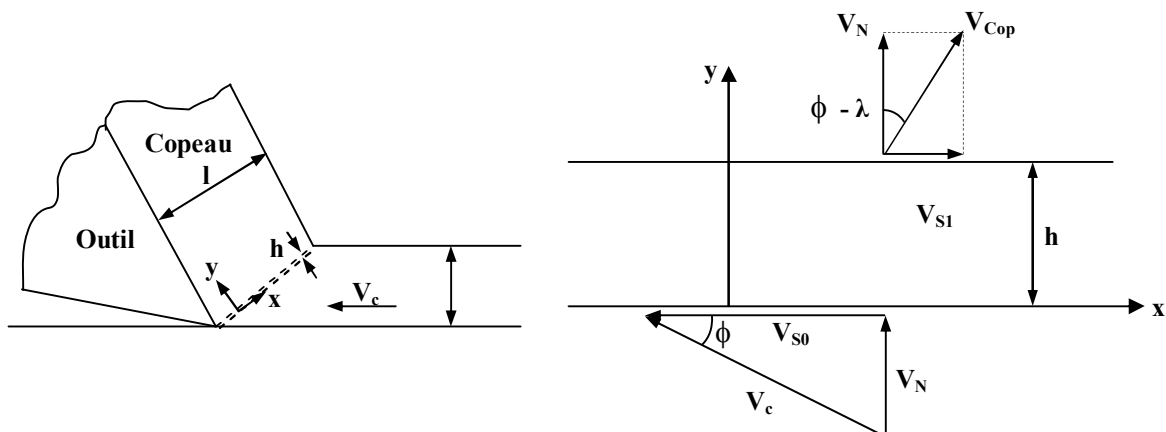


Figure II.15 : Hypothèses et diagramme des vitesses.

Les équations de conservation s'écrivent comme suit :

- Conservation du moment :

$$\sigma = 3\rho V_N^2 \varepsilon + \sigma_b \quad (\text{II-47})$$

- Conservation de l'énergie :

$$T = T_0 + \frac{\sqrt{3}\beta'}{\rho C_s} (3\rho V_N^2 \varepsilon^2 + \sigma_b \varepsilon) \quad (\text{II-48})$$

Les conditions aux limites prises en compte par les auteurs se résument ainsi :

$$\left\{ \begin{array}{l} T = T_0 \quad \text{à } y = 0 \\ \varepsilon = 0 \quad \text{à } y = 0 \\ \varepsilon = \text{tg}(\phi - \gamma) + \frac{1}{\text{tg}\phi} \quad \text{à } y = h \end{array} \right. \quad (\text{II-49})$$

#### II.4.4.2. Modélisation des effets thermiques à l'interface outil-copeau :

Des hypothèses supplémentaires au modèle ont été apportées par les auteurs ; à savoir :

- Le rayon de bec est nul.
- La chaleur générée par le frottement sur la face de dépouille est négligée.
- La dissipation de la chaleur vers la surface de l'outil est négligée.
- Le transfert par conduction est négligeable devant la convection dans la direction l'écoulement.

Dans leur modèle, les auteurs considèrent une source de chaleur plane où l'échauffement du copeau est dû à la déformation viscoplastique dans la zone de cisaillement primaire et au frottement à l'interface outil-copeau. La distribution de la température dans le copeau est obtenue par la résolution de l'équation de chaleur exprimée par :

$$\frac{\lambda_m}{\rho C_s} \frac{\partial^2 T(x, y)}{\partial y^2} = V_{\text{cop}} \frac{\partial T(x, y)}{\partial x} \quad (\text{II-50})$$

Les axes (x) et (y) sont pris respectivement tangentiellement et perpendiculairement à la face de coupe. Les conditions aux limites du point de vue thermique sont :

$$\left\{ \begin{array}{l} T(0, y \geq 0) = T_{\text{OA}} \\ \lim_{y \rightarrow \infty} T(x \geq 0, y) = T_{\text{OA}} \\ -\lambda_m \frac{\partial T(x \geq 0, 0)}{\partial y} = Q(x) \end{array} \right. \quad (\text{II-51})$$



Le présent modèle a été complété par Moufki et al. [25] en supposant une répartition sous forme d'une loi puissance de la pression le long de la face de coupe. Finalement, pour un matériau et un outil donnés, le modèle permet de déterminer les efforts de coupe exercés sur l'outil donnant ainsi la puissance nécessaire à la coupe et la distribution de la température à l'interface outil-copeau.

#### II.4.5. Modèle de Karpat et Ozel :

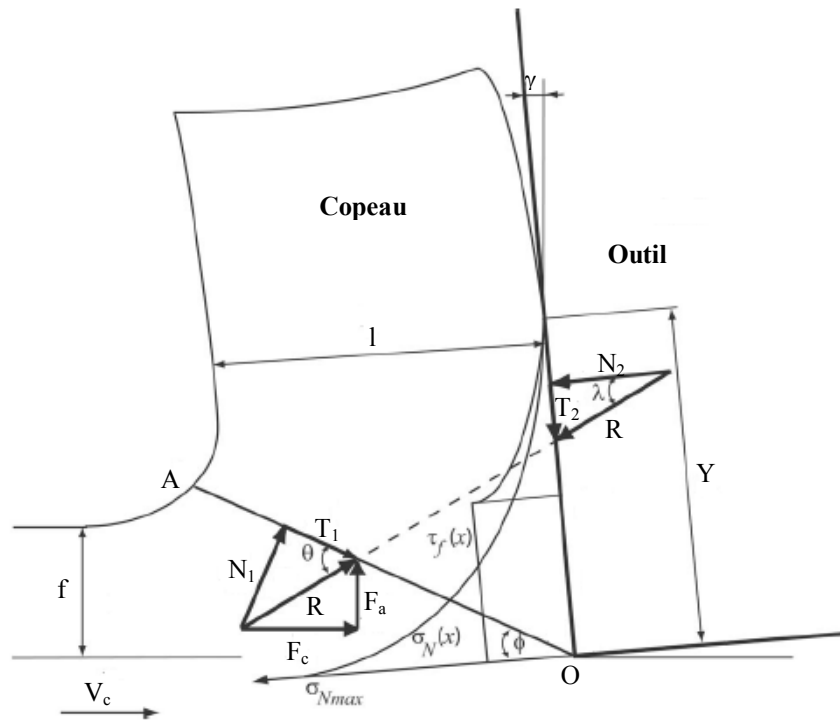
Dans leur approche, Karpat et Ozel [11] ont associé les modèles analytiques d'Oxley et de Komanduri et Hou [15] pour déterminer les efforts de coupe, les contraintes et les distributions de température dans la pièce, le copeau et l'outil.

Pour l'analyse thermique, la source de chaleur le long de l'interface outil-copeau est modélisée comme une source d'intensité non uniforme et la distribution de la température en tout point quelconque du copeau due à cette source peut être déterminée de l'équation suivante [11] :

$$T_M = \frac{1}{\pi \lambda_m} \int_0^Y \beta_c(l_i) q_2(l_i) e^{-\frac{(X-l_i)V_{\text{cop}}}{2\alpha_m}} \left[ K_0 \left( \frac{R'_i V_{\text{cop}}}{2\alpha_m} \right) + K_0 \left( \frac{R''_i V_{\text{cop}}}{2\alpha_m} \right) \right] dl_i \quad (\text{II-52})$$

Les sources de chaleur dues à la déformation dans la zone de cisaillement primaire et au frottement à l'interface outil-copeau sont combinées, puis les fractions de dissipation de la chaleur sont déterminées de l'équilibre thermique pour obtenir la distribution de la température en fonction des conditions de coupe.

Le modèle d'Oxley a été modifié en considérant d'une part une contrainte d'écoulement du matériau usiné du type Johnson-Cook, et, d'autre part, une répartition non uniforme (loi puissance) des contraintes normale et tangentielle à l'interface outil-copeau. La figure qui suit illustre la répartition des contraintes normale et tangentielle à l'interface outil-copeau.



**Figure II.16 :** Répartition des contraintes sur la face de coupe.

La distribution de la contrainte normale sur la face de coupe d'outil peut être décrite par la relation suivante :

$$\sigma_N(x) = \sigma_{Nmax} \left[ 1 - \left( \frac{x}{Y} \right)^{\bar{a}} \right] \quad (II-53)$$

Avec :

$$\sigma_{Nmax} = p_O + \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_{OA} (\phi - \gamma) \quad (II-54)$$

### II.5. Modélisation thermomécanique retenue :

La modélisation retenue dans notre étude est la combinaison de deux modèles ; à savoir : le modèle thermomécanique d'Oxley et le modèle thermique de Komanduri et Hou. L'objectif est de déterminer les efforts de coupe, les grandeurs géométriques telles que l'angle de cisaillement primaire, l'épaisseur du copeau et la longueur du contact outil-copeau, et les cartographies relatives à la distribution de la température dans la pièce et le copeau à partir des conditions de coupe fixées.

Dans un premier temps, nous avons apporté une modification au modèle d'Oxley tout en considérant des répartitions plus réalistes des contraintes à l'interface outil-copeau inspirées des constatations expérimentales. Pour la contrainte normale, nous avons adopté une répartition triangulaire ; l'écriture de l'équilibre des moments à la pointe de l'outil dus aux actions exercées aux zones de cisaillements primaire et secondaire permet de pondérer la

longueur du contact outil-copeau exprimée dans l'équation (II-43) par (3/2) :

$$Y = \frac{3}{2} \frac{f \cos \theta}{\cos \lambda \sin \phi} \left[ 1 + 2 \left( \frac{\pi}{4} - \phi \right) - \frac{2}{3} C_0 \cdot n \right] \quad (\text{II-55})$$

Une répartition trapézoïdale de la contrainte tangentielle est considérée ; d'où sa pondération par un coefficient correctif ( $H_c$ ) :

$$\tau_{OB} = T_2 H_c / (Y \cdot a) \quad (\text{II-56})$$

Le coefficient ( $H_c$ ) dépend principalement de la vitesse de coupe.

Rappelons que le modèle d'Oxley permet une prédiction des températures moyennes des zones de déformations et ne fournit pas une distribution de température dans la zone de coupe. Afin, d'obtenir des cartographies de températures, nous avons retenu le modèle thermique de Komanduri et Hou qui nécessite une connaissance des efforts de coupe, des densités de flux thermiques, de l'angle de cisaillement primaire, de l'épaisseur du copeau, de la longueur du contact outil-copeau, et des conditions de coupe.

Les efforts de coupe sont donnés par les relations qui suivent :

$$T_1 = \frac{\sigma_{OA}}{\sqrt{3}} OA a \quad (\text{II-57})$$

$$R = \frac{T_1}{\cos \theta} \quad (\text{II-58})$$

$$N_1 = R \sin \theta \quad (\text{II-59})$$

$$F_c = N_1 \sin \phi + T_1 \cos \phi \quad (\text{II-60})$$

$$F_a = N_1 \cos \phi - T_1 \sin \phi \quad (\text{II-61})$$

$$T_2 = F_c \sin \gamma + F_a \cos \gamma \quad (\text{II-62})$$

$$N_2 = F_c \cos \gamma - F_a \sin \gamma \quad (\text{II-63})$$

Les densités de flux thermiques sont exprimées par :

$$q_1 = \frac{T_1}{(OA \cdot a)} \frac{V_c \cos \gamma}{\cos(\phi - \gamma)} \quad (\text{II-64})$$

$$q_2 = \frac{T_2}{(Y \cdot a)} V_{\text{cop}} \quad (\text{II-65})$$

La valeur de la constante d'Oxley est déterminée par l'égalité des contraintes  $\sigma'_N$  et  $\sigma''_N$  [31] :

$$\sigma'_N = \frac{\sigma_{OA}}{\sqrt{3}} \left[ 1 + \left( \frac{\pi}{2} - 2\gamma \right) - 2C \cdot n \right] \quad (\text{II-66})$$

$$\sigma''_N = \frac{2N_2}{Y \cdot a} \quad (\text{II-67})$$

À noter que la contrainte  $\sigma''_N$  est pondérée par (2) du fait que nous avons considéré une distribution triangulaire de la contrainte normale à l'interface outil-copeau.

---

---

# Chapitre III

## Simulation et interprétation des résultats

---

---

<b>III.1. Données de simulation</b>	<b>53</b>
<b>III.2. Simulation du modèle d'Oxley</b>	<b>55</b>
<b>III.2.1. Validation du modèle d'Oxley modifié</b>	<b>56</b>
<b>III.2.2. Evolution du coefficient de correction <math>H_c</math></b>	<b>59</b>
<b>III.2.3. Influence de la loi de comportement</b>	<b>59</b>
<b>III.3. Simulation du modèle de Komanduri et Hou</b>	<b>61</b>
<b>III.3.1. Cartographies de température dues à la source de chaleur primaire</b>	<b>64</b>
<b>III.3.2. Cartographies de température dues aux sources primaire et secondaire</b>	<b>67</b>
<b>III.3.3. Interprétation des résultats</b>	<b>69</b>

Dans ce chapitre, nous allons exposer les résultats relatifs à la simulation des modèles retenus ; à savoir le modèle d'Oxley modifié et le modèle thermique de Komanduri et Hou. Nous allons présenter tout d'abord les résultats relatifs aux distributions de température dans la pièce et dans le copeau dues à la source de chaleur de la zone de cisaillement primaire. Ensuite, nous reportons les distributions de température dans le copeau dues à l'effet combiné des sources de chaleur des zones de cisaillements primaire et secondaire.

### III.1. Données de simulation :

Rappelons que le modèle d'Oxley modifié permet de déterminer les grandeurs telles que l'angle de cisaillement primaire ( $\phi$ ), l'effort tangentiel de cisaillement primaire ( $T_1$ ), l'effort tangentiel de frottement ( $T_2$ ) à l'interface outil-copeau, la vitesse de cisaillement primaire ( $V_s$ ), la vitesse de découlement du copeau ( $V_{cop}$ ), l'épaisseur du copeau ( $l$ ), la longueur du contact outil-copeau ( $Y$ ), les densités des flux de chaleur des zones de cisaillements primaire et secondaire ( $q_1$ ) et ( $q_2$ ) à partir des données d'entrée qui suivent :

- la vitesse de coupe  $V_c$ ,
- l'avance  $f$ ,
- la profondeur de passe  $a$ ,
- l'angle de coupe  $\gamma$ ,
- les propriétés rhéologiques du matériau,
- la diffusivité thermique du matériau usiné  $\alpha_m$ ,
- la conductivité thermique du matériau usiné  $\lambda_m$ .

Les conditions de coupe utilisées pour la simulation sont reportées dans le tableau qui suit :

Test	$V_c$ (m/mn)	$f$ (mm/tr)	$a$ (mm)	$\gamma$ (°)
1	100	0,125	4	- 5
2	200			
3	400			
4	100	0,25		
5	200			
6	400			
7	100	0,5		
8	200			

Tableau III.1 : Données de simulation.

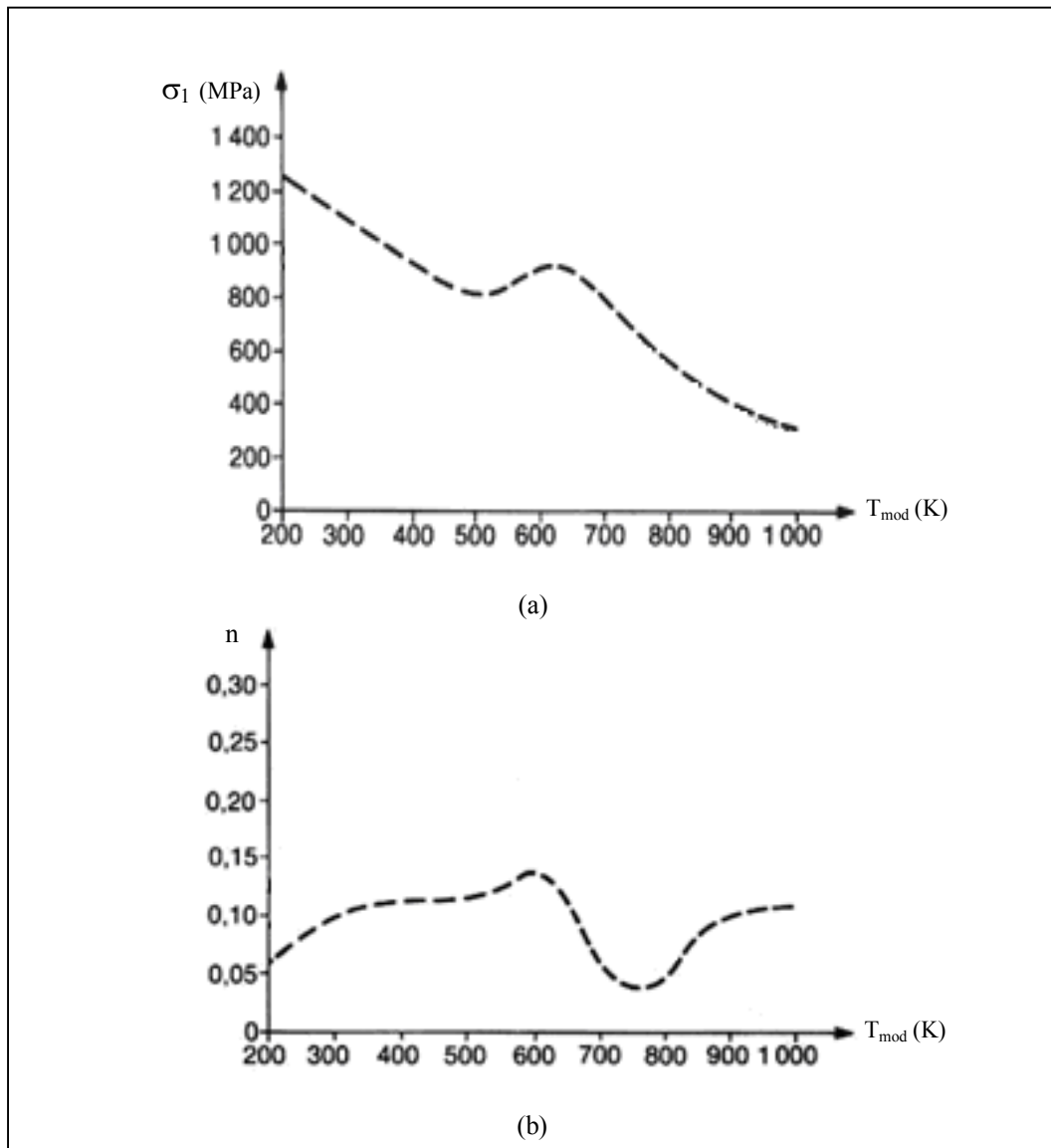
Ces tests sont pris de la référence [12] où les auteurs reportent des résultats expérimentaux relatifs aux efforts de coupe et à l'épaisseur du copeau.

Le matériau usiné dans les conditions d'une coupe orthogonale est un acier à 0,38 % de carbone (C40) dont les propriétés physiques et thermiques sont reportées dans le tableau III.2.

Masse volumique ( $\text{kg.m}^{-3}$ )	7860
Conductivité thermique ( $\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ )	$\lambda_m = 52,61 - 0.0298 T$
Chaleur spécifique ( $\text{J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$ )	$C_s = 420 + 0.504 T$
Diffusivité thermique ( $\text{m}^2.\text{s}^{-1}$ )	$\alpha_m = 1,1 \times 10^{-5}$

**Tableau III.2 :** Propriétés du matériau usiné [30].

La contrainte d'écoulement ( $\sigma_1$ ) et l'indice d'écrouissage ( $n$ ) du matériau usiné sont fonctions de la température et de la vitesse de déformation et sont présentés dans la figure qui suit [30].



**Figure III.1 :** Variation des paramètres de comportement du matériau usiné.

La figure qui suit illustre les différentes étapes de la démarche adoptée pour la simulation des modèles retenus.

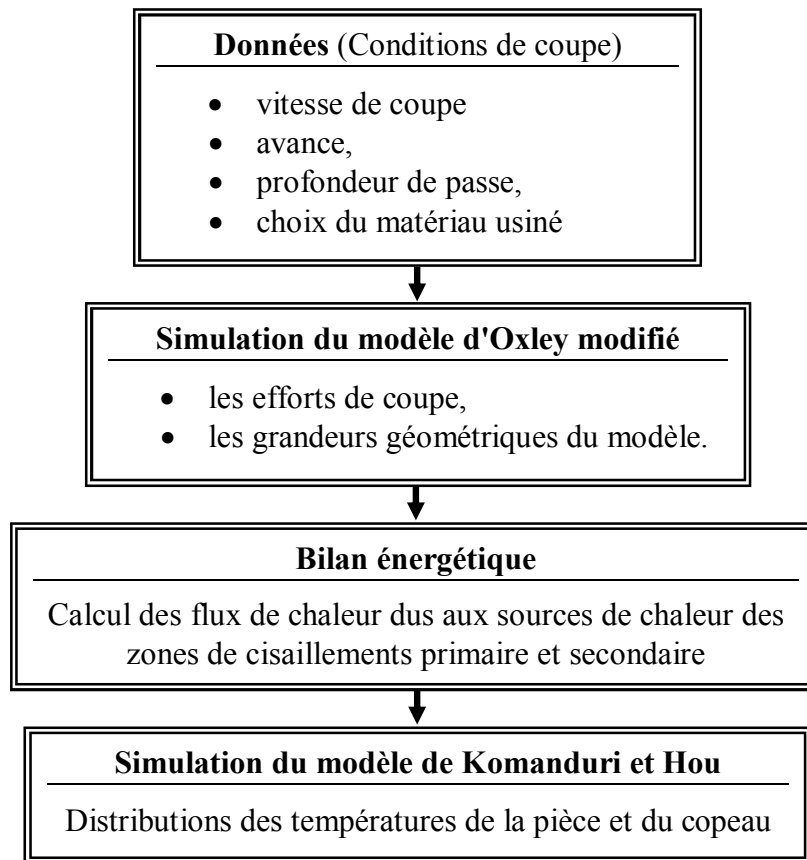


Figure III.2 : Représentation de la méthode globale de simulation.

### III.2. Simulation du modèle d'Oxley modifié :

Pour la détermination des inconnues nécessaires à la simulation du modèle analytique thermique de Komanduri et Hou telles que les efforts de coupe, l'angle de cisaillement primaire, l'épaisseur du copeau et la longueur du contact outil-copeau nous avons procédé à la simulation du modèle thermomécanique d'Oxley modifié.

La simulation directe du modèle d'Oxley dans sa version originale a révélé des erreurs de prédiction notamment pour l'effort d'avance ; ceci peut être dû essentiellement à l'hypothèse d'une distribution uniforme des contraintes à l'interface outil-copeau.

La considération d'une distribution trapézoïdale de la contrainte tangentielle à l'interface outil-copeau, exprimée par l'introduction d'un coefficient de correction ( $H_c$ ) (voir équation II.56), nous a permis d'obtenir des prédictions très satisfaisantes. Aussi, nous avons considéré une distribution triangulaire de la contrainte normale à l'interface outil-copeau (voir équation II.55).



Notons que les simulations ont été effectuées sous l'environnement Matlab 7.0.

### III.2.1. Validation du modèle d'Oxley modifié :

Dans un premier temps, nous allons reporter dans le tableau qui suit les résultats obtenus par simulation du modèle d'Oxley modifié.

Test	F <sub>c</sub> (N)	F <sub>a</sub> (N)	l (mm)	Y (mm)	φ (°)
1	1464	1250	0,42	0,77	15,9
2	1299	980	0,352	0,62	18,9
3	1225	849	0,315	0,542	20,9
4	2470	1841	0,693	1,215	19,2
5	2257	1477	0,588	1,00	22,2
6	2198	1361	0,553	0,931	23,4
7	4145	2531	1,09	1,831	23,7
8	3810	1984	0,946	1,556	26,7

**Tableau III.3 :** Résultats de la simulation du modèle d'Oxley modifié.

Nous nous sommes limités à présenter uniquement les efforts de coupe et les grandeurs géométriques car se sont les données d'entrée nécessaires à la simulation du modèle de Komanduri et Hou. À noter que le modèle d'Oxley peut fournir d'autres estimations comme les températures moyennes aux zones de cisaillement, les contraintes, les déformations et les vitesses de déformation, etc. Aussi dans la référence [12], les auteurs reportent les résultats expérimentaux relatifs aux efforts de coupe et à l'épaisseur du copeau.

Le tableau III.4 reporte les comparaisons entre les résultats de simulation et les résultats expérimentaux (fournis par la référence [12]) pour les efforts de coupe.

Test	Expérience F <sub>c</sub> (N)	Modèle modifié F <sub>c</sub> (N)	Ecart %	Expérience F <sub>a</sub> (N)	Modèle modifié F <sub>a</sub> (N)	Ecart %
1	1400	1464	4,57 %	1300	1250	-3,84 %
2	1300	1299	- 1 %	900	980	8,88 %
3	1200	1225	2,25 %	900	849	-5,66 %
4	2500	2470	- 1,2 %	1800	1841	2,27 %
5	2500	2257	- 9,72 %	1500	1477	-1,53 %
6	2200	2198	- 0,09 %	1300	1361	4,69 %
7	4500	4145	- 7,88 %	2500	2531	1,24 %
8	4200	3810	- 9,28 %	2000	1984	-0,8 %

**Tableau III.4 :** Comparaison simulation-expérimentation pour les efforts de coupe.

Le tableau III.5 reporte les comparaisons entre les résultats de simulation et les résultats expérimentaux pour l'épaisseur du copeau.

Test	Expérience l (mm)	Modèle modifié l (mm)	Ecart %
1	0,4	0,42	5 %
2	0,3	0,352	17 %
3	0,3	0,315	5 %
4	0,7	0,693	- 1 %
5	0,55	0,588	6,9 %
6	0,5	0,553	10,6%
7	1,1	1,09	- 0,9 %
8	0,9	0,946	5,1 %

Tableau III.5 : Comparaison simulation-expérimentation pour l'épaisseur du copeau.

Les figures qui suivent montre une confrontation des résultats de simulation et d'expérimentation respectivement pour les efforts de coupe tangentiel et d'avance.

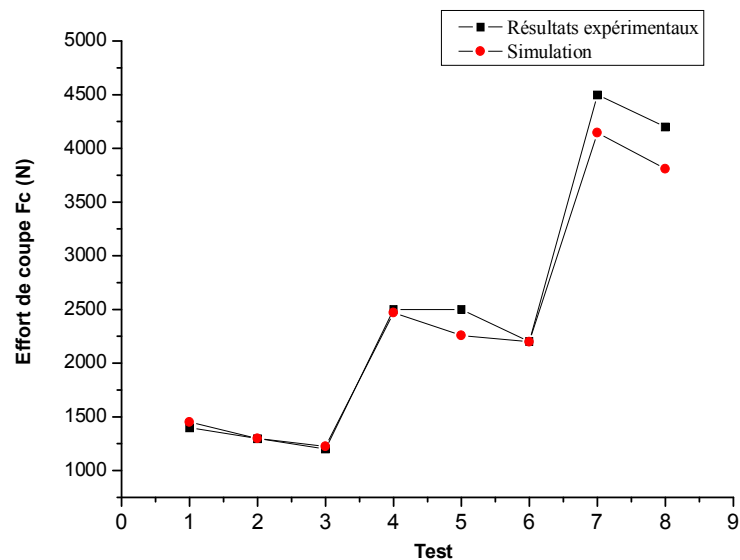
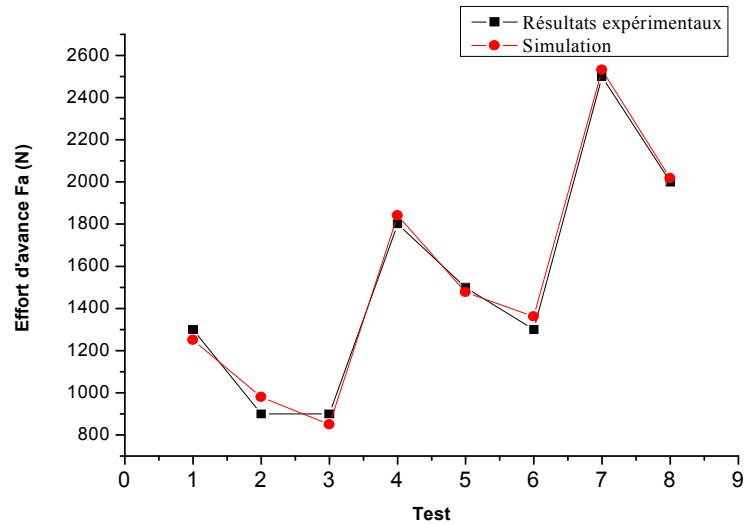


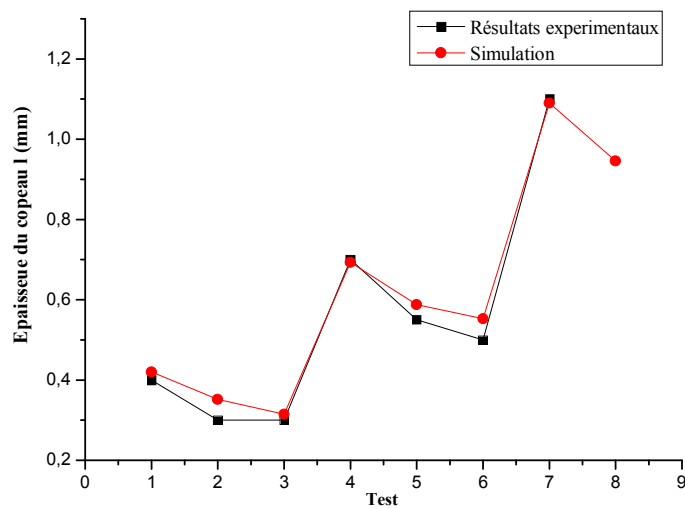
Figure III.3 : Confrontation simulation-expérimentation pour (F<sub>c</sub>).



**Figure III.4 :** Confrontation simulation-expérimentation pour ( $F_a$ ).

En dépit des erreurs de mesure qui peuvent avoir lieu sur les résultats expérimentaux (usure de l'outil de coupe par exemple), nous remarquons que le modèle d'Oxley modifié offre une bonne prédiction étant donné que les écarts moyens sont faibles ( $< 5\%$ ).

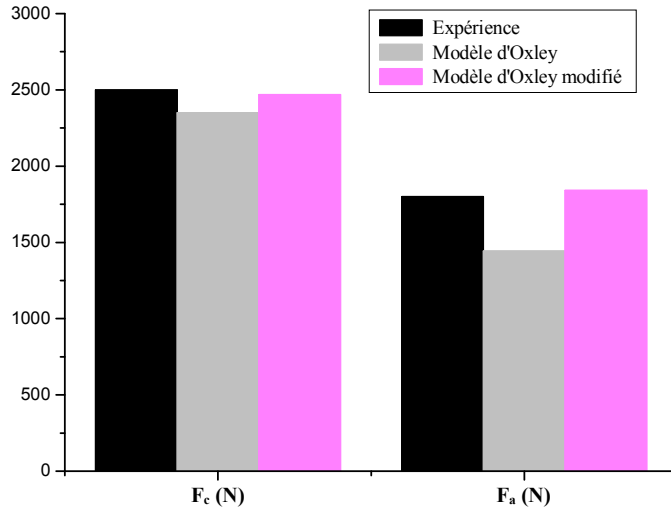
La figure qui suit donne une confrontation des épaisseurs du copeau obtenues respectivement selon le modèle d'Oxley modifié et par expérimentation.



**Figure III.5 :** Confrontation simulation-expérimentation pour ( $l$ ).

De même pour l'épaisseur du copeau, un écart moyen égal à  $6,43\%$  a été constaté.

Aussi, une confrontation a été effectuée (figure III.6) tout en considérant les résultats de simulation pour le modèle d'Oxley dans sa version originale, le modèle d'Oxley modifié et les résultats expérimentaux relatifs au test 4 ( $V_c = 100$  m/min,  $f = 0,25$  mm/tr et  $a = 4$  mm).

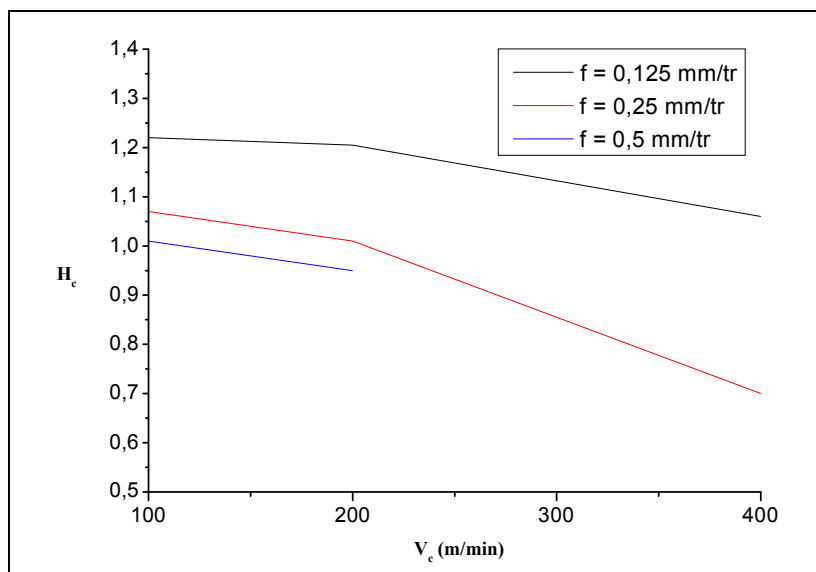


**Figure III.6 :** Comparaison modèles-expérimentation pour les efforts de coupe.

Nous remarquons que le modèle d'Oxley donne un écart important en matière d'estimation de l'effort d'avance ; ceci peut être expliqué par le fait que la répartition de la contrainte tangentielle à l'interface outil-copeau était supposée uniforme. Le modèle d'Oxley modifié tient compte d'une répartition plus réaliste (trapézoïdale) mais reste à connaître l'évolution du facteur de pondération ( $H_c$ ) reporté dans l'équation II-56.

### III.2.2. Evolution du coefficient de correction $H_c$ :

La figure III.7 montre les variations du coefficient de correction de la contrainte de cisaillement tangentielle à l'interface outil-copeau. On remarque que la valeur du coefficient, pour une vitesse fixée, augmente avec la diminution de l'avance ; par contre, pour une avance fixée, le coefficient de correction diminue avec l'augmentation de la vitesse de coupe.



**Figure III.7 :** Variation du coefficient de correction  $H_c$ .

Ces variations ont été déterminées en se référant aux valeurs expérimentales des efforts de coupe ; c'est-à-dire, on fait varier le coefficient ( $H_c$ ) de telle sorte que les valeurs des efforts de coupe obtenues par simulation se rapprochent ou coïncident avec les valeurs expérimentales.

### III.2.3. Influence de la loi de comportement :

Les erreurs de prédiction peuvent aussi avoir comme origine les approximations mathématiques que nous avons considérées pour la rhéologie du matériau usiné ; à savoir, la contrainte ( $\sigma_1$ ) et l'indice d'écoulement ( $n$ ). En simulation les courbes fournies par Oxley et reportées dans la figure III.1 ont été établies sous formes d'équations mathématiques par des interpolations et injectées dans le programme. Ainsi, il est préférable de disposer de lois de comportement formulées mathématiquement.

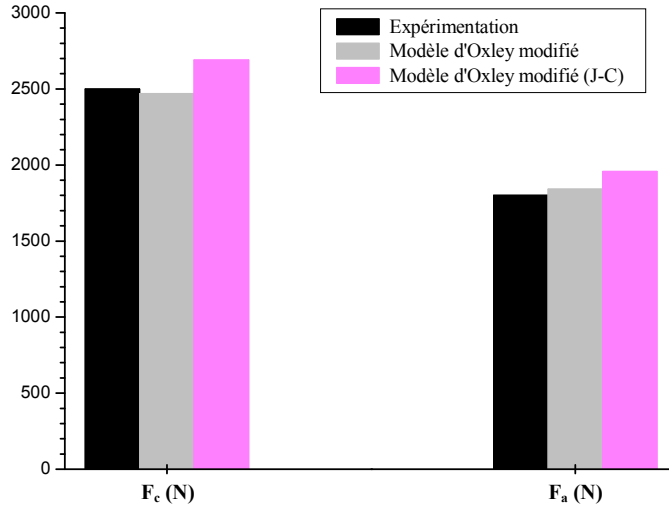
Afin de montrer l'influence de la loi de comportement sur la prédiction des efforts de coupe, nous avons comparé les résultats de notre simulation avec des résultats expérimentaux et les résultats d'une simulation utilisant la loi de comportement du matériau de type Johnson-Cook. Pour plus de détails sur cette loi rhéologique, le lecteur peut se référer au premier chapitre (paragraphe I.2.2).

Pour un acier à 0,38 % de carbone, les données nécessaires à la simulation sont reportées dans le tableau qui suit :

Conditions de coupe		Coefficients relatifs au matériau	
$V_c$ (m.min <sup>-1</sup> )	100	A (MPa)	553,1
$f$ (mm.tr <sup>-1</sup> )	0,25	B (MPa)	600,8
$a$ (mm)	4	C	0,0134
$\gamma$ (°)	-5	n	0,234
		m	1

**Tableau III.6 :** Données de simulation.

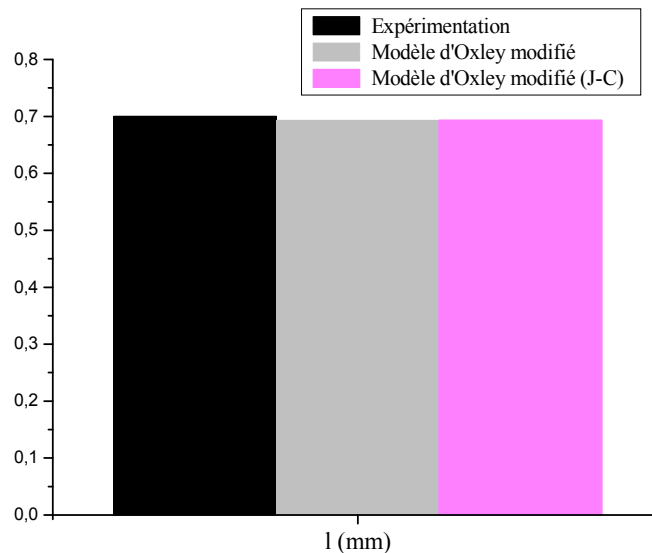
Les figures III.7 et III.8 montrent respectivement une comparaison entre les efforts de coupe obtenus selon le modèle d'Oxley modifié, le modèle d'Oxley modifié utilisant une loi rhéologique du matériau usiné de Johnson-Cook, et par expérimentation.



**Figure III.7 :** Confrontation des résultats pour les efforts de coupe.

On remarque une surestimation concernant la prédiction des efforts de coupe pour le modèle d'Oxley modifié utilisant une loi de comportement du matériau usiné de Johnson-Cook. Notons que la loi de Johnson-Cook offre un avantage en ce qui concerne la rapidité de prédiction vue sa formulation mathématique. Nous pouvons aussi corriger la surestimation des efforts de coupe en retouchant aux répartitions des contraintes tangentielle et normale à l'interface outil-copeau.

Pour la figure III.8, on constate qu'une très légère différence entre les résultats de simulation et d'expérimentation.



**Figure III.8 :** Confrontation des résultats pour l'épaisseur du copeau.

Les résultats obtenus suite à la simulation du modèle d'Oxley modifié vont nous permettre une détermination des distributions de température dans la zone de coupe à travers le modèle thermique de Komanduri et Hou.

### III.3. Simulation du modèle Komanduri et Hou :

Nous allons maintenant procéder à la simulation du modèle de Komanduri et Hou pour pouvoir schématiser les cartographies de température dans la pièce et le copeau et ce pour différentes conditions de coupe afin de mettre en évidence leur influence sur la température.

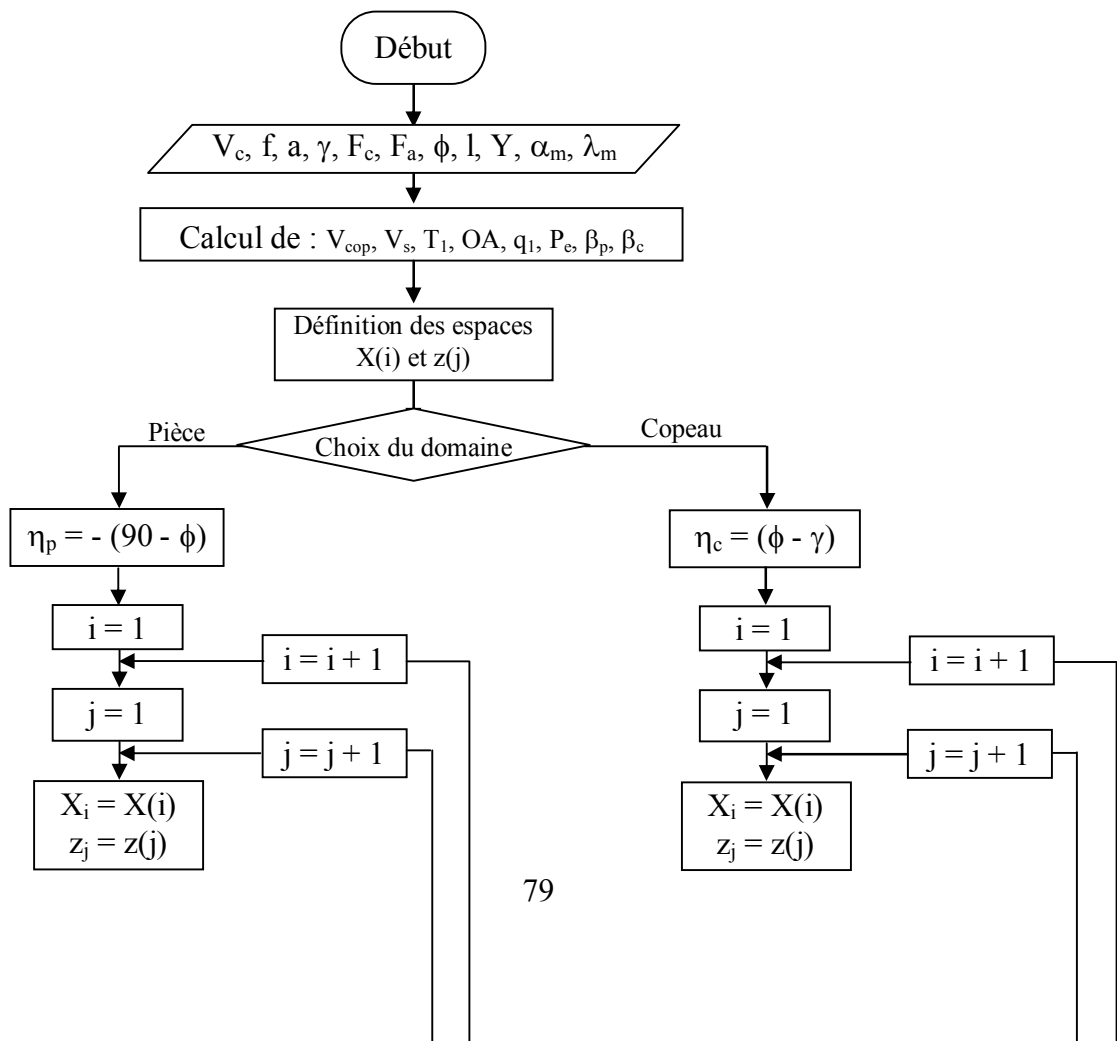
Rappelons que les paramètres d'entrée du modèle tels que :

- l'angle de cisaillement ( $\phi$ ) ;
- la vitesse du copeau ( $V_{cop}$ ) ;
- la vitesse du cisaillement ( $V_s$ ) ;
- les largeurs de bande des sources de chaleur primaire (OA) et secondaire (Y) ;
- les efforts : de coupe ( $F_c$ ), d'avance ( $F_a$ ), de cisaillement ( $T_1$ ), de frottement ( $T_2$ ) ;

sont déterminés à partir du modèle d'Oxley modifié pour permettre, par la suite, de calcul des flux de chaleur et les tracés des cartographies de température dans la zone de coupe. Ces dernières sont relatives aux distributions de température dues :

- ✓ à la source de chaleur de la zone de cisaillements primaire dans la pièce,
- ✓ aux sources de chaleur des zones de cisaillements primaire et secondaire pour le copeau.

Les organigrammes qui traduisent les programmes pour la détermination des distributions de température dans la pièce et le copeau sont schématisés par les figures III.9 et III.10.



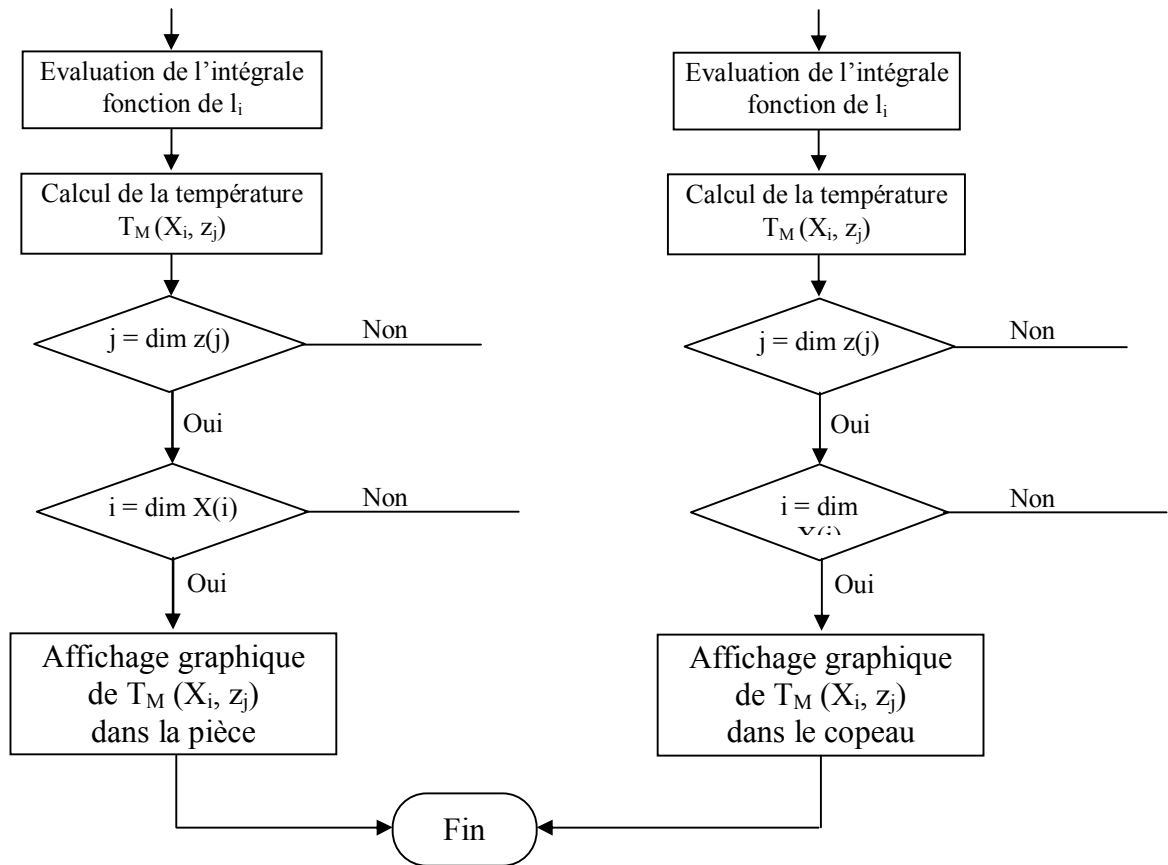
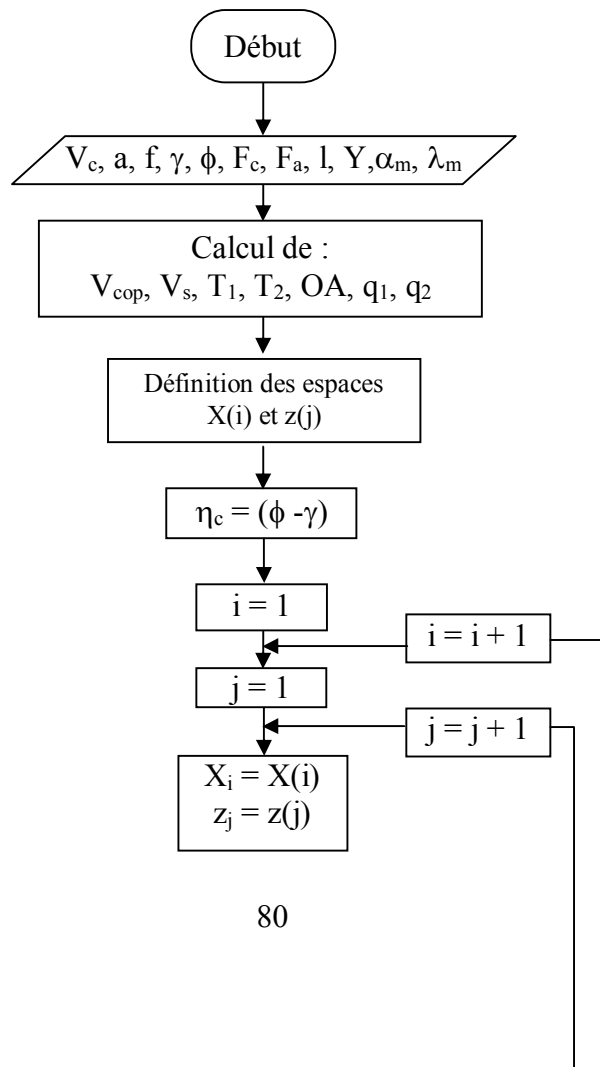
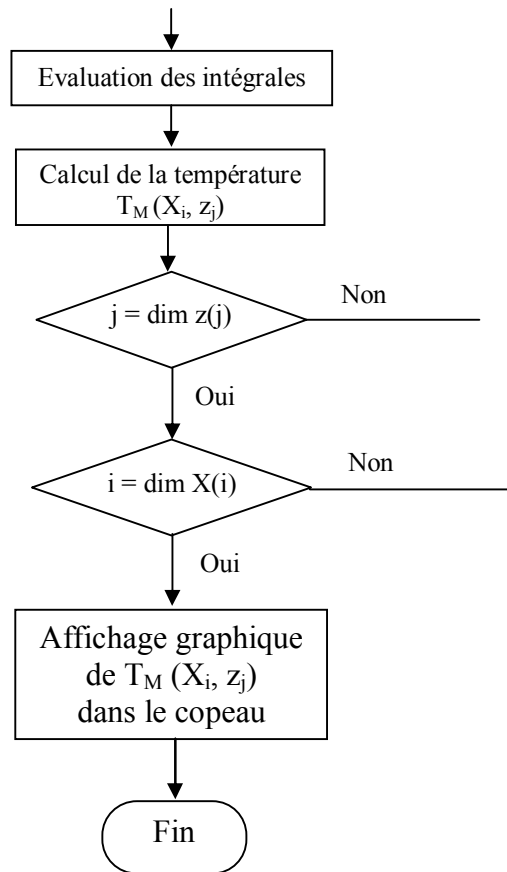


Figure III.9 : Organigramme de détermination des cartographies dans la zone primaire.







**Figure III.10 :** Organigramme de détermination des cartographies de température dans le copeau.

Dans le paragraphe qui suit, nous allons présenter les cartographies de température.

### III.3.1. Cartographies de température dues à la source de chaleur primaire :

Les figures III.11, III.12 et III.13 reportent les distributions de température dans la pièce due à la zone de cisaillement primaire pour différentes vitesses de coupe et une avance fixée.

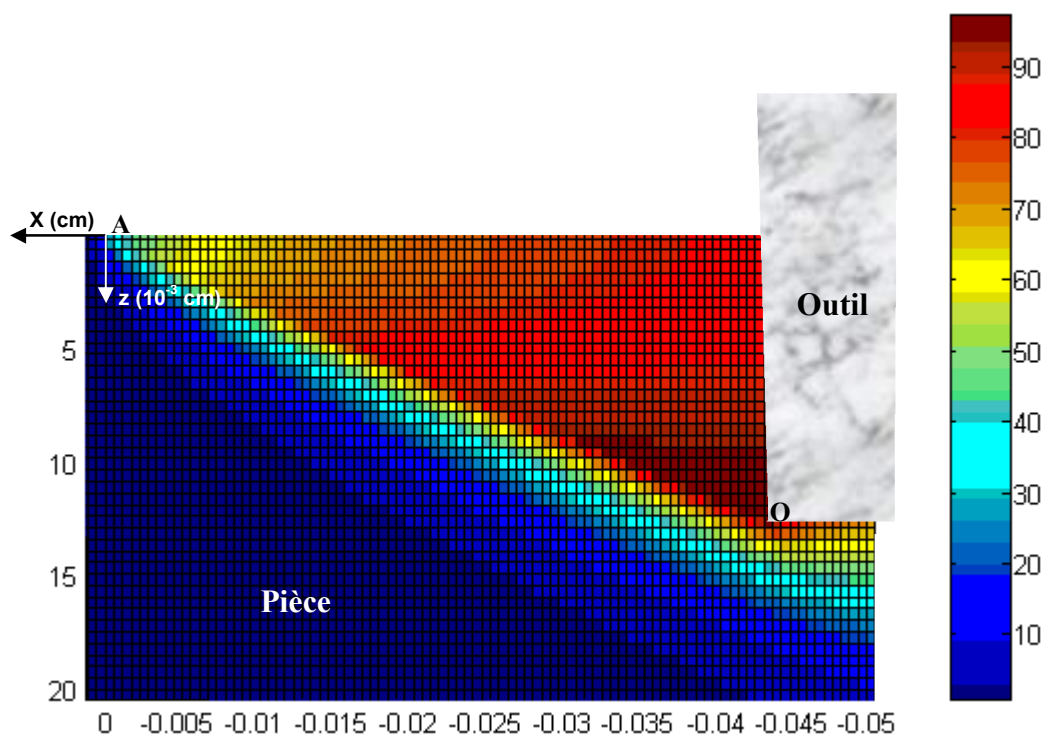


Figure III.11 : Distribution de la température dans la pièce pour  $V_c = 100$  m/min et  $f = 0,125$  mm/tr.

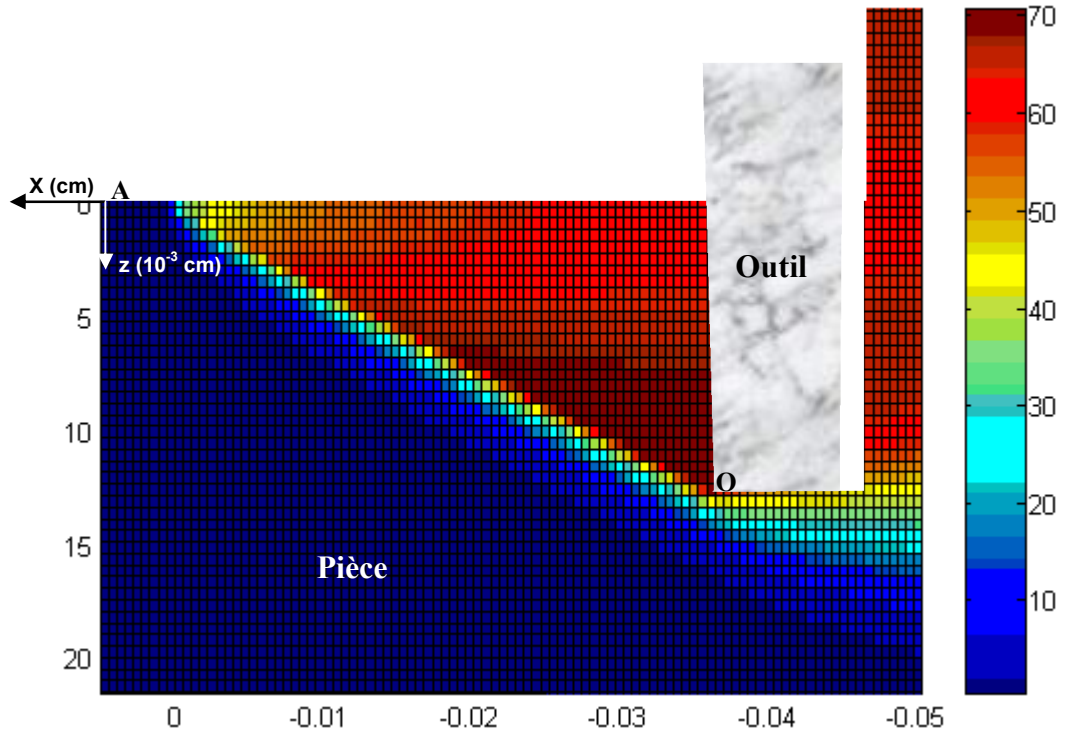


Figure III.12 : Distribution de la température dans la pièce pour  $V_c = 200$  m/min et  $f = 0,125$  mm/tr.

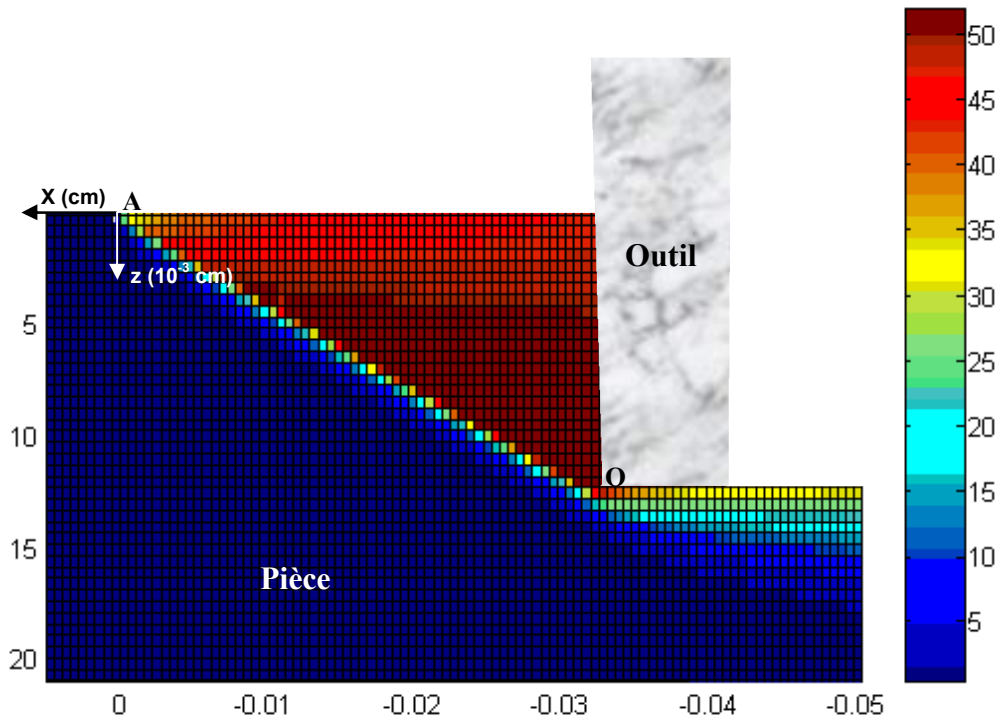


Figure III.13 : Distribution de la température dans la pièce pour  $V_c = 400$  m/min et  $f = 0,125$  mm/tr.

Pour les figures ci-dessus, les vitesses de coupe sont respectivement de 100, 200 et 400 m/min ; l'avance est maintenue fixe et égale à 0,125 mm/tr. D'après ces figures, l'augmentation de la vitesse de coupe entraîne un abaissement de la température maximale dans la pièce. Alors, il est maintenant intéressant de voir la distribution de température dans le copeau dans les mêmes conditions de coupe.

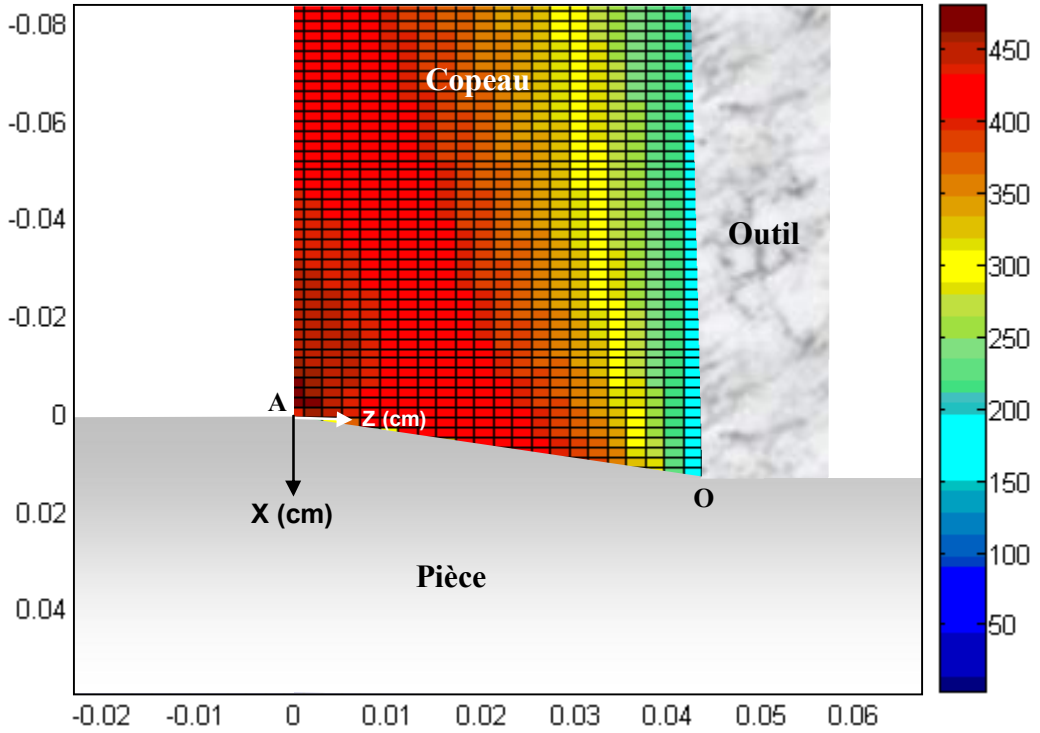


Figure III.14 : Distribution de la température dans le copeau pour  $v_c = 100$  m/min et  $f = 0,125$  mm/tr.

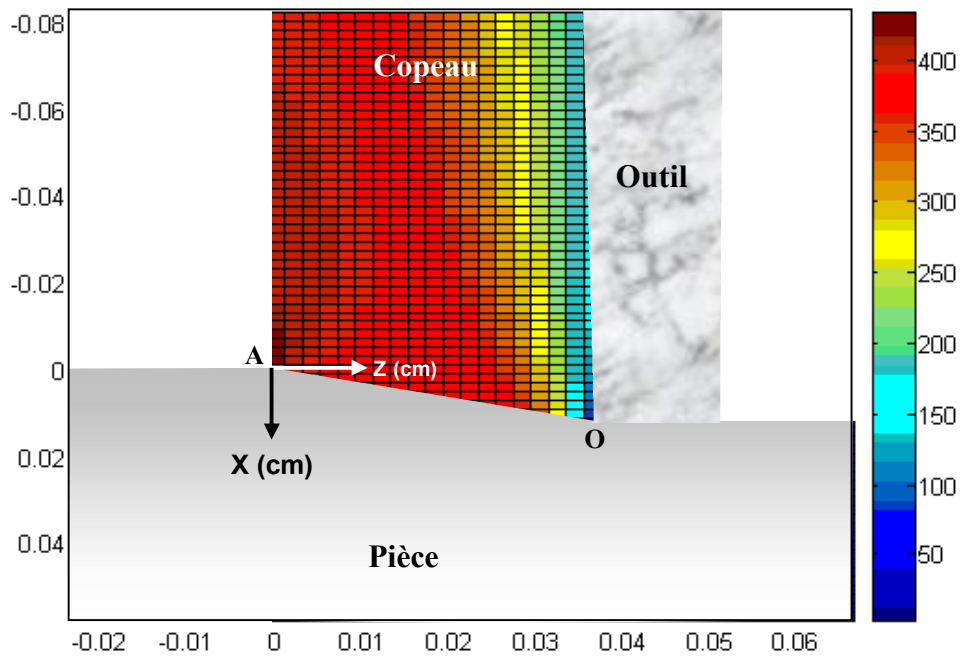
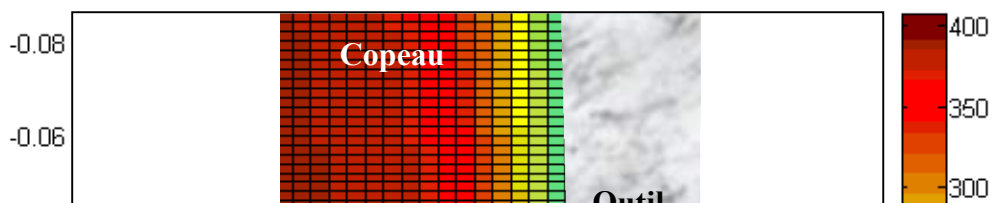


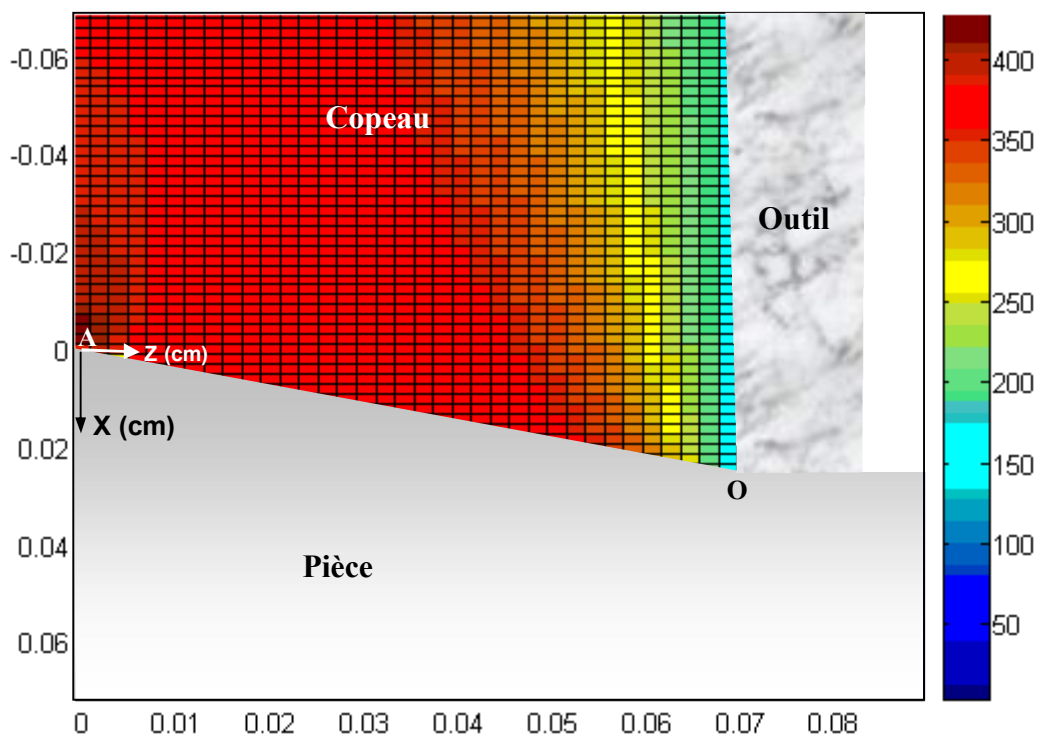
Figure III.15 : Distribution de la température dans le copeau pour  $V_c = 200$  m/min et  $f = 0,125$  mm/tr.



**Figure III.16 :** Distribution de la température dans le copeau pour  $V_c = 400$  m/min et  $f = 0,125$  mm/tr.

Nous remarquons que pour une augmentation de la vitesse de coupe, la température maximale dans le copeau due à la zone de cisaillement primaire baisse légèrement ; par contre, la température moyenne dans le copeau augmente. Ainsi, nous pouvons retenir que lorsque la vitesse de coupe augmente, pour une avance et une profondeur de passe fixe, la chaleur dissipée dans l'outil devient importante.

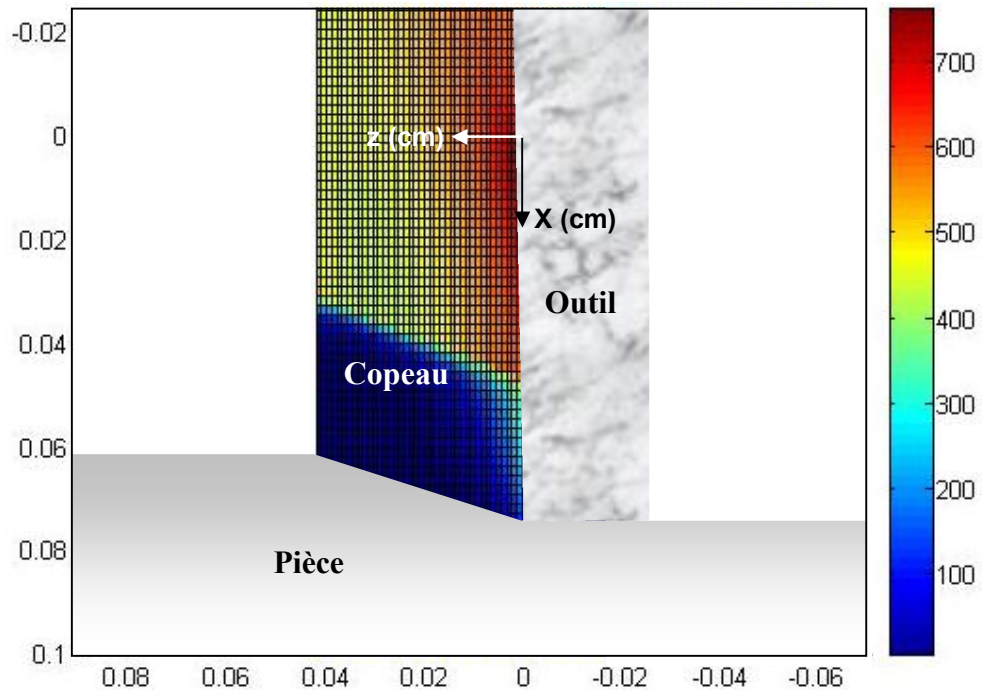
La figure III.17 montre la cartographie de température dans le copeau due à la zone de cisaillement primaire pour une vitesse de coupe de 100 m/min et une avance de 0,25 mm/tr.



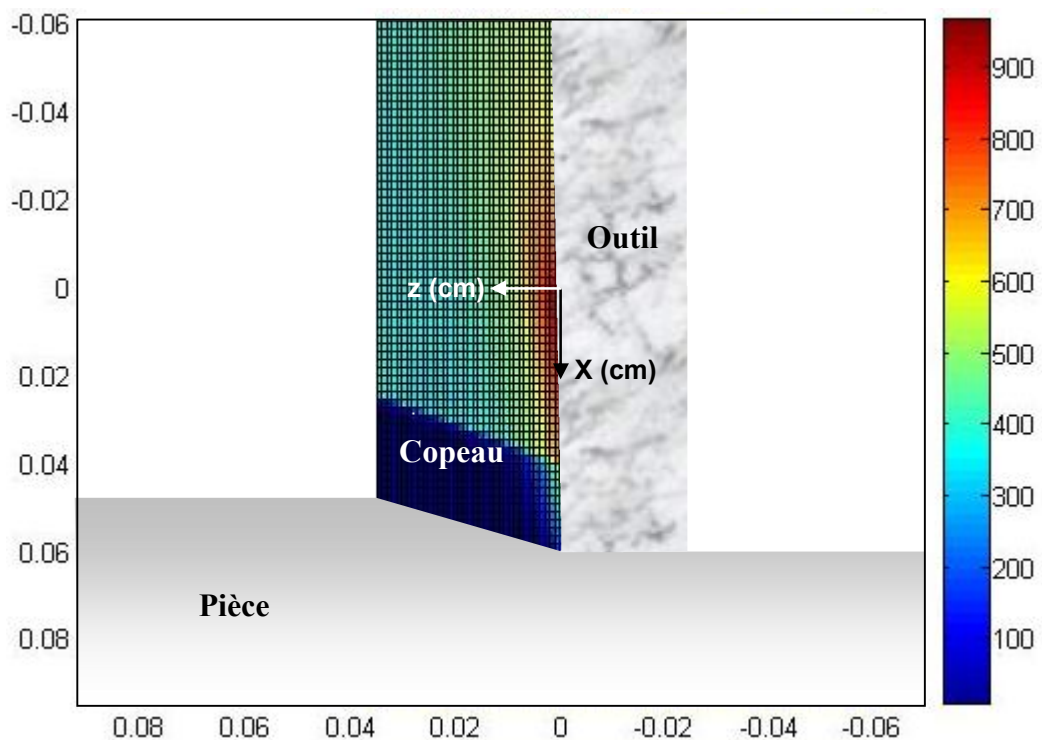
**Figure III.17 :** Distribution de la température dans le copeau pour  $V_c = 100$  m/min et  $f = 0,25$  mm/tr.

Relativement à la figure III.14, l'effet du changement de l'avance sur la température est moins important par rapport à la vitesse de coupe.

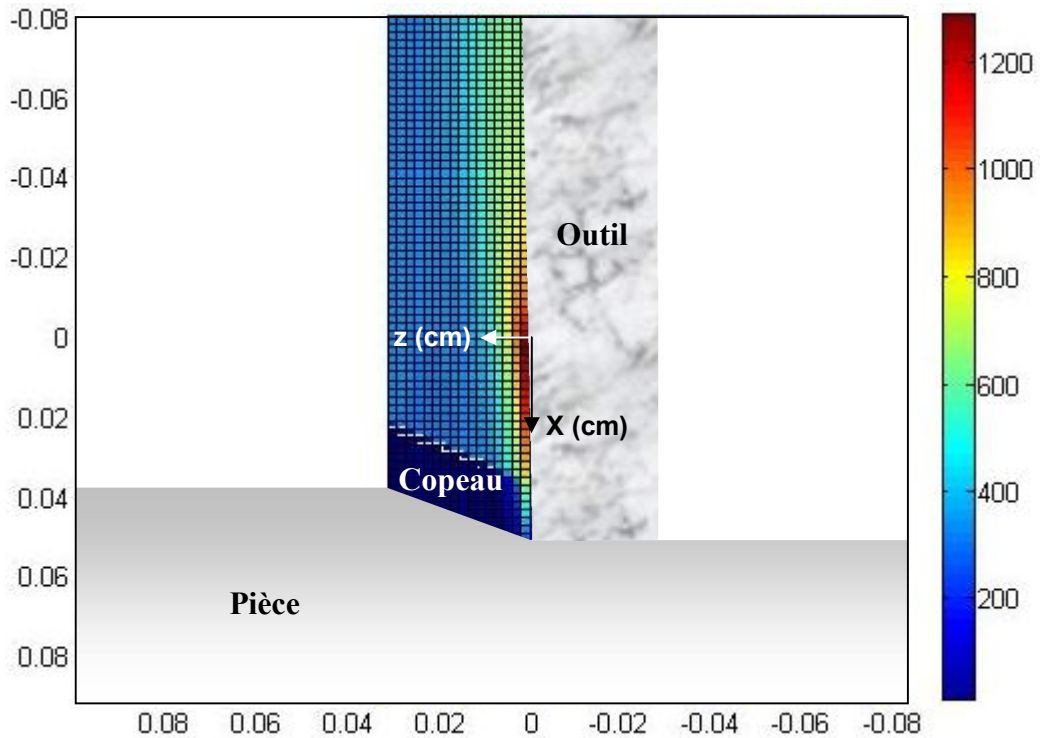
### III.3.2. Cartographies de températures dues aux sources primaire et secondaire :



**Figure III.18 :** Distribution de la température dans le copeau pour  $V_c = 100$  m/min et  $f = 0,125$  mm/tr.



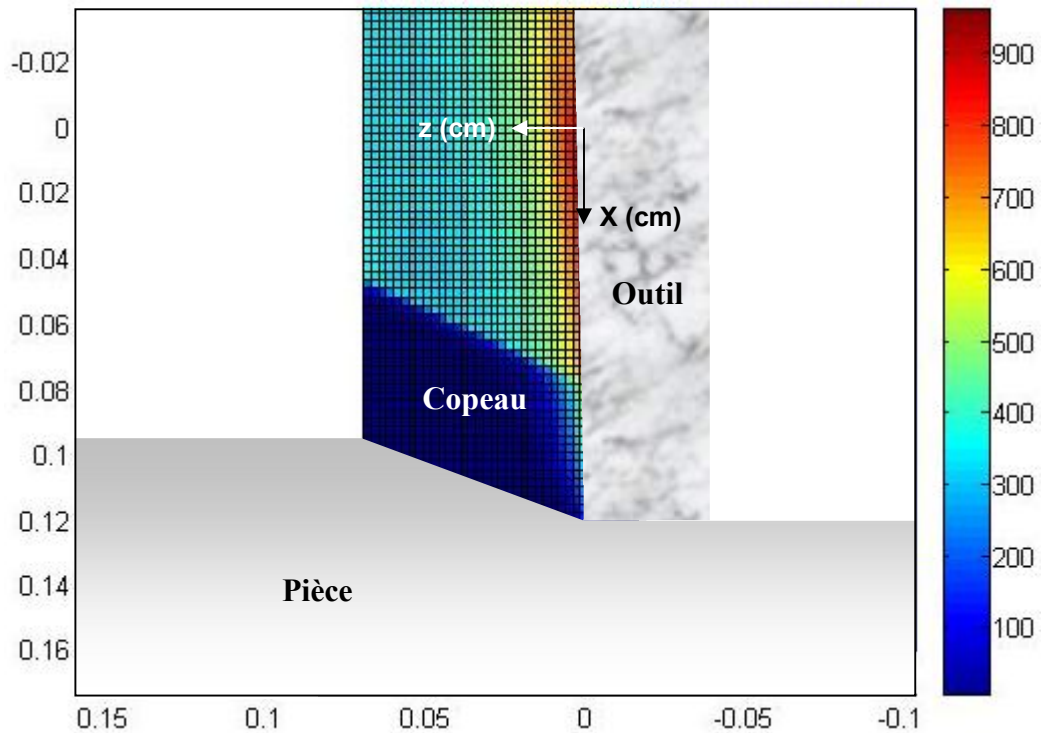
**Figure III.19 :** Distribution de la température dans le copeau pour  $V_c = 200$  m/min et  $f = 0,125$  mm/tr.



**Figure III.20 :** Distribution de la température du copeau pour  $V_c = 400$  m/min et  $f = 0,125$  mm/tr.

Les figures III.18, III.19 et III.20 présentées ci-dessus montrent les cartographies de température dans le copeau dues aux effets combinés des sources de chaleur des zones primaire et secondaire. Nous remarquons que la température maximale atteint des valeurs importantes avec l'augmentation de la vitesse de coupe, et ce pour une avance et une profondeur de passe fixes.

La figure III.21 montre la distribution de la température dans le copeau pour une vitesse de coupe de 100 m/min et une avance de 0,25 mm/tr. Relativement à la figure III.18, la température maximale a augmenté légèrement avec l'augmentation de l'avance pour une vitesse de coupe et une profondeur de passe fixées.



**Figure III.21** : Distribution de la température dans le copeau pour  $V_c = 100$  m/min et  $f = 0,25$  mm/tr.

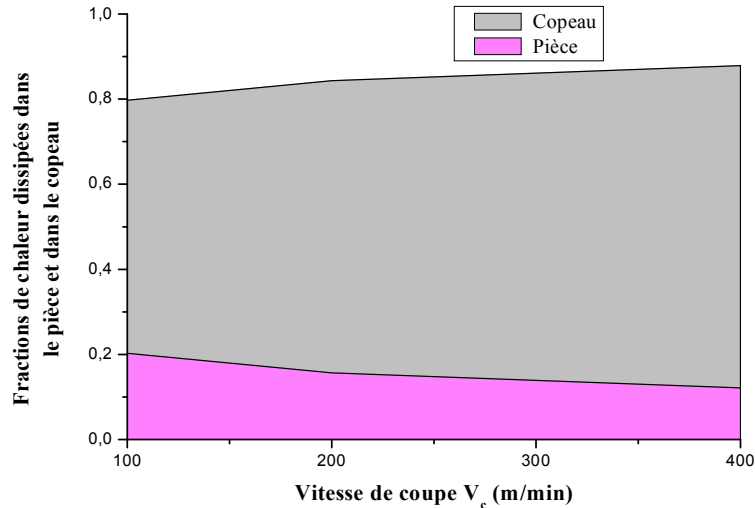
### III.3.3. Interprétation des résultats :

Pour mettre en évidence la répartition de la chaleur due à la zone de cisaillement primaire, le tableau qui suit reporte la variation du nombre de Peclet et les fractions de chaleur dissipées respectivement dans la pièce et dans le copeau.

$V_c$ (m/min)	$P_e$	$\beta_p$	$\beta_c$
100	18,93	0,2028	0,7972
200	37,87	0,1568	0,8432
400	75,85	0,1213	0,8787

**Tableau III.7** : Variation de  $P_e$ ,  $\beta_p$ ,  $\beta_c$  en fonction de la vitesse de coupe (pour  $f = 0,125$  mm).

On remarque que le nombre de Peclet augmente avec l'augmentation de la vitesse de coupe. Il traduit la compétition entre les deux modes de transfert de chaleur ; à savoir, le transport et la diffusion. L'augmentation de la vitesse de coupe favorise l'évacuation de la chaleur par le copeau ; le nombre de Peclet étant proportionnel à la vitesse de coupe donc le transport de chaleur devient prépondérant et, par conséquent, la chaleur créée par la zone de cisaillement primaire est plus évacuée par le copeau. Cette situation est illustrée par la figure qui suit.



**Figure III.22 :** Fractions de chaleur dissipées dans la pièce et dans le copeau.

Pour une vitesse de coupe fixée et quand l'avance augmente, la section du copeau augmente et par conséquent une baisse de la température dans le copeau est remarquée. Ceci peut être expliqué par le fait qu'en dépit de l'augmentation de la fraction de chaleur dissipée dans le copeau suite à l'augmentation de l'avance, le volume échauffé est plus grand.

Pour les effets combinés des sources de chaleur dans les zones primaire et secondaire, on remarque que l'augmentation de la vitesse de coupe entraîne une augmentation de la température maximale due principalement à la zone de cisaillement secondaire. La considération de l'effet de la zone de cisaillement secondaire nous a permis de dégager que :

- pour une vitesse de 100 m/min, la température maximale dans le copeau passe de 475 °C à 750 °C ;
- pour une vitesse de coupe de 200 m/min, la température maximale dans le copeau passe de 430 °C à 950 °C (plus que le double);
- pour une vitesse de coupe de 400 m/min, la température maximale dans le copeau passe de 410 °C à 1250 °C (la température maximale a triplée).

Donc, plus la vitesse de coupe augmente plus l'effet du cisaillement secondaire devient à son tour important sur l'augmentation de la température.

Pour une vitesse de coupe fixée, la température maximale due aux effets combinés des sources de chaleur a augmenté légèrement suite à l'augmentation de l'avance. Malgré, l'augmentation de la section du copeau qui conduit à une baisse de la température due à l'effet du cisaillement primaire, le cisaillement secondaire reste dominant.

Pour les phénomènes énergétiques, l'augmentation de la vitesse de coupe conduit à une diminution des efforts de coupe. Cette diminution est la conséquence de l'abaissement de la



contrainte d'écoulement du matériau usiné suite à l'augmentation de la température. Par contre, les efforts de coupe augmentent avec l'augmentation de l'avance car la section du copeau croît ; l'augmentation de cette dernière permet à son tour une augmentation de la température maximale et ce pour une vitesse de coupe fixée.

---

---

# Conclusion générale

---

---

L'objectif principal de ce travail concerne l'analyse des phénomènes énergétiques et thermiques mis en jeu lors d'un usinage orthogonal. À noter que la coupe des métaux est un processus thermomécanique fortement couplé dans lequel les déformations plastiques et les effets thermiques jouent un grand rôle. Ainsi, différentes approches : mécanique, thermique et thermomécanique ont été utilisées pour développer des modélisations du processus de coupe et comprendre ainsi les phénomènes associés.

Après une analyse des différentes modélisations du processus de coupe, nous avons retenu le modèle d'Oxley qui est très référencié dans la bibliographie et qui reste un modèle d'actualité malgré que certaines hypothèses faites par l'auteur sont incohérentes avec les constatations expérimentales. Par exemple, la distribution des contraintes normale et tangentielle est supposée uniforme à l'interface outil-copeau ; or, des mesures expérimentales ont montré que la tendance peut être approchée par une loi puissance décroissante pour la contrainte normale tandis que la contrainte tangentielle est uniforme dans la zone de cisaillement secondaire et décroissante dans la zone de glissement du copeau sur la face de coupe. Le bilan des moments exprimé à la pointe de l'outil et relatif aux efforts appliqués aux zones de cisaillements primaire et secondaire permet d'établir une nouvelle équation de la longueur de contact outil-copeau.

Après que ces modifications ont été intégrées dans les équations qui régissent le modèle d'Oxley, les résultats de simulation montre une bonne concordance avec ceux obtenus expérimentalement par d'autres chercheurs ; l'erreur sur l'estimation des efforts de coupe est inférieure à 10 %. Rappelons que le modèle d'Oxley permet d'estimer, entre d'autres variables, les efforts de coupe et les grandeurs géométriques telles que l'épaisseur du copeau et sa longueur de contact avec l'outil à partir des conditions de coupe et des propriétés rhéologiques du matériau usiné. De plus, cette modélisation nous permet de déterminer seulement les températures moyennes et non pas les distributions de la température obtenue jusqu'à présent seulement par les approches numériques. Pour cela, le modèle modifié a été associé au modèle thermique de Komanduri et Hou qui considèrent les zones de déformation plastique et de frottement comme étant des sources de chaleur mobiles réelles se déplaçant obliquement dans un milieu semi infini et ayant comme symétriques des sources de chaleur imaginaires. Une fois que les termes sources sont calculés, nous les injectons dans le modèle de Komanduri et Hou ; ce dernier a été simulé sous l'environnement Matlab pour représenter les distributions de la température dans la pièce et dans le copeau sous des conditions

d'usinage fixées. Les résultats obtenus sont très prometteurs en matière de prédiction des efforts de coupe et de la distribution de la température dans la zone de coupe.

*Perspectives :*

Comme complément à ce travail, il est préférable d'utiliser, d'une part, une rhéologie du matériau pouvant être exprimée mathématiquement et, d'autre part, une répartition plus précise des contraintes à l'interface outil-copeau. Pour l'analyse thermique, nous pouvons aussi considérer une troisième source de chaleur située à la zone de frottement de la face en dépouille de l'outil sur la surface usinée. Dans le modèle de Komanduri et Hou, il faut prendre en compte la variation des propriétés thermiques du matériau usiné avec la température. Les transferts de chaleur dans l'outil restent à modéliser ; la particularité de cet élément est que sa géométrie est complexe, sa conception met en jeu l'insertion de plusieurs parties pour maintenir correctement la plaquette et les propriétés thermomécaniques ne sont pas fournies en général par les fabricants.

Enfin, ce travail peut être généralisé d'une part à une configuration de coupe oblique, et, d'autre part, à d'autres procédés d'usinage tels que le fraisage et le perçage.

---

---

# Bibliographie

---

---

---

## Thèses

- [1] **R. Laheurte**, "Application de la théorie du second gradient à la coupe des matériaux", Thèse de Doctorat, Université Bordeaux I, 2004.
- [2] **N. Ranc**, "Etude des champs de température et de déformation dans les matériaux métalliques sollicités à de grandes vitesses de déformation", Thèse de Doctorat, Université Paris X - Nanterre, 2004.
- [3] **G. List**, "Etude des mécanismes d'endommagement des outils carbure WC-Co par la caractérisation de l'interface outil-copeau : Application à l'usinage à sec de l'alliage d'aluminium aéronautique AA2024 T351", Thèse de Doctorat, Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers de Bordeaux, 2004.
- [4] **P. Lesteriez**, "Modélisation numérique du couplage thermomécanique-endommagement en transformations finies. Application à la mise en forme", Thèse de Doctorat, Université de Technologie de Troyes, 2003.
- [5] **L. Puigsegur**, "Caractérisation thermique d'un procédé d'usinage par tournage : Approche analytique et par identification de systèmes non entiers", Thèse de Doctorat, Université Bordeaux I, 2002.
- [6] **C. Blais**, "Contributions à l'amélioration de l'usinabilité de pièces fabriquées par métallurgie des poudres", Thèse de Doctorat, Ecole Polytechnique de Montréal, 2000.
- [7] **D. Toulouse**, "Contribution à la modélisation et à la métrologie de la coupe dans le cas d'un usinage tridimensionnel", Thèse de Doctorat, Université de Bordeaux, 1998.
- [8] **O. Pantale**, "Modélisation et simulation tridimensionnelles de la coupe des métaux", Thèse de Doctorat, Université Bordeaux I, 1996.
- [9] **P. Joyot**, "Modélisation numérique et expérimentale de l'enlèvement de matière - Application à la coupe orthogonale", Thèse de Doctorat, Université Bordeaux I, 1994.
- [10] **P. Gilormini**, "Contribution à la modélisation de la formation du copeau en usinage des métaux", Thèse de Doctorat, Ecole des Mines Paris, 1982.

## Articles

- [11] **Y. Karpat & T. Ozel**, "Predictive analytical and thermal process—Part I: Predictions of tool forces, stresses, and temperature distributions", *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 128, pp. 435-444, 2006.
- [12] **T. Ozel & E. Zeren**, "A methodology to determine work material flow stress and tool-

- chip interfacial friction properties by using analysis of machining", *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 128, February 2006.
- [13] **Y. Karpap, E. Zeren & T. Ozel**, "Work piece material model based predictions for machining processes", *Transactions of NAMRI/SME*, Vol. 33, pp. 413-420, 2005.
- [14] **T. Ozel & E. Zeren**, "Estimation of work material flow stress and tool-chip interfacial friction by inverse computation of modified Oxley's model of machining", Site: [www.rci.rutgers.edu](http://www.rci.rutgers.edu), 2003.
- [15] **R. Komanduri & Z. B. Hou**, "Thermal modeling of the metal cutting process: Part I Temperature rise distribution due to shear plane heat source", *International Journal of Mechanical Sciences* 42 (Pergamon), pp. 1715-1752, 2000.
- [16] **R. Komanduri & Z. B. Hou**, "Thermal modeling of the metal cutting process: Part II Temperature rise distribution due to frictional heat source at the tool-chip interface", *International Journal of Mechanical Sciences* 43 (Pergamon), pp. 57-88, 2001.
- [17] **R. Komanduri & Z. B. Hou**, "Thermal modeling of the metal cutting process: Part III Temperature rise distribution due to the combined effects of shear plane heat source and the tool-chip interface frictional heat source", *International Journal of Mechanical Sciences* 43 (Pergamon), pp. 89-107, 2002.
- [18] **N. A. Abukhshim**, "Heat generation and temperature prediction in metal cutting: A review and implications for high speed machining", *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 1-19, 2005.
- [19] **N. Tounsi & al.**, "From the basic mechanics of orthogonal metal cutting toward the identification of the constitutive equation", *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 42, pp. 1373-1383, 2002.
- [20] **O. Cahuc & al.**, "Evaluation de l'énergie mise en jeu et du comportement des outils de coupe en usinage", *Laboratoire de Mécanique et Physique, UMR CNRS 5469/CM09/015, Matériaux* 2002.
- [21] **C. Jaspers & J. H. Dautzenberg**, "Material behavior in conditions similar to metal cutting: flow stress in the primary shear zone", 122, pp. 322-330, 2002.
- [22] **G. Poulachan & al.**, "Comportement, propriétés, et usinabilité des aciers durcis", *Matériaux* 2002.
- [23] **P. J. Arrazola & al.**, "Simulation numérique de la coupe : Effets des paramètres rhéologiques", XV<sup>ème</sup> Congrès Français de Mécanique, pp. 147-151, 2001.

- [24] **J. L. Bacaria & al.**, "2D and 3D numerical models of metal cutting with damage effects", European Congress on Computational Methods in Applied and Engineering, Barcelona, September, 2000.
- [25] **A. Moufki & al.**, "Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law", Journal of Mechanical Physic Solids, Vol. 46, No. 10, pp. 2103-2138, Pergamon, 1998.
- [26] **D. Dudzinski & A. Molinari**, "A modelling of cutting for viscoplastic material", Int. Journal of Mechanical Sciences, 39 (4), pp. 369-389, 1997.
- [27] **K. Haddouche**, "Etude des modèles d'un processus d'usinage en vue de son optimisation", Mémoire de D. E. A. - Université Bordeaux I, 1991.
- [28] **G. Boothroyd, W. A. Knight**, "Fundamentals of machining and machine tools", 1989.
- [29] **P. Gilormini**, "Modélisation de la coupe des métaux", Techniques de l'Ingénieur, traité Génie mécanique, B 7041 / 1-12.
- [30] **G. Murry**, "Aciers. Généralités ", Techniques de l'Ingénieur, traité Matériaux métalliques, M 300 / 1-30.
- [31] **P. L. B. OXLEY**, "Modeling machining processes with a view to their optimization and to the adaptive control metal of cutting machine tools", Robotics & Computer-Integrated Manufacturing, Vol. 4, No. 1/2, pp. 103-119, 1988.
- [32] **P. Dewhurst**, "On the non-uniqueness of the machining process", Proceedings of the Royal Society of London (GB), A 360, pp. 587-610, London, 1978.
- [33] **A. O. Tay & al.**, "Using the finite element method to determine temperature distribution in orthogonal machining", Institution of the Mechanical Engineers, pp. 627-638, 1974.
- [34] **H. Kudo**, "Some new slip line solutions for two dimensional steady state machining", International Journal of Mechanical Science (Pergamon), 7, pp. 43-55, Oxford, 1965.
- [35] **G. Boothroyd**, "Temperatures in orthogonal metal cutting", Institution of the Mechanical Engineers, G. I. London, pp. 789-802, 1963.
- [36] **P. Albrecht**, "New developments in the theory of metal cutting process. Part I: The ploughing process in metal cutting." Journal of Engineering for Industry, Vol. 82, N° 1, pp. 348-358, 1960.
- [37] **E. H. Lee & B. W. Shaffer**, "The theory of plasticity applied to the problem of machining", Journal of Applied Mechanics ASME, 18, pp. 405-413, New York, 1951.
- [38] **M. E. Merchant**, "Mechanics of the metal cutting process. I- Orthogonal cutting and a type 2 chip", Journal of Applied Physics (USA), 16, pp. 267-275, American Institute of Physics, New York, 1945.



