



**RÉPUBLIQUE ALGÉRIENNE DÉMOCRATIQUE ET POPULAIRE**  
**MINISTÈRE DE L'ENSEIGNEMENT SUPÉRIEUR ET DE LA**  
**RECHERCHE SCIENTIFIQUE**



## **UNIVERSITÉ IBN-KHALDOUN DE TIARET**

**FACULTÉ DES SCIENCES APPLIQUÉES**  
**DÉPARTEMENT DE GENIE MECANIQUE**

# **MEMOIRE DE FIN D'ETUDE**

**Pour l'obtention du diplôme de Master**

**Domaine : Sciences et Technologie**

**Filière : Génie Mécanique**

**Parcours : Master**

**Option : Énergétique**

## **THÈME :**

**Élaboration d'un programme en Matlab pour le calcul de distribution de température des sources de chaleur dans la zone de coupe**

**Préparé par : AZIZI GHALI**

**Devant le Jury :**

<b>Nom et prénoms</b>	<b>Grade</b>	<b>Lieu d'exercice</b>	<b>Qualité</b>
CHAIB Khaled	MCA	UIK Tiaret	Président
ATHMANI Houari	MAA	UIK Tiaret	Examineur
KARAS Abdelkader	MCA	UIK Tiaret	Encadreur

**Année Universitaire 2018/2019**

## *Remerciements*

---

*Avant tout, je remercie ALLAH d'avoir guider mes pas  
sur le bon chemin.*

J'exprime ma profonde gratitude au Dr. **KARAS Abdelkader**, Maître de conférences à l'Université de Tiaret, pour la patience et l'aide qu'il m'a accordé en tant qu'encadreur et pour la qualité scientifique du travail qu'il a proposé.

Je remercie grandement les membres de juré de m'avoir fait le plaisir de présider et examiner ce modeste travail

Que mes amis soient aussi récompensés par des grands mercis, pour m'avoir apporté leur soutien et la chaleur humaine dont j'avais tant besoin.

Et par-delà de tous mes remerciements, un grand merci à ma sœur **Khalida**, qui m'a beaucoup aidée a arrivé à ce stade de formation et que dieu me la préserve et a toute ma famille (**Maman, Aicha, Nousseiba, Tamani, Hicham, Mohamed**) pour leur soutien moral et leurs encouragements et aussi à ma cousine **Louisa**.

**AZIZI Ghali**

# Sommaire

<b>Remerciements</b>	<b>ii</b>
<b>Sommaire</b>	<b>ii</b>
<b>Nomenclature</b>	<b>iv</b>
<b>Liste des figures</b>	<b>vii</b>
<b>Liste des tableaux</b>	<b>x</b>
<b>Introduction générale</b>	<b>1</b>
<b>I. Étude bibliographique sur le procédé de coupe par enlèvement de matière</b>	<b>2</b>
<b>I.1 Coupe des métaux</b>	<b>2</b>
I.1.1 Grandeurs cinématique et géométrique	3
I.1.2 Configuration d'interaction outil matière	5
<b>I.2 Phénomènes mécaniques de la coupe</b>	<b>9</b>
I.2.1 Zones de déformation	11
<b>I.3 Analyse thermique lors de la coupe des métaux</b>	<b>14</b>
I.3.1 Dissipation des flux d'énergie	15
I.3.2 Sources de chaleur dans la zone de coupe	16
I.3.3 Modes de transfert de chaleur dans le copeau et la pièce	19
I.3.4 Méthodes de mesure de la température de coupe	20
I.3.5 Distribution de la température	25
I.3.6 Influence des paramètres de coupe sur la température	26
<b>II. Modélisation de la coupe des métaux</b>	<b>29</b>
<b>II.1 Objectif de la modélisation de la coupe des métaux</b>	<b>29</b>
<b>II.2 Modélisation thermique</b>	<b>32</b>
II.2.1 Modèle de Trigger et Chao	35
II.2.2 Modèle de Loewen et Shaw	36
II.2.3 Modèle de Leone	37
II.2.4 Modèle de Tounsi et al.	37
II.2.5 Modèle d'Adibi et al.	38
II.2.6 Etude comparative des modèles	39
II.2.7 Modèle de Komanduri et Hou	40
II.2.8 Modèle de Komanduri et Hou modifiée par Karas et al.	48
<b>III. Simulation et interprétation des résultats</b>	<b>53</b>

<b>III.1 Température dans la pièce et le copeau dû à la zone de cisaillement primaire .....</b>	<b>53</b>
<b>III.2 Influence de la vitesse de coupe sur la température dans la pièce due à la zone de cisaillement primaire .....</b>	<b>57</b>
III.2.1 Influence de la vitesse de coupe sur la température dans le copeau due à la zone de cisaillement primaire .....	58
III.2.2 Température dans l'outil et le copeau dû à la zone de cisaillement secondaire ...	61
III.2.3 Influence de la vitesse de coupe sur la température de l'effet de la zone de cisaillement secondaire dans l'outil et le copeau : .....	65
 <b>Conclusion générale.....</b>	<b>67</b>
 <b>Références bibliographiques.....</b>	<b>68</b>
 <b>Résumé.....</b>	<b>71</b>

# **Nomenclature**

## *Nomenclature*

### **Lettres latines**

<b>Symbole</b>	<b>Signification</b>	<b>Unité de mesure</b>
A, B	Coefficients de la loi de Johnson Cook	MPa
P	Profondeur de passe.	mm
C	Coefficient de la loi de Johnson-Cook	/
C <sub>a</sub>	Nombre de Cameron	/
C <sub>0</sub>	Constante d'Oxley	/
C <sub>T</sub>	Constante dans l'expression de la température de coupe	/
C <sub>s</sub>	Chaleur spécifique du matériau usiné	J/kg.°C
D <sub>i</sub>	Diamètre de la pièce	mm
F <sub>a</sub>	Effort d'avance	N
F <sub>c</sub>	Effort de coupe	N
F <sub>F</sub>	Force de frottement à la face de coupe de l'outil	N
F <sub>s</sub>	Force tangentielle au plan du cisaillement primaire	N
f	Avance	mm/tr
h	Épaisseur du cisaillement primaire	mm
K <sub>0</sub>	Fonction de Bessel modifiée de seconde espèce d'ordre 0	/
k <sub>OA</sub>	Contrainte d'écoulement au cisaillement primaire	N/mm <sup>2</sup>
L	Largeur de la bande de chaleur	mm
L <sub>1</sub> , L <sub>2</sub>	Paramètres de températures	
l	Épaisseur du copeau	mm
l <sub>i</sub>	Position le long de la bande de cisaillement	mm
m	Coefficient de la loi 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	Coefficient de la loi de Johnson Cook traduisant l'écrouissage	/
P	Proportion de la zone de cisaillement principale	/
P	Pression à l'interface outil-copeau	MPa
P <sub>c</sub>	Puissance mécanique de coupe	W
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	Taux de chaleur évacuée par unité de surface du plan de cisaillement primaire	/

$q_1$	Energie thermique quittant l'interface de cisaillement primaire	$J/m^2.s$
$q_2$	Energie de frottement dissipée dans l'interface outil copeau	$J/m^2.s$
$R_1$	Distance de la bande de chaleur au point (M)	mm
$R_2$	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 imaginaire au point (M) dans le cisaillement secondaire	mm
SF	Facteur de forme dans le modèle de Loewen and Shaw	/
T	Température	$^{\circ}C$
$T_0$	Température initiale du matériau usiné	$^{\circ}C$
$T_a, T_{am}$	Température ambiante	$^{\circ}C$
$T_c$	Température de coupe	$^{\circ}C$
$T_{EF}$	Température à la ligne supérieure de la zone de cisaillement primaire	$^{\circ}C$
$T_f$	Température de fusion du matériau usiné	$^{\circ}C$
$T_{int}$	Température moyenne à l'interface outil-copeau	$^{\circ}C$
$T_{mod}$	Température modifiée	$^{\circ}K$
$T_M$	Température au point (M)	$^{\circ}C$
$T_{OA}, T_{prim}$	Température moyenne dans la zone de cisaillement primaire	$^{\circ}C$
$T_{OB}, T_{sec}$	Température moyenne dans la zone de cisaillement secondaire	$^{\circ}C$
$V_c$	Vitesse de coupe	m/min
$V_{cop}$	Vitesse du copeau	m/min
$V_f$	Vitesse d'avance	m/min
$V_i$	Vitesse de déplacement de la bande de chaleur	m/min
$V_s$	Vitesse de cisaillement	m/min
$V_g$	Vitesse de glissement	m/min
W	Energie mécanique équivalente	m.kg/J
$W_f$	Energie du frottement par unité de volume	$kg/m^2$
$W_s$	Energie de cisaillement par unité de volume	$kg/m^2$
$a_i, l_i$	Variables d'intégration	/
X, z	de la source de chaleur mobile et le point M, où la température est considérée	/
$X_i$	Projection de la distance ( $R_i$ ) dans la direction de déplacement	/
Y	Longueur du contact outil-copeau	mm

## Lettres grecques

<b>Symbole</b>	<b>Signification</b>	<b>Unité de mesure</b>
$\alpha$	Angle de coupe	(°)
$\alpha_m$	Diffusivité thermique du matériau	m <sup>2</sup> /s
$\alpha_a$	Angle de dépouille	(°)
$\beta_a$	Angle de taillant,	(°)
$\beta_1$	Fraction de la chaleur dissipée dans la pièce	/
$\beta_2$	Fraction de la chaleur dissipée dans le copeau	/
$\beta_o$	Fraction de la chaleur dissipée dans l'outil	/
$\beta_{sec}$	Fraction de chaleur dans la zone de cisaillement secondaire	/
$\varepsilon$	Déformation du matériau usiné	/
$\varepsilon_{EF}$	Déformation à la ligne supérieure de la zone de cisaillement primaire	/
$\varepsilon_{OA}, \varepsilon_{int}$	Déformations dans les zones de cisaillement primaire et secondaire	/
$\dot{\varepsilon}$	Vitesse de déformation du matériau usiné	s <sup>-1</sup>
$\dot{\varepsilon}_0$	Vitesse de déformation de référence	s <sup>-1</sup>
$\dot{\varepsilon}_{OA}$	Vitesse de déformation dans la zone de cisaillement primaire	s <sup>-1</sup>
$\xi$	Paramètre du profil de pression de Moufki	/
$\phi$	Angle de cisaillement primaire,	(°)
$\varphi_i$	Densité du flux thermique	W.m <sup>-2</sup>
$\varphi_1$	Densité du flux thermique dans la zone de cisaillement primaire.	W.m <sup>-2</sup>
$\varphi_2$	Densité du flux thermique dans la zone de cisaillement secondaire	W.m <sup>-2</sup>
$\delta$	Epaisseur du cisaillement secondaire	mm
$\omega$	Vitesse angulaire	rad.s <sup>-1</sup>
$\kappa$	Angle de direction d'arête	(rad)
$\gamma_{OA}$	Déformation de cisaillement effective dans la zone de cisaillement primaire	/



$\dot{\gamma}_{int}$	Vitesse de déformation au cisaillement à l'interface outil-copeau	$s^{-1}$
$\eta, \eta_0$	Angle de la méthode des lignes de glissement,	(°)
$\eta_i$	Angle oblique de la bande de chaleur	(°)
$\eta_p$	Angle oblique de la source de chaleur dans la pièce	(°)
$\eta_c$	Angle oblique de la source de chaleur dans le copeau	(°)
$\Lambda$	Angle de frottement de Coulomb	(rad)
$\lambda_m$	Conductivité thermique du matériau usiné	W/m.°C
$\lambda_o$	Conductivité thermique de l'outil	W/m.°C
$\lambda_s$	Angle d'inclinaison d'arête, (°)	/
$\rho$	Masse volumique	kg/m <sup>3</sup>
$\sigma$	Contrainte d'écoulement du matériau usiné	MPa
$\sigma_{OA}, \sigma_{prim}$	Contrainte d'écoulement dans la zone de cisaillement primaire	MPa
$\sigma_{OB}, \sigma_{sec}$	Contrainte d'écoulement dans la zone secondaire	MPa
$\tau$	Contrainte de cisaillement	MPa
$\tau_{OA}$	Contrainte de cisaillement dans la zone de cisaillement primaire	MPa
$\tau_{OB}$	Contrainte de cisaillement dans la zone de cisaillement secondaire	MPa
$\tau_s$	Contrainte de cisaillement dynamique du matériau usiné	MPa
$\Psi$	Facteur de pondération dans la température à l'interface outil-copeau	/
$\mu$	Angle moyen de frottement	(°)
$V_1$	Volum de la zone de cisaillement primaire	m <sup>3</sup>
$V_2$	Volume de la zone de cisaillement secondaire	m <sup>3</sup>

## Liste des figures

Figure I.1: Paramètres de coupe. -----	4
Figure I.2: Profondeur de passe, avance et vitesse d'avance. -----	5
Figure I.3: Géométrie de la coupe orthogonale -----	5
Figure I.4: Efforts de coupe -----	7
Figure I.5: Géométrie de la coupe oblique. -----	8
Figure I.6: Efforts de coupe en tournage. -----	9
Figure I.7: Zones de formation du copeau. -----	11
Figure I.8: Zone de cisaillement secondaire. -----	12
Figure I.9: Photographie d'un copeau continu. -----	13
Figure I.10 : Photographie d'un copeau discontinu. -----	13
Figure I.11: Photographie de la formation d'une arête rapportée. -----	14
Figure I.12 : Schéma des dissipations des flux d'énergie -----	15
Figure II.13 : Schéma de l'énergie de déformation plastique du copeau. -----	16
Figure I.14: Schéma de l'énergie d'évacuation du copeau . -----	16
Figure I.15: Principales sources et voies d'évacuation de la chaleur . -----	17
Figure I.16 : Répartition de la chaleur. -----	19
Figure I.17 : Détermination expérimentale de la température dans l'usinage des métaux [18, 20] -----	21
Figure I.18 : Jonction chaude du thermocouple à l'interface outil-pièce [22]. -----	22
Figure I.19 : Photographie des thermocouples incorporés [18]. -----	23
Figure I.20 : Mesure par thermographies réalisées par B. Changeux [25], ENSAM Paris. Usinage en coupe orthogonale, on vise la surface perpendiculaire au plan de cisaillement. -----	25
Figure I.21 : Mesure par thermographies réalisées par [25], Usinage en coupe orthogonale. -	25
Figure II.22 : Carte de température. -----	26
Figure I.23 : Evolution de la température en fonction de $V_c$ . -----	27
Figure I.24 : Evolution de la température en fonction de $f$ . -----	27
Figure II.1 : Démarche de modélisation de la coupe. -----	30
Figure II.2: Chronogramme sur la modélisation de la coupe [25.] -----	31
Figure II.3: Hypothèses des modèles de prédiction de la température Komanduri et Hou (2000)[28]. -----	34
Figure II.4: Considérations du modèle d'Adibi et al. [33]. -----	38
Figure III.5: Comparaison des prédictions de température dans la zone de cisaillement primaire [33]. -----	40
Figure II.6 : Comparaison des prédictions de température dans la zone de cisaillement secondaire [33]. -----	40
Figure II.7 : Hypothèses du modèle de Komanduri et Hou. -----	41
Figure II.8: Source de chaleur oblique. -----	41
Figure II.9: Modèle pour l'analyse thermique de la pièce. -----	43
Figure II.10: Modèle du copeau. -----	43
Figure II.11: Modèle pour l'analyse thermique du copeau. -----	44
Figure II.12: Modèle pour l'analyse thermique du l'outil. -----	45
Figure II.13: Effet combiné des sources de chaleur dans le copeau. -----	47
Figure II.14: Systèmes d'axes utilisés par Komanduri et Hou [34] -----	48
Figure II.15: Système d'axes retenu [34] -----	49
Figure II.16: Modèle général de Komanduri et Hou modifiée (modèle développé) [34] -----	49
Figure III.1: a) Cartographie de température de la pièce du a l'effet de la zone de cisaillement primaire obtenue par le modèle de Karas et al. [34]. b) Cartographie de	

température de la pièce du a l'effet de la zone de cisaillement primaire par notre simulation-----	54
Figure III.2 :a) Cartographie de température de le copeau du a l'effet de la zone de cisaillement primaire obtenue par le modèle de Karas et al. [34]. b) Cartographie de température de le copeau du a l'effet de la zone de cisaillement primaire par notre simulation-----	55
Figure III.3 :a) Cartographie de température dans la pièce et le copeau du a l'effet de la zone de cisaillement primaire obtenue par le modèle de Karas et al. [34]. b) Cartographie de température dans la pièce et le copeau du a l'effet de la zone de cisaillement prima -----	56
Figure III.4: Distribution de la température dans la pièce pour $V_c = 100$ m/min-----	57
Figure III.5: Distribution de la température dans la pièce pour $V_c = 200$ m/min-----	57
Figure III.6: Cartographie de la température du copeau pour une vitesse de 75 m/min. -----	58
Figure III.7: Cartographie de la température du copeau pour une vitesse de 100 m/min. -----	59
Figure III.8: Cartographie de la température de la combinaison entre ces deux cartographies pour une vitesse de 75 m/min. -----	60
Figure III.9: Cartographie de la température de la combinaison entre ces deux cartographies pour une vitesse de 100 m/min. -----	60
Figure III.10 : Cartographie de la température de la combinaison entre ces deux cartographies pour une vitesse de 200 m/min. -----	61
Figure III.11: Cartographie de la température de la combinaison entre ces deux cartographies pour une vitesse de 400 m/min. -----	61
Figure III.12 ;a) Cartographie de température de l'effet de la zone de cisaillement secondaire dans l'outil et le copeau obtenue par le modèle de Karas et al. [34]. b) Cartographie de température de l'effet de la zone de cisaillement secondaire dans l'outil et le copea -----	63
Figure III.13 : Algorithme de calcul des cartographies.-----	64
Figure III.14: Cartographie de température de l'effet de la zone de cisaillement secondaire dans l'outil et le copeau pour une vitesse de 75 m/min. -----	65
Figure III.15: Cartographie de température de l'effet de la zone de cisaillement secondaire dans l'outil et le copeau pour une vitesse de 75 m/min. -----	65
Figure III.16: Cartographie de température de l'effet de la zone de cisaillement secondaire dans l'outil et le copeau pour une vitesse de 300 m/min. -----	66

## Liste des tableaux

<i>Table I.1 : Pourcentage de la quantité de chaleur dans l'interface outil-copeau-pièce. ....</i>	<i>19</i>
<i>Table II.1 : Conditions d'usinage pour les huit tests et paramètres géométriques. ....</i>	<i>39</i>
<i>Table III.1 : Paramètres de simulation, Komanduri et Hou (2000) .....</i>	<i>53</i>
<i>Table III.2 : Paramètres de simulation, Komanduri et Hou (2001) .....</i>	<i>62</i>

# Introduction Générale

---

# Introduction générale

---

## 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.

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.

Dans cette modeste étude, nous avons essayé d'apporter au lecteur différentes synthèses bibliographiques traitant les phénomènes thermiques associés à l'usinage des métaux. Ensuite, nous avons programmé et simulé sous l'environnement Matlab le modèle de prédiction des températures développé par Komanduri et Hou.

Le présent mémoire est organisé en trois chapitres, à savoir :

Un premier chapitre qui résume étude bibliographique sur le procédé de coupe par enlèvement de matière, et évoque les phénomènes mécaniques liés à la coupe et plus particulièrement la description des zones de formation du copeau. On finira ce chapitre par une analyse thermique lors de la coupe des métaux.

Un second chapitre est consacré à la modélisation thermique de la coupe, il s'agit d'une synthèse bibliographique qui nous a permis de reporter les modèles analytiques de prédiction des températures dans les zones de cisaillement primaire et secondaire

Enfin, le dernier chapitre est réservé à la simulation du modèle analytique de Komanduri et Hou modifié et à l'interprétation des résultats obtenus.

## Chapitre I

Etude bibliographique sur le procédé  
de coupe par enlèvement de matière.

---

# Chapitre I :

## Etude bibliographique sur le procédé de coupe par enlèvement de matière.

---

### **I. Étude bibliographique sur le procédé de coupe par enlèvement de matière**

Ce chapitre présente un rappel des notions relatives au procédé d'usinage à savoir, la définition des conditions et des configurations de coupe. Puis, nous allons évoquer les hypothèses d'une coupe orthogonale et les zones de formation du copeau. Nous dresserons le chapitre par un bilan des différents travaux expérimentaux liés à la détermination des efforts et des températures de coupe.

#### **I.1 Coupe des métaux :**

La coupe des métaux est un procédé d'usinage dont l'origine est très ancienne, et qui a connu une grande expansion avec la mécanisation de plus en plus poussée des ateliers de fabrication. Malgré l'apparition de nouvelles techniques au cours des dernières années, il reste à l'heure actuelle l'une des actualités de la recherche scientifique.

Pour mieux comprendre ses techniques, la coupe des métaux intervient dans un ensemble de procédés d'élaboration de pièces par enlèvement de matière en quantités pouvant représenter une proportion notable du matériau brut. Cet enlèvement de matière est alors réalisé par l'action d'un outil possédant un ou plusieurs tranchants de section convexe animé d'un mouvement relatif à la pièce appropriée. Une machine-outil fournit à la fois la puissance mécanique nécessaire et réalise le contrôle du mouvement relatif. Cet ensemble constitue un système qui doit être considéré de plusieurs points de vue cinématique, dynamique, commande, ...etc.

Ce processus de coupe peut être utilisé à l'état pur comme c'est ordinairement le cas, ou bien avec l'assistance de techniques auxiliaires (par exemple excitations vibratoires, effet thermique, etc....) pour améliorer certaines performances.

Les outils de coupe sont habituellement identifiés par leurs formes, adaptées à une opération d'usinage, et leur matière. La partie active, le plus souvent amovible (alors appelée plaquette) est maintenue sur le corps d'outil par un moyen de fixation approprié.

En résumé, l'usinage par enlèvement de matière désigne l'ensemble des techniques qui permettent d'obtenir une surface voulue à l'aide d'un outil tranchant. Cette technique ancienne est



souvent appelée coupe onéreuse dans la mesure où la mise en forme de la pièce entraîne une transformation de matière noble en déchets (copeaux). Cependant, elle reste une technique de fabrication importante et répandue. Dans la mise en forme des métaux par la coupe, le procédé de tournage, objet de notre étude, représente à lui seul 33% du domaine de l'usinage par enlèvement de matière.

Notre choix a été guidé par :

- L'existence de nombreux procédés (fraisage, tournage, perçage, rectification, ...) dont le plus connu, vis-à-vis des phénomènes mis en jeu par la coupe et le choix des conditions d'usinage, est le tournage,

- La pérennité de la modélisation de ces procédés,

- Le souci des industriels d'assurer la qualité du produit fabriqué et la longévité des outils de coupe. [1]

### **I.1.1 Grandeurs cinématique et géométrique :**

Le vocable « paramètres de coupe » regroupe conventionnellement : les grandeurs géométriques et cinématiques intervenant dans la dynamique de coupe, la géométrie de l'outil de coupe, ainsi la nature du milieu dans lequel s'effectuent la coupe, par exemple la lubrification.

Parmi les grandeurs géométriques et cinématiques qui caractérisent l'intersection entre l'outil et la matière (voir figures I.1 et I.2), on peut citer [1] :

- Grandeurs géométriques : avance de coupe  $f$  et profondeur de passe  $p$ ,
- Grandeurs cinématiques : vitesse de coupe  $V_c$ .

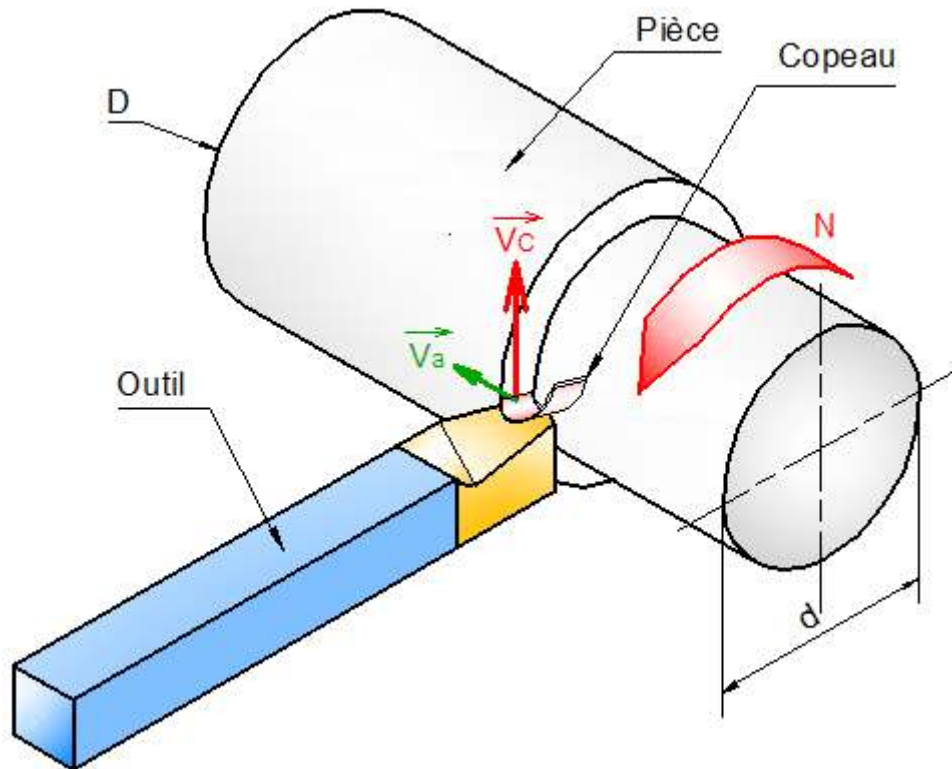


Figure I.1: Paramètres de coupe.

**La vitesse de coupe**  $V_c$  (m/mn) est un paramètre important qui a une influence directe sur, la façon dont est formé le copeau, l'état de la surface usinée, l'usure de l'outil et la productivité. Elle est choisie en fonction des autres conditions de coupe du matériau qui constitue la pièce et l'outil. Elle s'exprime par :

$$V_c = 60 \frac{D}{2} \omega \quad (I.1)$$

Cette dernière dépend de la vitesse angulaire  $\omega$  (rad/s) de la pièce et de son diamètre  $D$  (m). C'est la vitesse tangentielle de défilement du copeau ou encore la vitesse à laquelle un observateur situé sur l'outil voit le défilement de la pièce.

La vitesse angulaire  $\omega$  est définie par rapport à la vitesse de rotation de la broche  $N$  (tour/mn) comme suit :

$$\omega = \frac{2\pi}{60} \cdot N \quad (I.2)$$

**La profondeur de passe**  $p$  (mm) est égale à la différence des rayons avant et après usinage. Pour une opération de chariotage en coupe orthogonale, elle correspond à la largeur du copeau (figure I-2).

L'**avance**  $f$  (mm/tour) est la valeur à partir de laquelle se déplace l'outil à chaque tour de la pièce (figure I. 2). Elle conditionne l'état de la surface usinée et la formation du copeau.

La **vitesse d'avance**  $V_f$  est la vitesse de déplacement de l'outil rapport au bâti. Elle s'exprime de la façon suivante :

$$V_f = f \cdot N \quad (I.3)$$

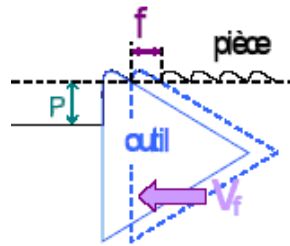


Figure I.2: Profondeur de passe, avance et vitesse d'avance.

### I.1.2 Configuration d'interaction outil matière :

La coupe la plus élémentaire est dite « coupe orthogonale » où l'arête de coupe est perpendiculaire à la vitesse d'avance et à la vitesse de coupe. Cette schématisation représente de manière raisonnable les opérations d'usinage par rabotage, d'usinage d'un tube par outil couteau ou encore celui d'une couronne par outil pelle (lorsque la vitesse d'avance est faible par rapport à celle de la coupe) [2, 3].

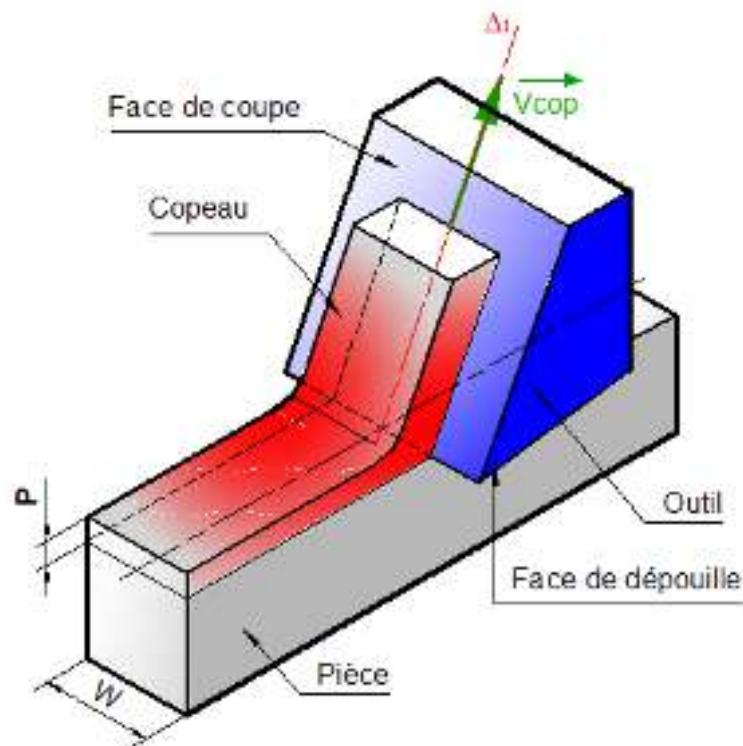


Figure I.3: Géométrie de la coupe orthogonale

Les paramètres nécessaires à la définition de la coupe orthogonale se restreignent à :

- Vitesse de coupe  $V_c$ ,
- Vitesse d'avance  $V_f$  (nulle dans le cas du rabotage),
- Profondeur de passe  $p$ ,
- Angle de coupe  $\alpha$ .

Une coupe orthogonale fait référence à une opération idéale qui suppose que le matériau est complètement homogène. Les autres hypothèses reliées à ce modèle en deux dimensions sont les suivantes :

- L'outil est parfaitement aiguisé.
- Il n'y a pas de contact entre la dépouille frontale et la pièce.
- L'arête de coupe est droite et perpendiculaire au déplacement générant une surface plane,
- Le copeau ne s'écoule pas de chaque côté (déformation plane).
- La profondeur de coupe est constante.
- La largeur de l'outil est plus grande que la pièce.
- La pièce se déplace par rapport à l'outil avec une vitesse constante.
- Le copeau est continu et ne présente pas d'arête rapportée (build-up edge).
- Les contraintes de cisaillement le long du plan de cisaillement et les contraintes normales le long de l'outil sont uniformes.

Dans la majorité des cas pratiques, le modèle des coupes orthogonales fait une bonne approximation des performances de l'arête tranchante de l'outil, d'où l'importance de l'étudier [4]. Bien qu'elle ne soit pas très utilisée en industrie, la majorité des modélisations de la formation du copeau ont été développées pour une coupe orthogonale. Elle servira en laboratoire à la compréhension des phénomènes mis en jeu par la coupe. Son avantage réside dans la simplification des études théoriques du processus de la formation du copeau, où elle rend le problème bidimensionnel à déformations planes. Autrement dit, l'interaction outil-matière donne naissance à deux efforts seulement l'effort de coupe  $F_c$  et l'effort d'avance  $F_a$ , l'effort transversal  $F_r$  est nul. Cette situation est schématisée dans la figure suivante :

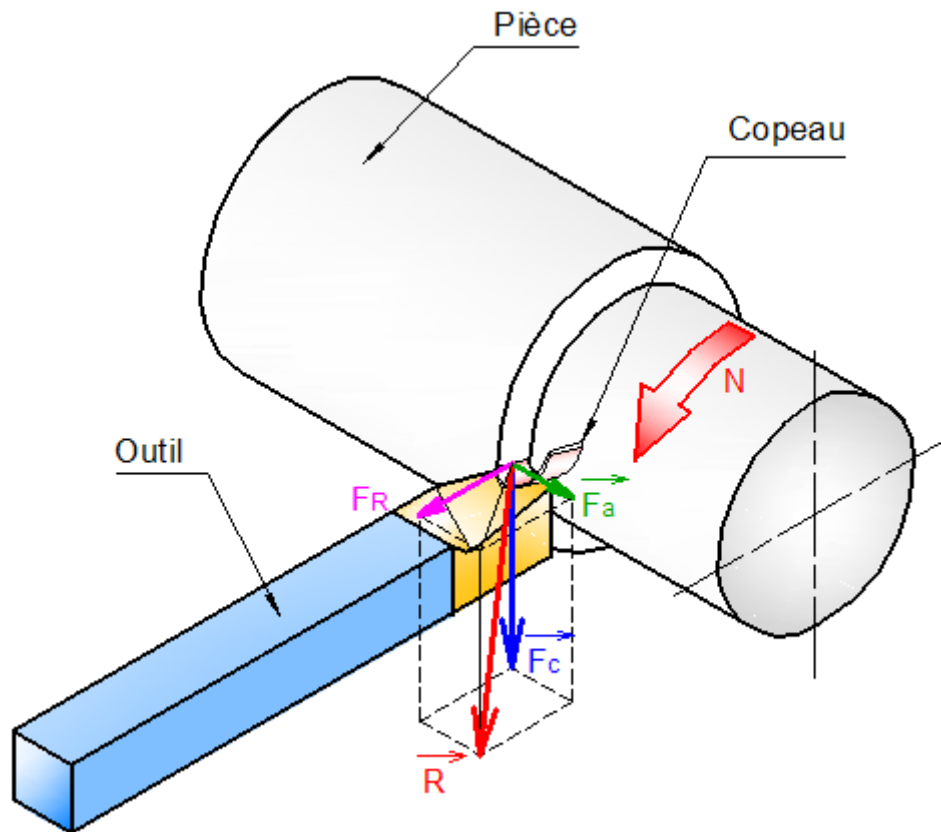


Figure I.4: Efforts de coupe

Le cas de la coupe orthogonale n'est valable que dans un domaine restreint d'étude. Dans le cas d'un usinage conventionnel industriel, la modélisation est à rapprocher au cas de coupe oblique illustré dans la figure I.5. La notion de coupe oblique est liée à la direction de l'arête de coupe, c'est-à-dire dans tous les cas où l'arête de coupe n'est pas simultanément perpendiculaire à  $V_c$  et à  $V_f$ .

Pour la coupe oblique, l'interaction outil-matière donne naissance à l'effort transversal outre les efforts de coupe et d'avance. Le problème est donc plus compliqué et il n'existe que peu de modèles de la formation du copeau établis pour la coupe oblique [1, 2].

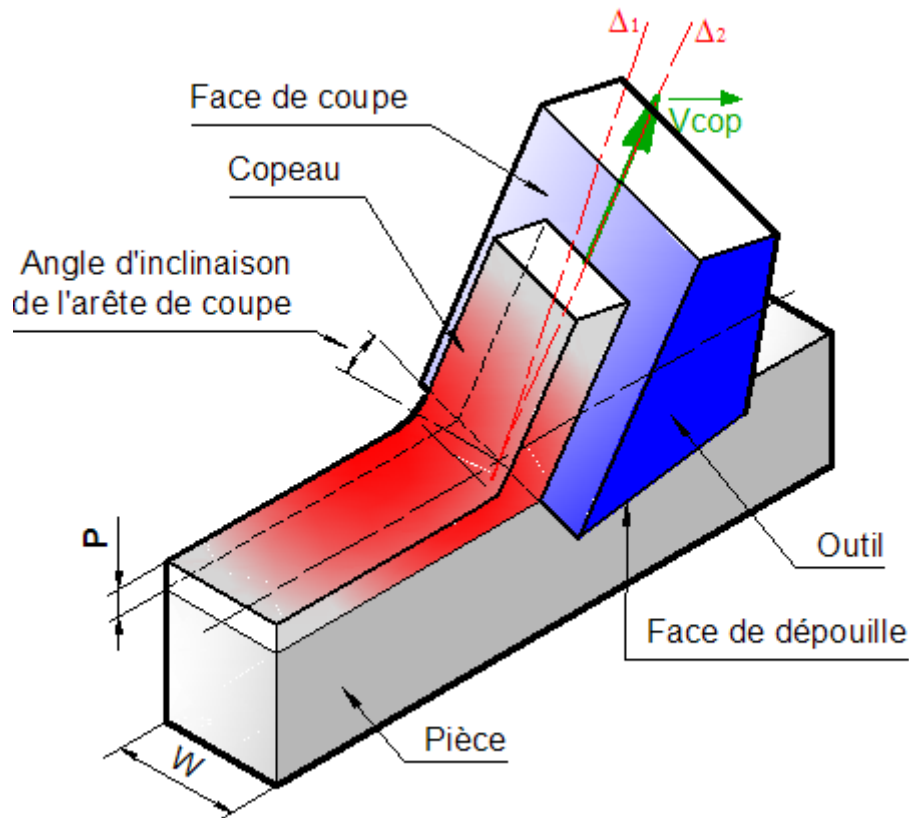


Figure I.5 : Géométrie de la coupe oblique.

D'après une synthèse reportée dans la référence [1], les efforts de coupe donnent une information significative de l'état du processus d'usinage. Ce sont les premières variables fiables utilisées en contre réaction (feed-back) sur les machines-outils à commande numérique adaptative. À cet effet, nous citons quelques applications où la mesure de l'effort de coupe est utilisée. L'effort a été utilisé pour contrôler le niveau de vibration de la machine-outil. La mesure en ligne de l'effort de coupe, du couple de la broche ou de la puissance de coupe est suffisante pour définir le degré d'exploitation de la machine-outil. Aussi, les efforts de coupe ont été utilisés pour améliorer la précision dimensionnelle de la pièce et pour contrôler l'usure de l'outil. Notons que l'utilisation des efforts de coupe comme signaux de retour nécessite la compréhension des régimes transitoires de leurs réponses aux changements des paramètres de coupe.

Lors d'une opération de tournage, l'action (force) de la pièce sur un outil peut se décomposer, selon la forme de l'outil et l'opération à effectuer, en deux ou trois composantes.

Sur la figure ci-dessus sont représentés un outil pelle et un outil à charioter. Pour l'outil pelle, deux composantes apparaissent :

- L'effort de coupe tangentiel  $F_c$
- L'effort de pénétration  $F_R$ .

En général, pour un outil à charioter, trois composantes apparaissent :

- $F_c$  est l'effort tangentiel de coupe,
- $F_a$  représente l'effort d'avance,
- $F_R$  est l'effort de pénétration.

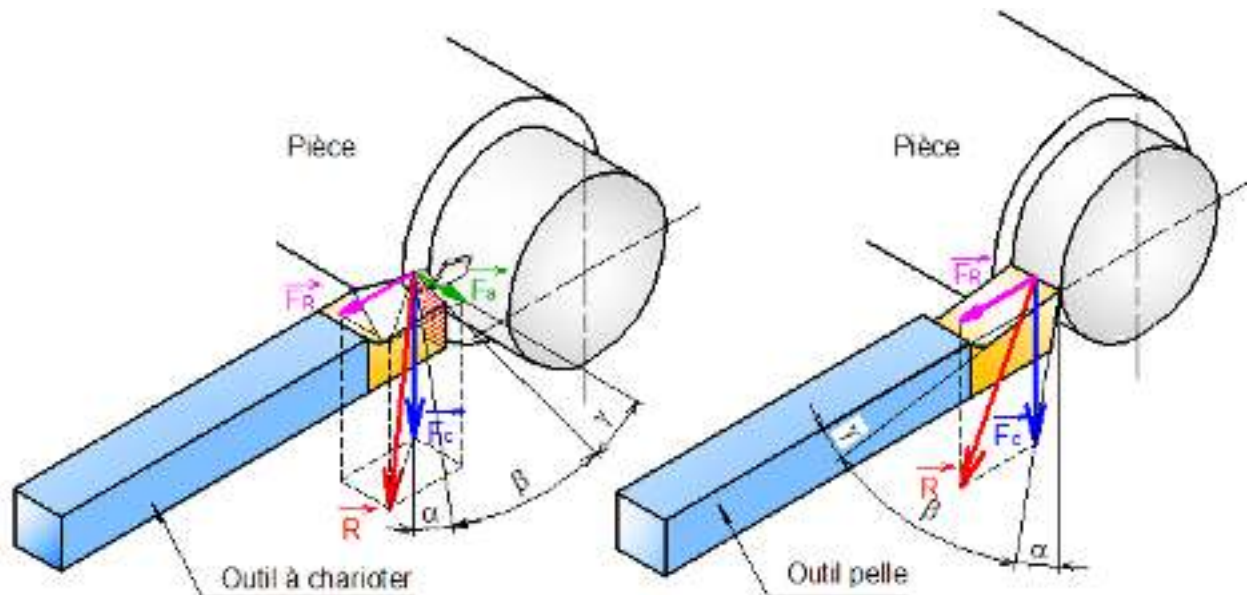


Figure I.6: Efforts de coupe en tournage.

Plusieurs essais, d'usinage de matériaux métalliques avec des outils en carbure, ont montré que l'effort de coupe  $F_c$  est beaucoup plus important que  $F_a$  et  $F_R$  et peut être exprimé par la relation :

$$F_c = K_s \cdot S \quad (I.4)$$

Où  $K_s$  est un coefficient appelé pression spécifique de coupe (en  $N/mm^2$ ). Notons que cette pression spécifique intègre d'une manière grossière les phénomènes liés à la coupe tels que les échauffements, l'usure, l'hétérogénéité de la pièce.

Au cours de cette interaction outil matière, une mince couche de matière est détachée de la pièce et transformée en un copeau par l'action mécanique de l'outil de coupe. Pour les métaux, ceci est principalement un processus de déformation plastique.

## I.2 Phénomènes mécaniques de la coupe :

La coupe est un phénomène assez compliqué pour le modéliser à cause de fortes non-linéarités et des phénomènes thermiques et mécaniques mis en jeu. Cette complexité est dû principalement aux grandes déformations, aux grandes vitesses de déformations dans la zone de cisaillement primaire et aux problèmes de contact dus aux frottements intenses entre le copeau et l'outil d'une

part, et entre l'outil et la pièce usinée d'autre part. 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.

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 au niveau de l'arête. Le mouvement d'avance de l'outil dans la matière propage cette fissure et réalise la décohésion de la matière. Le cisaillement s'interprète donc comme une succession de ces deux phénomènes.

L'analyse expérimentale des phénomènes physiques peut être menée au moyen d'essais connus sous le nom de Quick Stop Tests [2 et 3]. Les différentes méthodes employées amènent toujours à observer quatre zones du champ de déformations et les phénomènes mécaniques mis en jeu peuvent être décrits dans chaque zone.

La matière donne naissance au copeau par passage dans la zone de cisaillement primaire (zone 1, figure I.5.) où elle subit en un temps très bref une déformation plastique considérable en raison du changement brutal de direction et donc un échauffement important.

Le copeau ainsi formé frotte de façon compliquée sur la face de coupe de l'outil, cette zone de frottement est appelée zone de cisaillement secondaire (zone 2, figure I.7.).

La troisième zone (zone 3, figure I.7.) est dite zone morte ou de rupture du métal, elle est instable et dépend fortement de la vitesse de coupe et du rayon d'arête. C'est dans cette zone que se forme éventuellement le copeau adhérent (arête rapportée). Ici, le matériau est divisé en deux parties, l'une sera la nouvelle surface de la pièce et l'autre formera le copeau. Les vitesses de déformation sont très importantes dans cette zone et la matière est complètement plastifiée. Le comportement du matériau dans cette zone est identique à celui de la zone de cisaillement primaire.

La dernière zone qui est la zone de dépouille (zone 4, figure I.7.) résulte du frottement entre la nouvelle surface de la pièce et de la face en dépouille de l'outil.



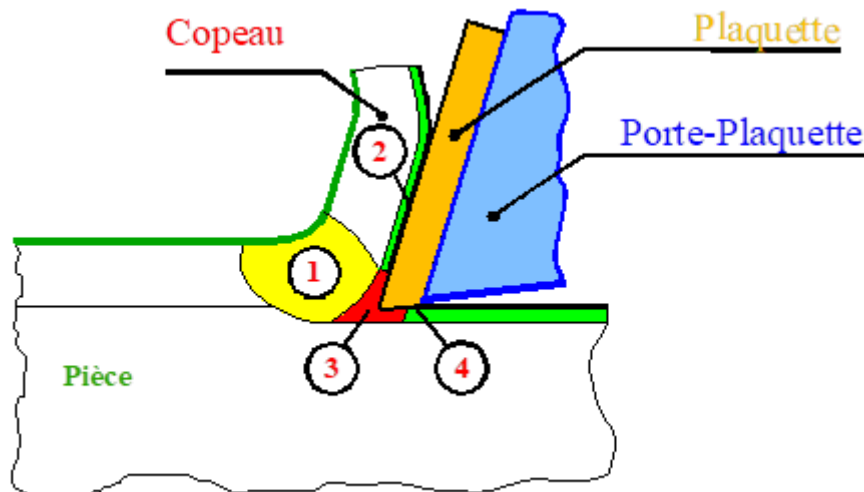


Figure I.7: Zones de formation du copeau.

## I.2.1 Zones de déformation :

### I.2.1.1 Zone de cisaillement primaire :

La zone de cisaillement primaire est l'essence même du processus de formation du copeau, puisque c'est là que s'effectue le changement de direction de l'écoulement de la matière usinée. Le cisaillement intense entraîne des conditions considérables, déformations généralement supérieures à 200 % et des vitesses de déformation de l'ordre de  $10^3$  à  $10^5$  s<sup>-1</sup>, ceci implique une plastification complète du matériau.

Dans la zone de cisaillement primaire, il a été mis en évidence la sensibilité du comportement mécanique du matériau usiné à la vitesse de déformation, la température et le fait que le passage par cette zone entraîne un écrouissage du matériau ou un changement de la structure cristalline initiale de la matière. On utilise souvent pour traduire correctement l'influence de tous ces phénomènes sur le comportement du matériau une loi empirique de type Johnson-Cook [5].

### I.2.1.2 Zone de cisaillement secondaire :

La zone de cisaillement secondaire est constituée d'une fine bande de friction intense entre le copeau et l'outil. 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 [6].

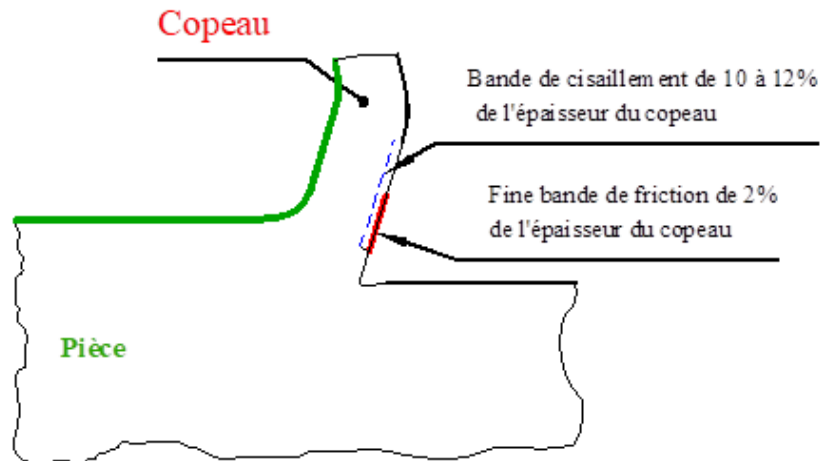


Figure 1.8: Zone de cisaillement secondaire.

Dans cette zone, les vitesses de déformation sont considérables, supérieures à  $10^4$  s<sup>-1</sup>, les déformations sont très importantes à cause des conditions de contact collant et la température est très élevée.

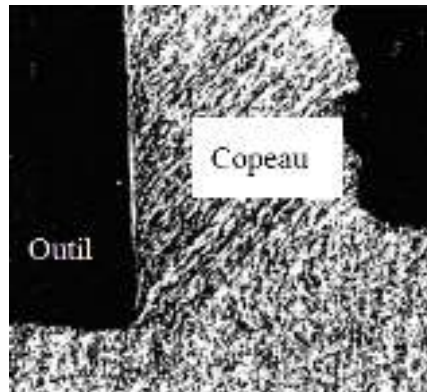
### 1.2.1.3 Zone en dépouille :

En première approximation, on considère dans cette zone que l'outil pénètre dans la pièce et que le matériau constituant la pièce reste dans un état élastique, après le passage de l'outil, le matériau reprend sa forme. On sait cependant que dans certaines configurations la matière est écrouie dans la zone en dépouille, ceci résulte probablement des phénomènes très locaux apparaissant a priori dans la zone morte. La zone en dépouille est le siège d'un frottement entre la pièce et l'outil qu'il est difficile de qualifier. Toutefois, la température atteinte en dépouille est moins importante que celle atteinte dans la zone de cisaillement secondaire. Notons qu'au cours des cycles d'usinage l'outil s'use sur sa face en dépouille et la surface de contact augmente entre l'outil et la pièce, ceci modifie les conditions de frottement sur la pièce. En conséquence, il peut apparaître localement des élévations de température qui peuvent provoquer une dégradation de la surface usinée et accélérer l'usure de l'outil.

Les phénomènes mécaniques, intervenant dans la formation du copeau, consomment une puissance mécanique qui est dégradée en énergie thermique et donnent lieu à une élévation de température dans la zone de coupe. Ces phénomènes dépendent de la rhéologie du matériau usiné, de la nature des contacts outil-pièce et outil-copeau et des paramètres de coupe.

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.

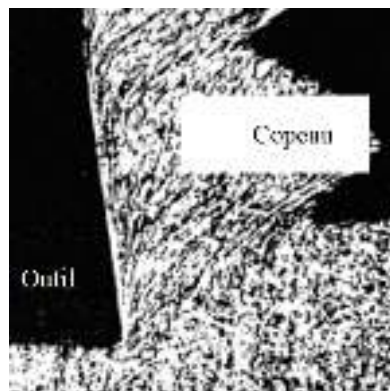
**Copeau continu** : Il se forme par déformation plastique de cisaillement sans fissuration au niveau de la zone de cisaillement primaire.



*Figure I.9: Photographie d'un 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.

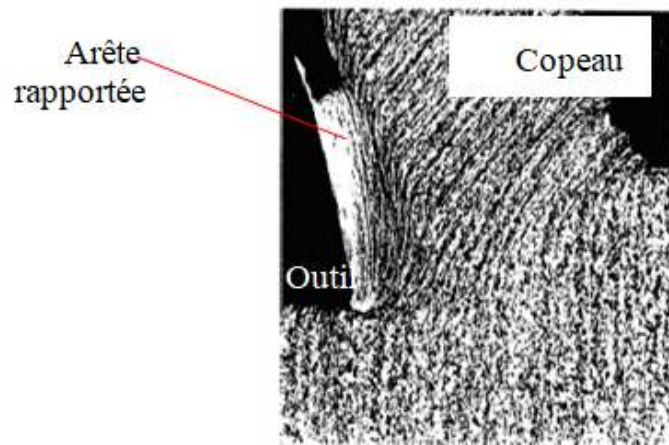
**Copeau discontinu** : Dans la catégorie des copeaux discontinus, on considère deux cas distincts, les copeaux de cisaillement et les copeaux déchirés. Les premiers résultent d'une déformation plastique jusqu'à la défaillance du matériau suivie d'une fissuration de sorte qu'il se forme des éléments 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.



*Figure I.10 : Photographie d'un 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.



*Figure I.11: Photographie de la 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.3 Analyse thermique lors de la coupe des métaux :**

L'augmentation de la puissance d'enlèvement de métal en court de temps augmente la génération de chaleur près de l'arête tranchante de l'outil, et la puissance consommée dans la coupe des métaux est en grande partie convertie en chaleur. Cette chaleur est absorbée par les quatre systèmes ; l'outil de coupe, la pièce à usiner, le copeau formé et le fluide de coupe.

Ceci signifie que l'outil de coupe doit supporter des températures plus élevées à des taux acceptables d'usure.

Normalement, la température atteinte par l'outil de coupe est le facteur qui limite le taux d'usinage. Ce problème a conduit au développement de nouveaux matériaux pour les outils de coupe qui peuvent résister à des températures très élevées. En outre, dans les opérations qui ont une coupe interrompue, le cas du fraisage, l'outil doit résister à un cycle thermique et à un choc mécanique et doit avoir la bonne dureté pour supporter des vitesses de coupe élevées.

Il faut mentionner que la très grande majorité des fluides de coupe utilisés en industrie sont sous forme liquide ; on note en particulier les huiles minérales solubles : l'éthanol, le kérosène, ... etc. Le but visé par l'emploi de ces fluides de coupe est la lubrification à basse vitesse et le refroidissement de l'outil à haute vitesse. En effet, à basse vitesse (brochage) l'échauffement n'est

pas un problème majeur tandis qu'à haute vitesse (perçage, tournage, fraisage) il n'y aura pas assez de temps pour que le fluide glisse entre le copeau et l'outil afin d'agir comme lubrifiant.

L'influence de la température de coupe sur la durée de vie de l'outil a été le sujet de la partie des travaux menés à bien sur la coupe des métaux, mais la chaleur produite peut également affecter l'intégrité extérieure de la pièce à usiner. Ces effets peuvent être plus importants que la durée de vie de l'outil [7].

Puisque la température est d'importance fondamentale dans les opérations de coupe des métaux, beaucoup de tentatives ont été faites de la prévoir. Quelques travaux emploient simplement une relation entre le travail effectué et le volume de métal concerné dans le processus pour obtenir une température moyenne. D'autres utilisent des ordinateurs pour aider à donner la distribution de la température. Les méthodes employées pour mesurer la température dans la coupe des métaux n'ont pas été améliorées tellement, de sorte qu'il soit difficile de prouver les résultats théoriques d'une façon précise.

### I.3.1 Dissipation des flux d'énergie :

La machine transmet l'énergie à l'outil de coupe, ensuite l'énergie est dissipée dans, la déformation plastique du copeau, la création ou propagation de fissure, le frottement du copeau sur l'outil et le frottement de la pièce sur la face de dépouille de l'outil. L'organigramme ci-dessous explique les dissipations des flux d'énergie [8].

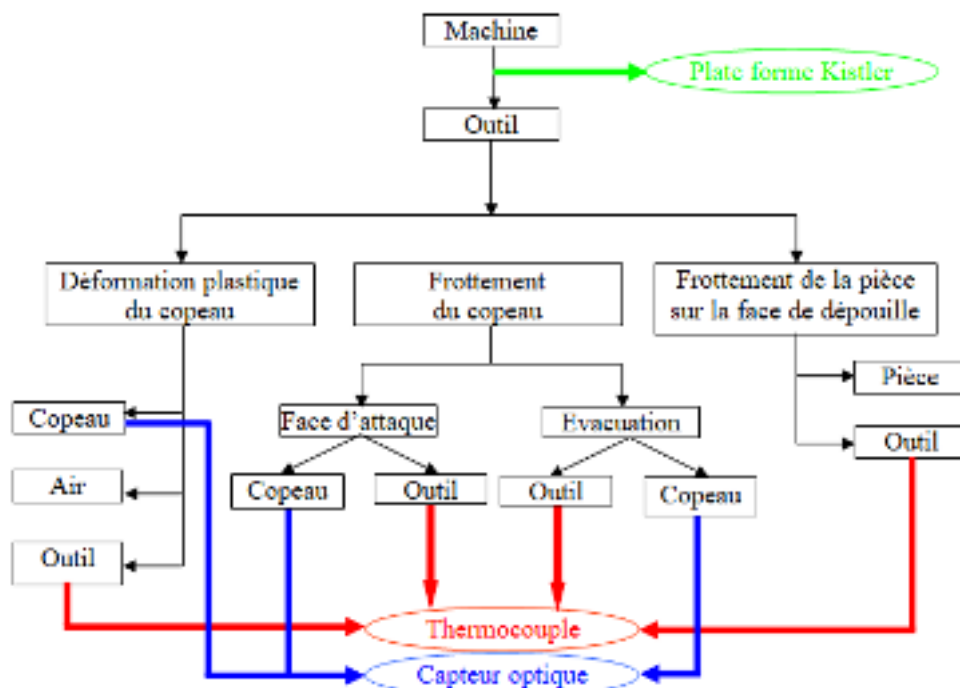


Figure I.12 : Schéma des dissipations des flux d'énergie

### Énergie de déformation plastique du copeau

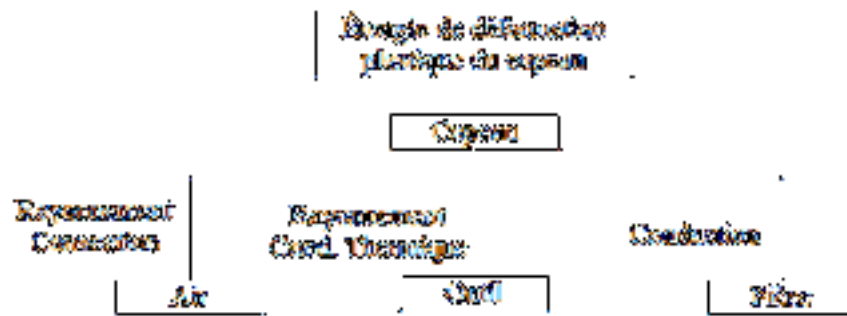


Figure I.13 : Schéma de l'énergie de déformation plastique du copeau.

### Énergie d'évacuation du copeau

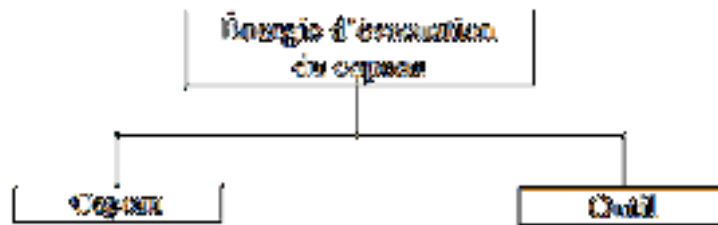


Figure I.14: Schéma de l'énergie d'évacuation du copeau.

### I.3.2 Sources de chaleur dans la zone de coupe :

Quand la déformation est élastique, l'énergie consommée par cette déformation est emmagasinée dans la matière sous forme d'énergie de déformation, et aucune chaleur n'est produite. Par contre lorsque la déformation est plastique, une grande partie de cette énergie est convertie en chaleur. En coupe des métaux, la déformation élastique représente une portion mineure de la déformation totale.

Pendant le processus d'usinage, une quantité considérable de l'énergie de machine est transférée en chaleur par, la déformation plastique de la surface de la pièce à usiner, le frottement du copeau sur la face d'outil et le frottement entre l'outil et la pièce à usiner. Trent et Wright [9] proposent un pourcentage de 99 % du travail effectué qui se convertit en chaleur. Ceci résulte d'une augmentation de la température de l'outil et de la pièce à usiner [10].

Les régions principales où la chaleur est produite pendant le procédé orthogonal de coupe sont présentées dans la figure qui suit. Premièrement, la chaleur est produite dans la zone de déformation primaire due au travail plastique effectué au plan de cisaillement. Le chauffage local dans cette zone résulte des très hautes températures, de ce fait ramollissant le matériau et permettant une déformation plus grande. Deuxièmement, la chaleur est produite dans la zone de

déformation secondaire due au travail effectué en déformant le copeau et en surmontant la friction de glissement à la zone d'interface outil-copeau. Finalement, la chaleur produite dans la troisième zone de déformation, à l'interface de pièce-outil, est due au travail effectué pour surmonter la friction, qui se produit au contact de frottement entre la face de dépouille de l'outil et la surface usinée de la pièce. Cependant, à moins que l'outil soit sévèrement porté, cette source de chaleur serait petite et il est négligé dans l'analyse actuelle.

La chaleur est dissipée par l'outil de coupe, le copeau formé, et la pièce à usiner. La plupart de la chaleur est due au travail effectué dans la formation de copeau, avec la majeure partie de cette chaleur arrivant dans le copeau, alors qu'une proportion est conduite dans le matériau à usiner. Cette proportion peut être plus élevée pour des quantités faibles d'enlèvement du métal et de petits angles de zone de cisaillements, mais pour des quantités élevées d'enlèvement du métal cette proportion est petite.

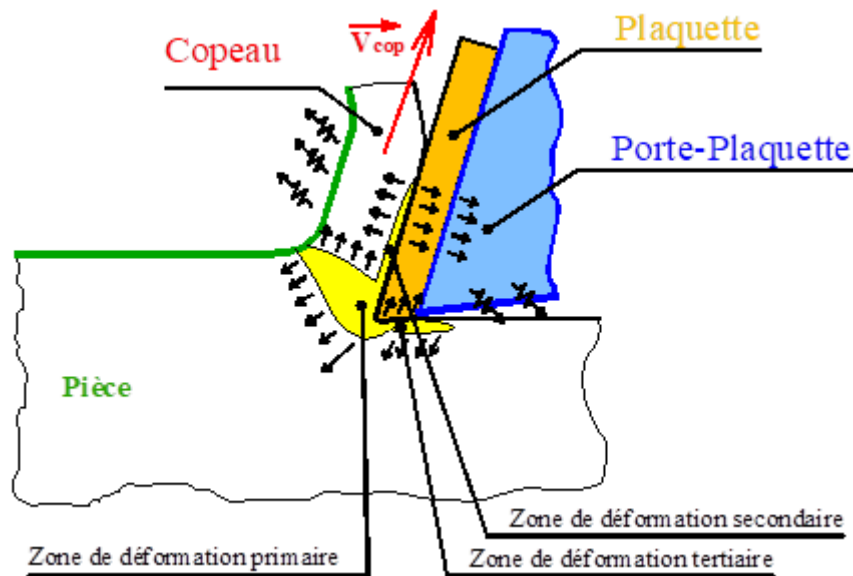


Figure I.15: Principales sources et voies d'évacuation de la chaleur.

Il est improbable que la chaleur soit perdue par le copeau à l'outil, parce que les températures dans l'outil sont plus élevées que ceux dans le corps du copeau. C'est pourquoi l'interface outil-pièce est plus importante en ce qui concerne la quantité d'enlèvement du métal. La majeure partie de la chaleur produite dans cette région se déplace dans l'outil et le copeau. Comme l'outil est stationnaire sa température reste plus élevée.

La chaleur produite à l'interface outil-pièce sera également détruite dans le support d'outil, qui peut affecter l'exactitude dimensionnelle de la pièce à usiner. Selon les températures atteintes et le matériau du support d'outil, il peut y avoir des dilatations de l'ordre de 30  $\mu\text{m}$  affectant l'exactitude de l'opération [11, 12 et 13].

L'augmentation de la température de la pièce à usiner est due au travail effectué dans les zones primaire et tertiaire. Ces températures peuvent affecter l'exactitude dimensionnelle de la pièce à usiner, parce que la déformation thermique peut causer des erreurs de position entre l'outil de coupe et la surface [13, 14].

La génération de chaleur pendant la coupe interrompue est un paramètre important pour le contrôle de la durée de vie de l'outil. La chaleur est produite de la même manière, mais le changement de la température est cyclique, augmentation durant le temps actif et diminution pendant le temps inactif. Cette fluctuation cause la fatigue thermique de l'outil de coupe et le choc de l'outil contribue à augmenter la possibilité de la défaillance [16]. La consommation d'énergie et la génération de chaleur dans les procédés de coupe des métaux dépendent d'une combinaison des propriétés physique et chimique du matériau de la pièce et de l'outil de coupe, les conditions de coupe et la géométrie de l'outil de coupe.

Selon Tay et Trent [15], la génération totale de chaleur due à la déformation plastique et au glissement de friction dans la zone de déformation secondaire, pour les copeaux continus produits à partir d'un matériau non-abrasif à la vitesse de coupe moyenne, peuvent supposer entre 20 % et 35 % de la chaleur produit dans la zone primaire. Considérant les températures de l'outil de coupe, ceci implique que la source de chaleur dans la zone primaire devrait également être prise en considération en plus de l'effet direct de la génération de chaleur sur la face de coupe. Vernaza et al [15] rapportent 17 % de chaleur de la zone primaire coule dans la pièce à usiner. Cependant, pour les très faibles enlèvements de métal cette quantité de chaleur habituellement assumée pour être aussi élevée que 50 % [15]. Moriwaki et al. [15] supposent que la moitié de la chaleur a produit en raison de la friction entre l'outil et la pièce à usiner est fournie à la pièce à usiner et l'autre moitié est fournie à l'outil comme un flux de chaleur. Ils ont également indiqué que 10 % à 30 % de la génération total de chaleur va vers l'outil [15].

Dans le cas d'une opération de tournage, le copeau absorbe environs 50 % à 86 % de la chaleur totale, et ce taux est d'autant plus élevé que la vitesse de coupe et l'épaisseur de la couche cisailée sont plus grandes. 10 % à 40 % revient à l'outil, 3 % à 9 % à la pièce usinée et seulement environ 1 % est rayonnée dans l'environnement. À titre indicatif et d'après les travaux de Hutte, 80 % de la quantité de chaleur générée dans une opération de perçage est absorbée par le copeau, 10 % par la pièce et les 10 % qui restent sont transmis à l'outil [17]. Les schémas de la figure qui suit montrent les sources et la répartition de la chaleur.



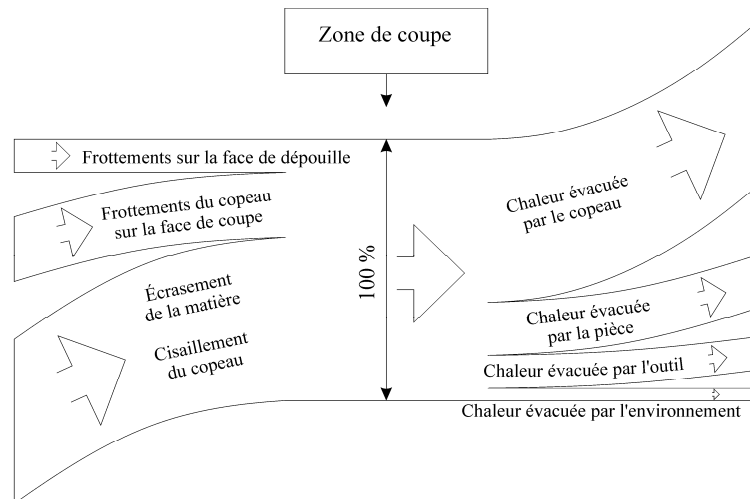


Figure I.16 : Répartition de la chaleur.

Quelques résultats donnant les pourcentages de la quantité de chaleur dans l'interface outil-copeau-pièce sont récapitulées dans Tableau suivant [18] :

Pourcentage de la quantité de chaleur dans :			
Accorder par	Copeau	Outil	Pièce
Shaw (1996)	90	5	5
Sandvik Cormorant (1994)	80	10	10
Luer (2003)	75	20	5
Jack (2003)	75-80	10	10

Table I.1 : Pourcentage de la quantité de chaleur dans l'interface outil-copeau-pièce.

### I.3.3 Modes de transfert de chaleur dans le copeau et la pièce :

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 dépouille ne dissipe pas beaucoup de chaleur. La majeure partie de la chaleur créée dans la zone de coupe va être évacuée par le copeau et par la pièce.

Prenons le cas du copeau, la chaleur créée dans la zone de cisaillement secondaire est évacuée par le copeau à la vitesse  $V_{cop}$  et, dans une moindre mesure, par diffusion dans la matière [19].

Le calcul du nombre de Péclet ( $P_e$ ) permet de connaître le mode de transfert de la chaleur qui est prépondérant puisqu'il compare le phénomène de transport de la chaleur et la diffusion de chaleur dans le matériau. Il est exprimé par :

$$P_e = \frac{V_{\text{cop}} \cdot Y}{\alpha_m} \quad (I.5)$$

Pour la zone de cisaillement secondaire, le nombre de Peclet est élevé (5-20) [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 diffusion dans le sens inverse du phénomène de transport.

#### **I.3.4 Méthodes de mesure de la température de coupe :**

Cette section donne un compte rendu des nombreuses formes de méthodes expérimentales pour lesquelles ont été ou pourraient être employés, mesurant la température pendant le processus de coupe. Les signaux principaux qui peuvent être mesurés dans une opération de coupe des métaux sont : force, rugosité, dimensions de copeau, déformation, usure de l'outil et température. Parmi ceux-ci la température est la plus difficile mesure, qui explique le nombre de différentes méthodes employées au cours des années.

Cependant, aucune des méthodes de laboratoire pour mesurer les températures n'est rapportée dans la littérature est simple et assez fiable pour le test de routine Stephenson, [19].

Recherchant par l'entremise de la littérature, plusieurs méthodes ont été employées ou discutées pour mesurer les températures de coupe. Ces diverses méthodes sont données sur la figure II.3. Quelques méthodes sont plus pratiques que d'autres. Toutes les méthodes, sans exception, ont leurs limitations individuelles Sales et al. [18]. Cependant, la recherche d'une méthode pratique qui peut être employée dans un environnement industriel continue.

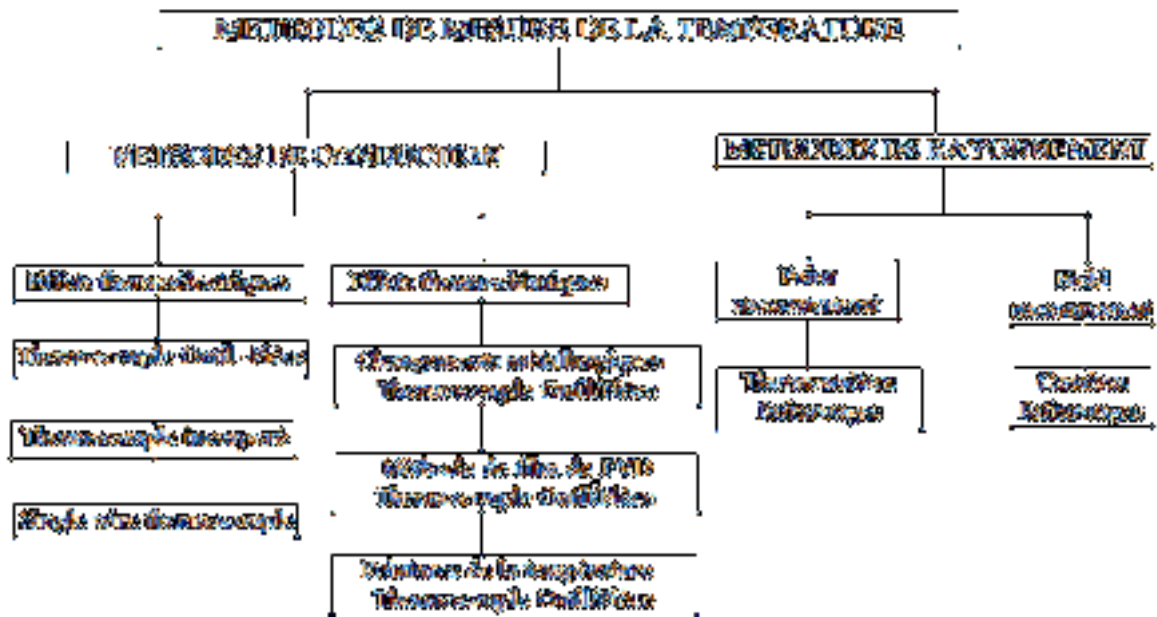


Figure I.17 : Détermination expérimentale de la température dans l'usinage des métaux [18, 20]

Appliquée à l'usinage, la technique des thermocouples s'utilise selon deux façons différentes :

- En utilisant le thermocouple naturel formé par la pièce et l'outil eux-mêmes,
- Avec des thermocouples de faibles dimensions insérés dans l'outil de coupe.

#### **L3.4.1** *Technique de thermocouple outil-pièce :*

Afin d'évaluer les températures surgissant dans les zones de coupe, plusieurs techniques ont été développées au cours des 70 dernières années. La plupart de ces techniques sont employées pour mesurer la température de l'outil de coupe. La méthode la plus considérable utilisée est le thermocouple outil-pièce [21].

La littérature propose qu'il y ait plusieurs problèmes associés avec la méthode de mesure de la température à l'interface de l'outil, qu'on utilise le thermocouple outil pièce. Ils sont :

- Le parasite de l'e. m. f. produit par les jonctions secondaires,
- L'étalonnage approprié du thermocouple.
- L'installation expérimentale exigée pour isoler le thermocouple de l'environnement.
- La question pour quel e.m.f. est mesurée par le thermocouple

Le premier problème à discuter, l'étalonnage, est le plus important, même si tous autres problèmes sont résolus, la température mesurée ne sera pas correcte si l'étalonnage est incorrect. Le but dans le calibrage de thermocouple outil pièce est de développer une relation

thermoélectrique entre le matériau d'outil de coupe et le matériau de la pièce à usiner. Beaucoup de méthodes ont été développées pour trouver cette relation. [21]

Cette méthode est utile en montrant l'effet des conditions de coupe, telles que la vitesse de coupe et l'avance, mais les valeurs absolues sont imprécises. Dans cette méthode, l'emf thermoélectrique produit entre l'outil et la pièce à usiner pendant la coupe est mesurée. La zone de coupe forme la jonction chaude, alors qu'une connexion électrique à une partie froide de l'outil et de la pièce à usiner forme la jonction froide. Un arrangement typique de thermocouple outil- pièce sur un tour est montré dans la figure. I-19.

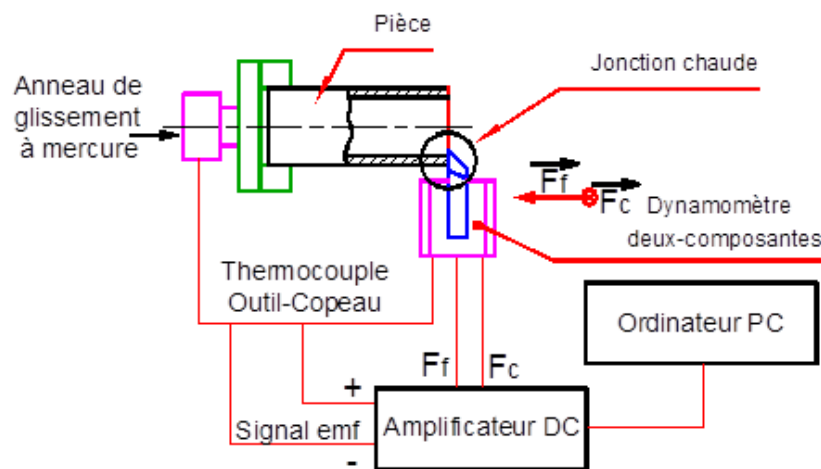


Figure I.18 : Jonction chaude du thermocouple à l'interface outil-pièce [22].

L'outil et la pièce à usiner doivent être électriquement isolés de la machine-outil. La difficulté de cette méthode est concernée par la nécessité pour un étalonnage précis de l'outil et le matériau de la pièce à usiner comme un couple thermocouple [23]. Un gradient de la température existe le long du contact de l'outil avec le copeau et c'est incertain si le thermocouple mesure la plus basse température à cette interface, ou une valeur moyenne. En conséquence, la quantité mesurée dans la méthode de thermocouple d'outil-pièce est l'emf thermoélectrique moyen à l'interface entre l'outil et la pièce à usiner. Cette méthode a été pensée pour être la plus réussie par Shaw [24] et encore a été considérée comme meilleure approche par Stephenson [19].

#### 1.3.4.1 Thermocouples incorporés :

Avec un ou plusieurs thermocouples placés dans l'outil ([Abrão et Aspinwall, 1997], [Ay et al, 1994], [Ay et Yang, 1998], [D'Errico, 1997], [Barlier et al, 1997]) [6]. Le thermocouple est mis dans un trou a foré dans l'outil dans le cas du tournage ou dans la pièce à usiner pour le fraisage. Les trous doivent être mis près de la tranchante de coupe aux emplacements très précis. Si le

thermocouple est enfoncé dans la pièce à usiner, il ne donnera pas la température sur la surface, qui est le point d'intérêt (jusqu'à ce qu'il soit trop tard) mais donnera une température plus profonde dans le métal que le point de coupe. Ces thermocouples peuvent être utilisés pour trouver la distribution de la température dans l'outil ou la pièce, mais pas pour donner la température de surface. Pour obtenir la température de la surface de pièce la modélisation mathématique de transfert thermique est exigée. Cependant, quelques doutes ont été émis sur l'exactitude des thermocouples incorporés dus à la présence des trous qui doivent être forés pour installer les thermocouples et en raison de la présence des thermocouples elles-mêmes [18]. L'erreur dans la lecture de thermocouple incorporée due à la présence du thermocouple elle-même a été trouvée aussi grande que 50 pour cent de la température dans certains cas Kato et Fujii, 1997 [18]. Ceci est provoqué par l'espace d'air dans le trou autour du thermocouple et de la conduction passagère de chaleur du thermocouple dans un corps plein. Encore, le calibrage correct du thermocouple incorporé est difficile à températures élevées et ils ne répondent pas aux variations température rapides. Al Huda et al., 2002 [18]. Cette technique est bien plus difficile mettre en application pour la mesure dans processus le thermocouple Outil-pièce Yen et Wright, 1986 [18].



*Figure I.19 : Photographie des thermocouples incorporés [18].*

#### **1.3.4.3 Thermomètres infrarouges :**

Les pyromètres ou les thermomètres infrarouges ont été utilisés en plus de rapports que n'importe quelle autre méthode. Ils sont également utilisés pour mesurer les champs de température dans les zones de coupe. Il y a des avantages dans l'utilisation des sondes infrarouges ; elles sont de non contact, elles peuvent répondre aux changements rapides de la température et elles permettent la mesure facile des températures élevées sans déranger la distribution de chaleur. Ces

sondes sont rapportées en tant précises et fiables O'Sullivan et Cotterell [18]. Les caméras infrarouges sont de plus en plus employées pour mesurer la température et sa distribution [2]. Néanmoins, ces techniques nécessitent un appareillage sophistiqué qui doit être rigoureusement calibré et les différentes méthodes employées ne sont encore capables d'assurer des résolutions spatiales et temporelles élevées rendant l'exploitation des mesures difficile. Par ailleurs, des conditions d'usinage particulières sont requises comme la suppression du fluide de coupe et l'accès visuel aux zones de coupe.

Les méthodes par thermographie infrarouge présentent plusieurs inconvénients. Tout d'abord, la nature métallique des matériaux utilisés conduit à de multiples réflexions sur toutes les surfaces qui viennent de perturber les mesures. L'émissivité des surfaces est inconnue et elle varie en fonction de la température, de l'orientation des surfaces visées et de la longueur d'onde. La mesure de la température par thermographie infrarouge ne peut donc être mise en œuvre que dans des configurations spécifiques (coupe orthogonale) et ne fournit pas des mesures absolues de température. Cette mesure est, par contre, d'un grand intérêt d'un point de vue qualitatif (comme dans le cas des travaux de Changeux [25] car elle permet de visualiser la "scène thermique" sur l'ensemble de la zone de coupe (figure I-20). Néanmoins, même dans la configuration de coupe orthogonale, le copeau émet un rayonnement infrarouge important, en raison de sa température élevée, ce qui perturbe les mesures de la température dans la zone de coupe. D'autre part, la température que l'on veut connaître est celle de l'arête de coupe qui est cachée par le copeau puisque les deux éléments frottent l'un sur l'autre dans cette zone.

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

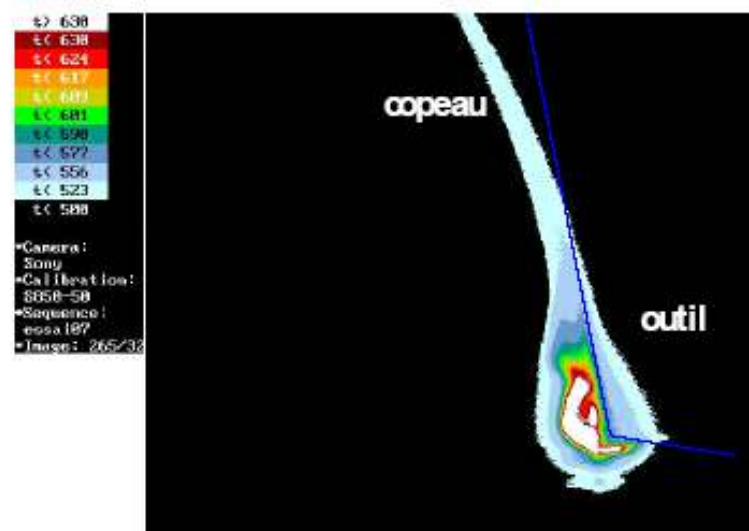


Figure I.20 : Mesure par thermographies réalisées par B. Changeux [25], ENSAM Paris. Usinage en coupe orthogonale, on vise la surface perpendiculaire au plan de cisaillement.

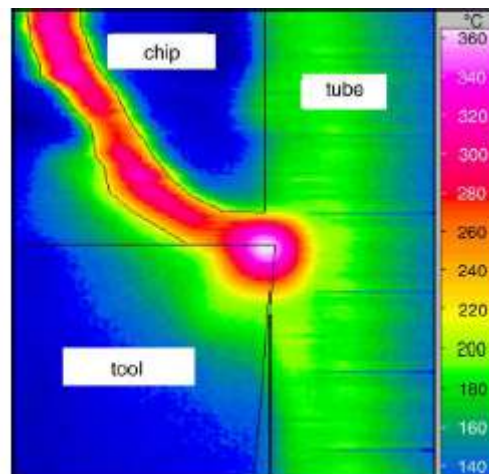


Figure I.21 : Mesure par thermographies réalisées par [25], Usinage en coupe orthogonale.

### I.3.5 Distribution de la température :

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 distribution de la température.

Il est difficile de déterminer avec précision la carte des températures à la racine d'un 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.

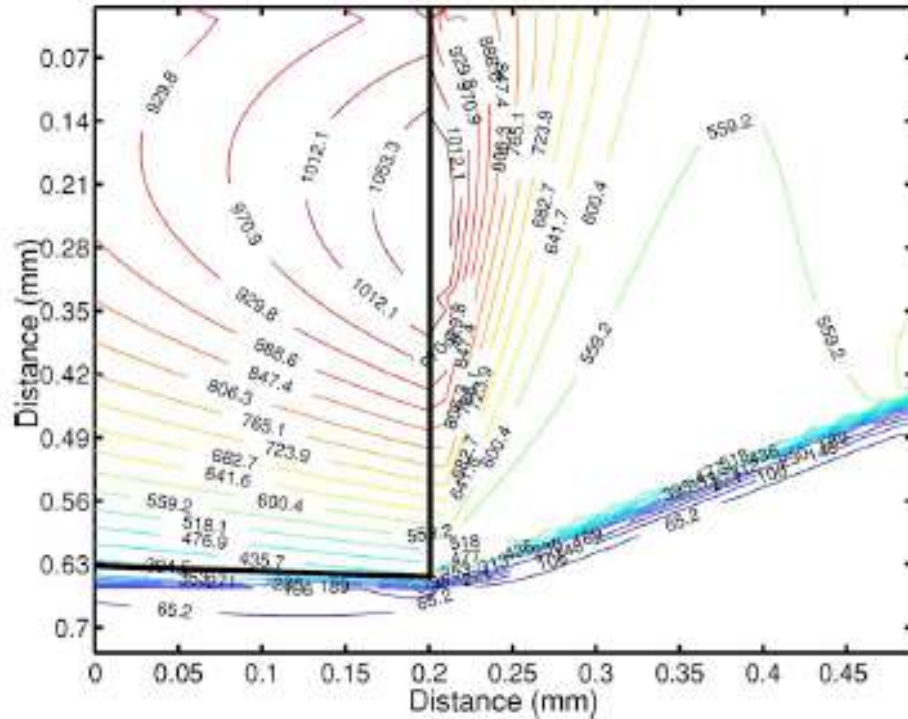


Figure I.22 : Carte de température.

Notons que l'élévation de la température de coupe engendre des traitements thermiques qui modifient la structure cristalline du matériau de coupe. Les déformations thermiques de l'outil diminuent la précision d'usinage.

### I.3.6 Influence des paramètres de coupe sur la température :

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

$$T_c = C_T a^u f^v V_c^w \quad (\text{I-6})$$

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 illustre l'évolution des températures de la pièce, du copeau et de l'outil en fonction de la vitesse de coupe.



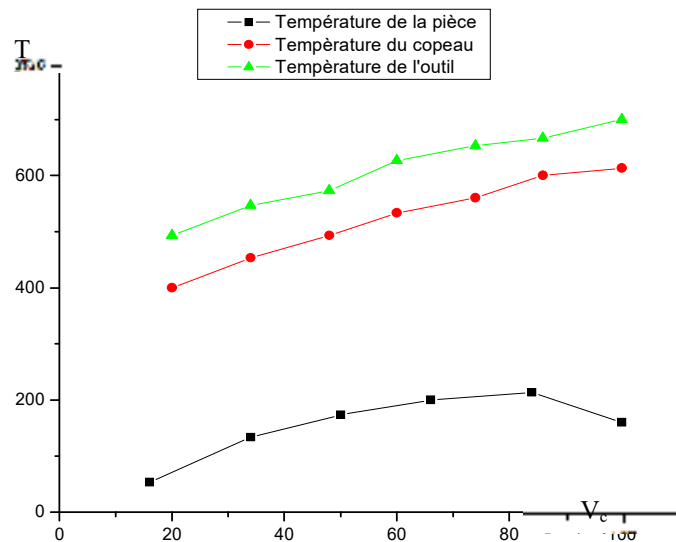


Figure I.23 : Evolution de la température en fonction de  $V_c$ .

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. Cependant, la température de l'outil croît plus lentement que la quantité de chaleur dégagée car l'augmentation de la vitesse de coupe fait augmenter la quantité de chaleur dégagée par le copeau. Parfois, quand la vitesse est grande, une température élevée dans la zone de cisaillement secondaire peut faciliter l'écoulement du copeau. Des vitesses de coupe faibles peuvent par contre accroître la quantité de chaleur communiquée à la pièce.

La figure qui suit montre l'évolution de la température de coupe pour deux matériaux : acier et fonte en fonction de l'avance.

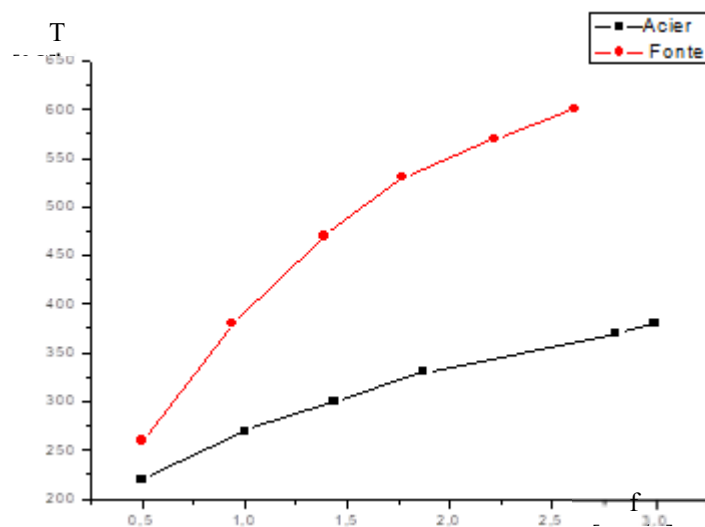


Figure I.24 : Evolution de la température en fonction de  $f$ .

Nous remarquons que la température de coupe de la fonte est plus élevée que celle de l'acier pour les mêmes paramètres de coupe. L'influence de l'avance de coupe 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 et de la section du copeau. Une grande section du copeau permet ainsi le dégagement très efficace de la chaleur par le copeau.

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.

## Chapitre II

# Modélisation de la coupe des métaux

---

# Chapitre II :

## Modélisation de la coupe des métaux

---

### **II. Modélisation de la coupe des métaux**

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 la modélisation thermique qu'a connue la coupe des métaux, plus particulièrement celles utilisant une approche analytique.

#### **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.

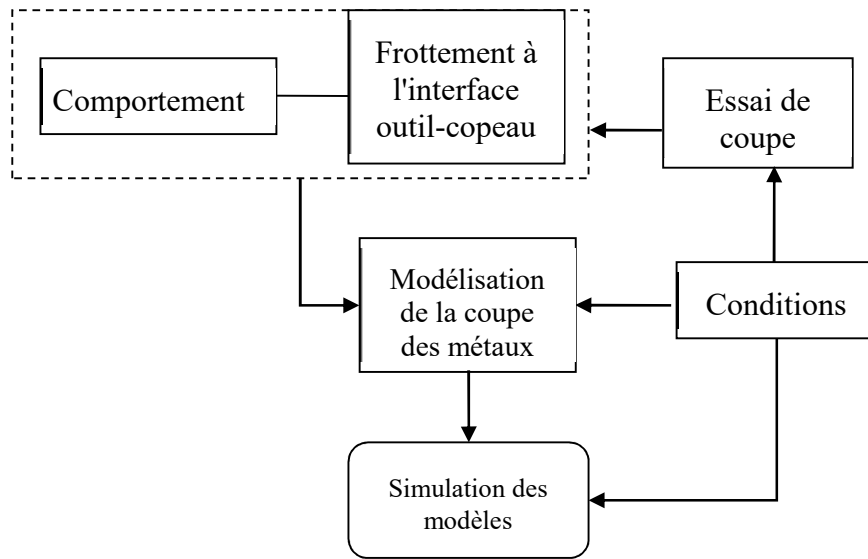


Figure II.1 : Démarche de modélisation de la coupe.

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.

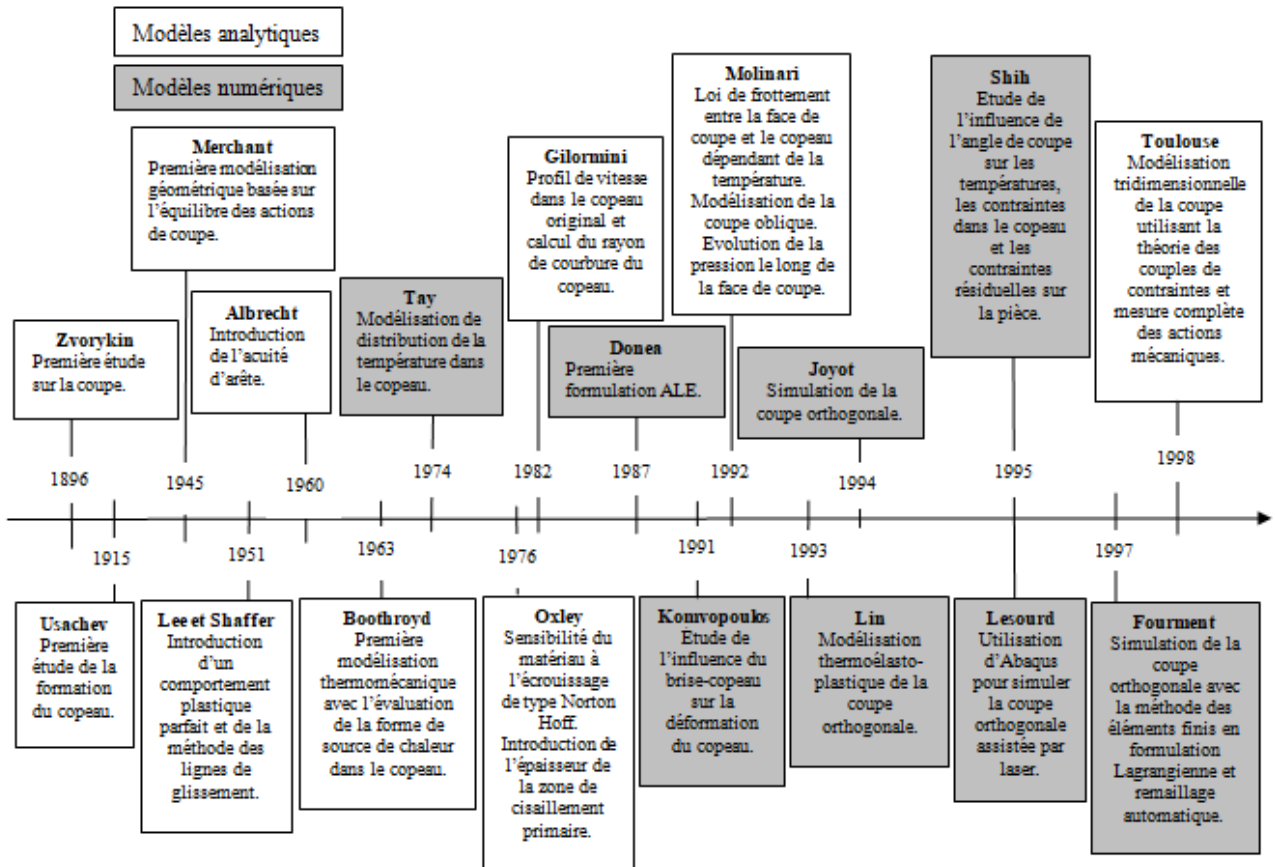


Figure II.2: Chronogramme sur la modélisation de la coupe [25.]

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 [25].

Dans la présente étude, nous allons plutôt nous intéresser a priori aux modèles analytiques qui sont plus adéquats à la mise en œuvre 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 [27] 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 [26] 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.

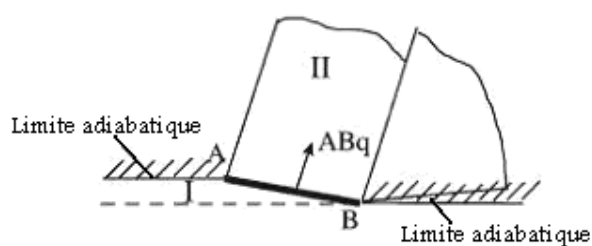
Nous allons maintenant présenter la modélisation thermique.

## **II.2 Modélisation thermique :**

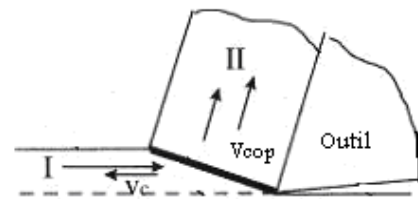
La chaleur produite durant le processus d'usinage était l'un des premiers phénomènes à étudier. D'après une synthèse établie par Komanduri (2000), Taylor (1907) fût le premier à identifier l'importance de la chaleur dans l'accélération de l'usure de l'outil, il a développé une relation empirique entre la vitesse de coupe (par conséquent 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 des divers endroits de l'outil ou de la pièce.

Blok (1938), Jaeger (1942) et Rosenthal (1946) ont apporté des contributions originales sur les problèmes de mobilité de la source de chaleur et qui ont donné une plateforme 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 (1951), puis à Trigger et Chao (1951), et à Loewen et Shaw (1954). 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). [28 et 33]

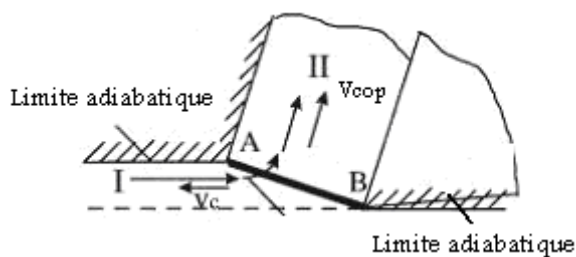
La figure II.4 donne un résumé des divers modèles utilisés dans la détermination de la température relative au plan de cisaillement primaire. La plupart des auteurs assument le matériau de part et d'autre du plan de cisaillement comme deux corps séparés en contact de glissement. Seulement, Hahn (1951) et Chao & Trigger (1955) 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 (1951) 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.4 (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.4 (b)). [28]



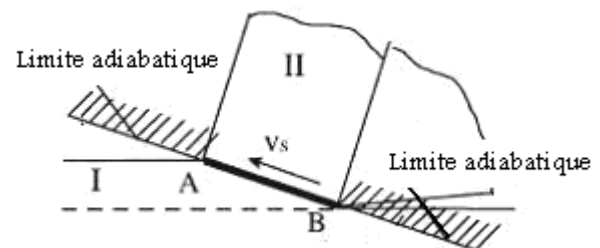
(a) Modèle de Trigger et Chao, 1951



(b) Modèle de Hahn, 1951

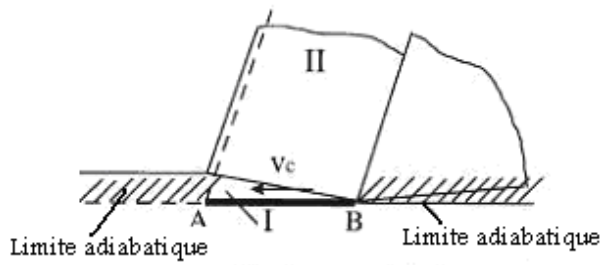


(c) Modèle de Chao et Trigger, 1953

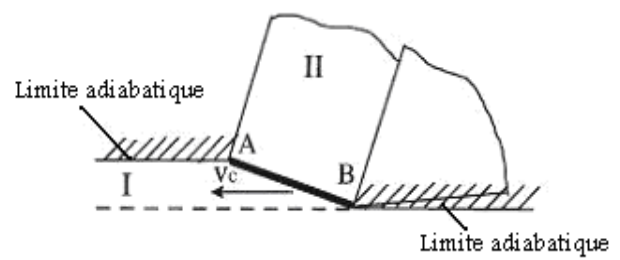


(d) Modèle de Loewen et Shaw, 1954

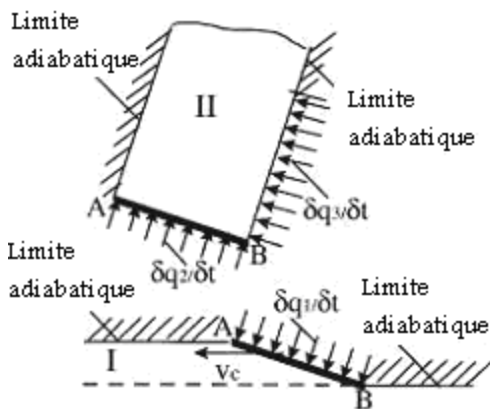




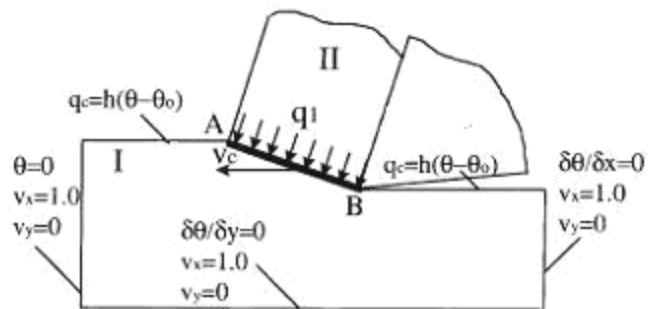
(e) Modèle de Leone, 1954



(f) Modèle de Weiner, 1955



(g) Modèle de Dutt et Brewer, 1965



(h) Modèle de Dawson et Malkin, 1984

Figure II.3: Hypothèses des modèles de prédiction de la température Komanduri et Hou (2000)[28].

Les premiers travaux de Komanduri et Hou (2000) 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 (1954), qui a également appliqué le principe de Blok (1938) pour la répartition du flux de chaleur [6].

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. [29]

Moufki et al. (1998) [30] 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 (2003) [31] ont reporté dans leur article une synthèse bibliographique sur les modèles de température qui suivent.

### II.2.1 Modèle de Trigger et Chao :

Trigger et Chao (1951) [33] 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 :

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

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

$$T_{OA} = \frac{(1 - \beta_p) Z_{OA} [\cot(\phi) + \tan(\phi - \alpha)]}{C_s \rho W} \quad (\text{II-2})$$

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

$$T_{OB} = T_{OA} + \psi \left( \frac{\beta_{sec} T_2}{9 W a} \sqrt{\frac{V_{cop}}{5 \pi \lambda_m Y C_s \rho}} \right) \quad (\text{II-3})$$

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

### II.2.2 Modèle de Loewen et Shaw :

Loewen et Shaw (1954) [33] 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 :

$$\beta_p = 1 - \frac{1}{1 + \sqrt{\frac{\lambda_m \varepsilon_{OA}}{\rho C_s V_c f}}} \quad (\text{II-4})$$

$$T_{OA} = T_0 + \frac{0.754 \beta_p q_1 f \csc(\phi)}{2 \lambda_m \sqrt{L_1}} \quad (\text{II-5})$$

$$q_1 = \frac{W_s V_c \sin(\phi)}{W} \quad (\text{II-6})$$

$$L_1 = \frac{V_s f \csc(\phi) \rho C_s}{4 \lambda_m} \quad (\text{II-7})$$

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 :

$$T_{OB} = T_{OA} + \psi \left( \frac{0.377 \beta_c q_2 Y}{\lambda_m \sqrt{L_2}} \right) \quad (\text{II-8})$$

$$\beta_c = \frac{\frac{W_f \cdot V_c \cdot f \cdot SF}{W \lambda_o} - T_{OA} + T_0}{\frac{W_f \cdot V_c \cdot f \cdot SF}{W \lambda_o} + \frac{0.754 W_f}{W \rho C_s} \sqrt{\frac{V_c f \rho C_s}{Y \lambda_m}}} \quad (\text{II-9})$$

$$L_2 = \frac{V_c Y \rho C_s}{4 \lambda_m} \quad (\text{II-10})$$

$$q_2 = \frac{W_f V_c f}{W Y} \quad (\text{II-11})$$

### II.2.3 Modèle de Leone :

Leone (1954) [33] 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 :

$$\beta_p = \frac{1}{1 + 1.13 V_{\text{cop}} \sqrt{\frac{a \rho C_s}{2 V_c \lambda_m}}} \quad (\text{II-12})$$

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

$$T_{\text{OA}} = T_0 + \frac{\beta_p q_l a}{\lambda_m} \sqrt{\frac{2 \lambda_m}{\pi \rho C_s V_c a}} \quad (\text{II-13})$$

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.2.4 Modèle de Tounsi et al. :

Pour le modèle de Tounsi et al. (2002) [33], 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 :

$$p = \frac{1}{2} + \frac{\cos(2\phi - \gamma)}{2 \cos(\gamma)} \quad (\text{II-14})$$

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 :

$$T_{\text{OA}} = T_0 + \left( \frac{p \cos(\alpha)}{\rho C_s \sin(\phi) \cos(\phi - \alpha)} \right) \left( \frac{2 \tau_{\text{OA}} - A/\sqrt{3}}{3} \right) \quad (\text{II-15})$$

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 :

$$\dot{\epsilon}_{\text{OA}} = \frac{2 V_c \cos(\gamma)}{\sqrt{3} (0,5 f) \cos(\phi - \gamma)} \quad (\text{II-16})$$

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

### II.2.5 Modèle d'Adibi et al. :

Pour le modèle d'Adibi et al. (2003) [33], 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 :

$$\int_{T_0}^{T_{OA}} \frac{\rho C_s(T)}{1 - \left( \frac{T - T_{amb}}{T_{fus} - T_{amb}} \right)^m} dT = (1 - \beta_p) \left( A \varepsilon_{OA} + \frac{B}{n+1} \varepsilon_{OA}^{n+1} \right) \left( 1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}_{OA}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \quad (II-17)$$

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 :

$$T_1 = \frac{W_0 V_c f a}{V_s} \quad (II-18)$$

$$W_0 = \int_0^{\varepsilon_{EF}} \sigma d\varepsilon = \int_{T_0}^{T_{EF}} \frac{\rho C_s dT}{(1 - \beta_p)} \quad (II-19)$$

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

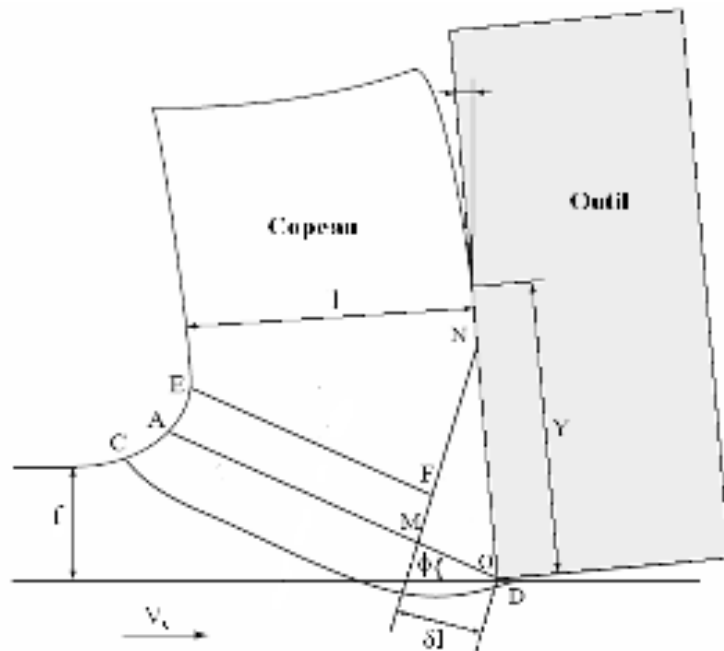


Figure II.4: Considérations du modèle d'Adibi et al. [33].

$$\int_{T_0}^{T_{EF}} \frac{\rho C_s(T)}{1 - \left( \frac{T - T_{amb}}{T_{fus} - T_{amb}} \right)^m} dT = (1 - \beta_p) \left( A \varepsilon_{EF} + \frac{B}{n+1} \varepsilon_{EF}^{n+1} \right) \left( 1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}_{OA}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \quad (II-20)$$

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

$$\varepsilon_{OB} = \varepsilon_{EF} + \frac{\dot{\varepsilon}_{OB} Y}{V_{cop}} \quad (II-21)$$

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

### II.2.6 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

Table II.1 : Conditions d'usinage pour les huit tests et paramètres géométriques [33].

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

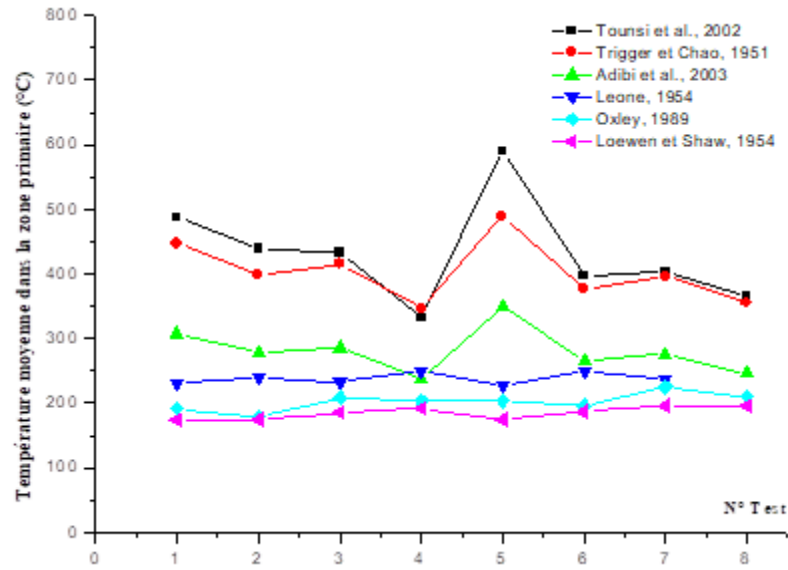


Figure II.5: Comparaison des prédictions de température dans la zone de cisaillement primaire [33].

La figure II.7 donne une comparaison entre les différentes estimations de température à l'interface outil-copeau et les résultats expérimentaux.

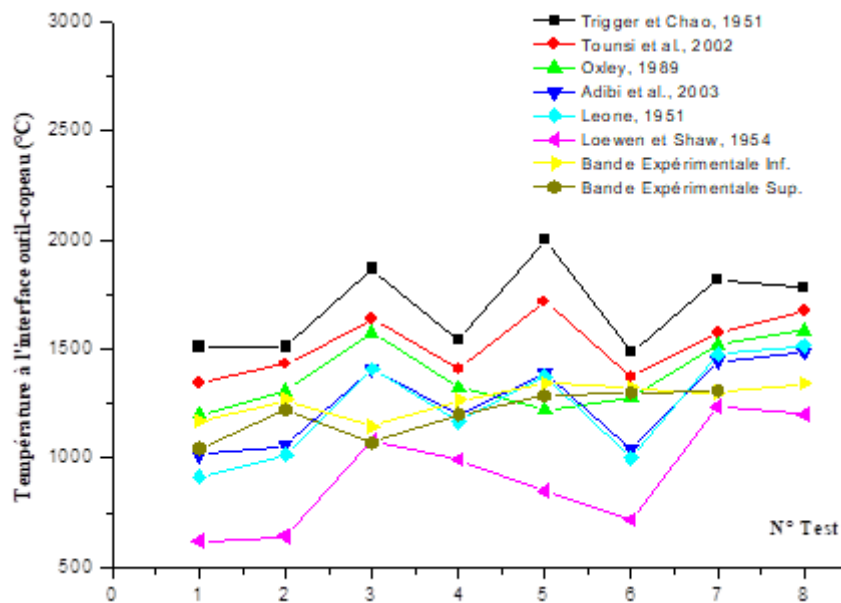


Figure II.6 : Comparaison des prédictions de température dans la zone de cisaillement secondaire [33].

## II.2.7 Modèle de Komanduri et Hou :

### II.2.7.1 Modélisation dans la zone de cisaillement primaire [28] :

Les travaux de Komanduri et Hou (2000) [28] sur l'étude des transferts thermiques dans la zone de cisaillement primaire ont été inspirés des développements de Hahn (1951). Hahn utilise les

résultats de Jaeger (1942) et de Rosenthal (1946) 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.

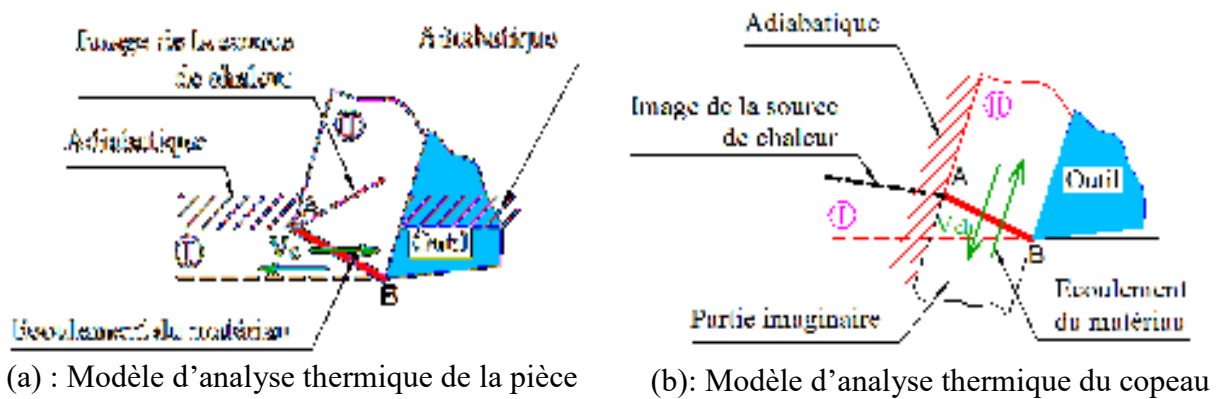


Figure II.7 : Hypothèses du modèle de Komanduri et Hou.

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 le copeau en contact avec l'air ambiant.

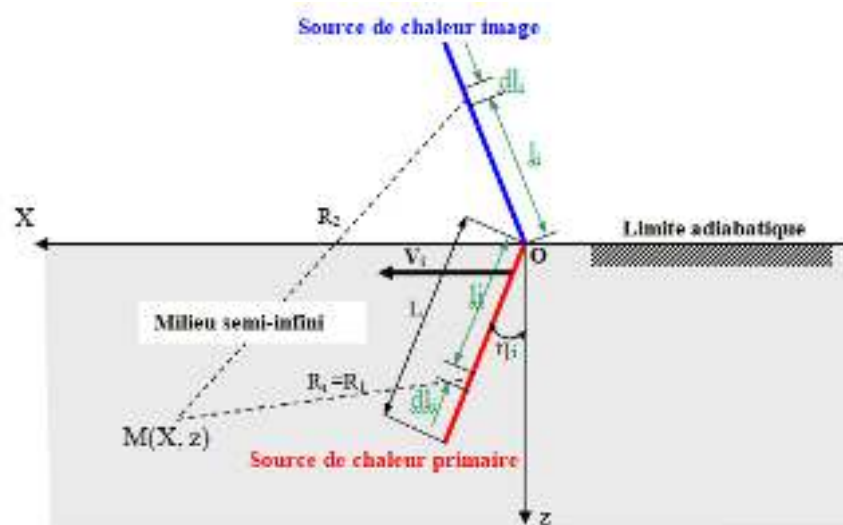


Figure II.8: Source de chaleur oblique.



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 :

$$T_M = \frac{q_i}{2\pi\lambda_{mil}} \int_0^L e^{-\frac{(X-l_i \sin \eta_i)V_i}{2\alpha_{mil}}} K_0 \left( \frac{V_i}{2\alpha_{mil}} \sqrt{(X-l_i \sin \eta_i)^2 + (z-l_i \cos \eta_i)^2} \right) dl_i \quad (II-22)$$

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 :

$$dT_M = \frac{q_i dl_i}{2\pi\lambda_{mil}} e^{-\frac{(X-l_i \sin \eta_i)V_i}{2\alpha_{mil}}} \left[ K_0 \frac{V_i}{2\alpha_{mil}} R_1 + K_0 \frac{V_i}{2\alpha_{mil}} R_2 \right] \quad (II-23)$$

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

$$T_M = \frac{q_i}{2\pi\lambda_{mil}} \int_0^L e^{-\frac{(X-l_i \sin \eta_i)V_i}{2\alpha_{mil}}} \left[ K_0 \frac{V_i}{2\alpha_{mil}} R_1 + K_0 \frac{V_i}{2\alpha_{mil}} R_2 \right] dl_i \quad (II-24)$$

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.

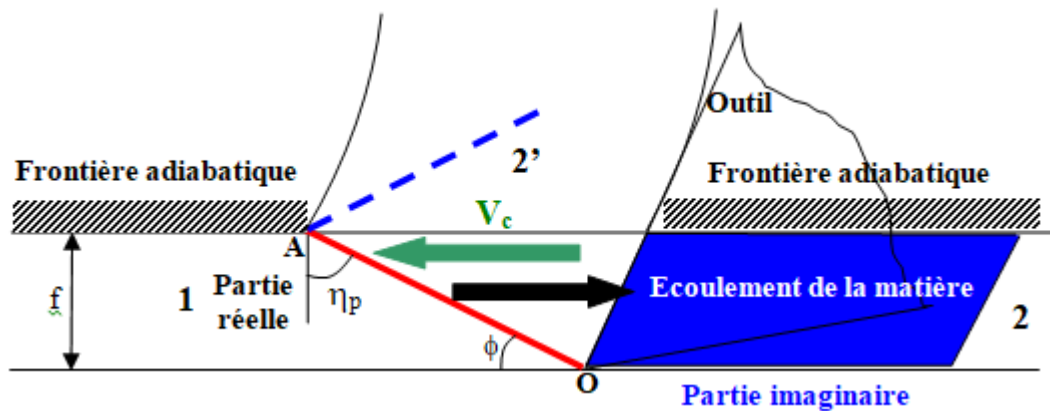


Figure II.9: Modèle pour l'analyse thermique de la pièce.

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 ( $\eta_i$ ) =  $\eta_i = \phi - \alpha$ .

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.

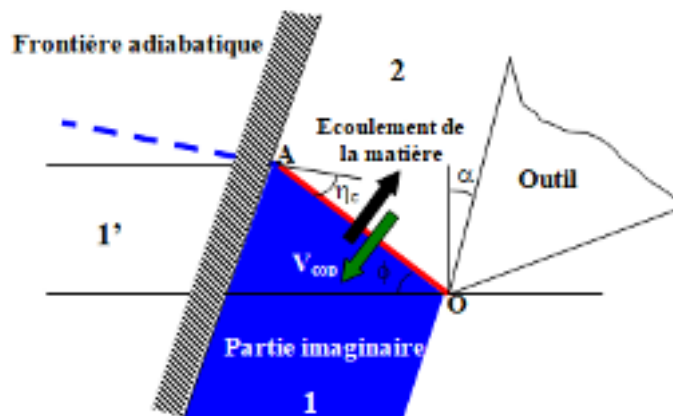


Figure II.10: Modèle du copeau.

### II.3.7.2 Modélisation dans la zone de cisaillement secondaire [29]:

Dans le modèle de Komanduri et Hou (2001a), le copeau est considéré comme un milieu semi-infini. La source de chaleur de largeur ( $L$ ), 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. 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 :

$$dT_M = \frac{q_2 dl_i}{\pi \lambda_m} e^{-\frac{(X-l_i)V_{\text{cop}}}{2\alpha_m}} \left[ K_0 \left( \frac{R_i V_{\text{cop}}}{2\alpha_m} \right) + K_0 \left( \frac{R_{i'} V_{\text{cop}}}{2\alpha_m} \right) \right] \quad (\text{II-25})$$

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

$$T_M = \frac{q_2}{\pi \lambda_m} \int_0^L e^{-\frac{(X-l_i)V_{\text{cop}}}{2\alpha_m}} \left[ K_0 \left( \frac{R_i V_{\text{cop}}}{2\alpha_m} \right) + K_0 \left( \frac{R_{i'} V_{\text{cop}}}{2\alpha_m} \right) \right] dl_i \quad (\text{II-26})$$

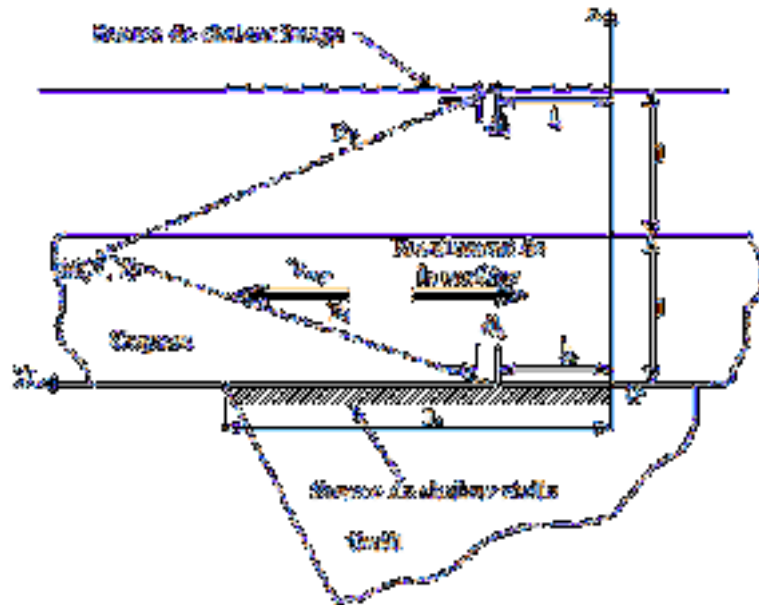


Figure II.11: Modèle pour l'analyse thermique du copeau.

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 ; soit :

$$T_M = \frac{q_1}{2\pi\lambda_m} \int_{a_i=0}^{1/\cos(\phi-\gamma)} e^{-\frac{(X-X_i)V_{\text{cop}}}{2\alpha_m}} \left\{ K_0 \left[ \frac{V_{\text{cop}}}{2\alpha_m} \sqrt{(X-X_i)^2 + (z-z_i)^2} \right] + K_0 \left[ \frac{V_{\text{cop}}}{2\alpha_m} \sqrt{(X-X_i)^2 + (2l-z-z_i)^2} \right] \right\} da_i \quad (\text{II-27})$$

$$+ \frac{q_2}{\pi\lambda_m} \int_{l_i=0}^L e^{-\frac{(X-l_i)V_{\text{cop}}}{2\alpha_m}} \left[ K_0 \left( \frac{R_i V_{\text{cop}}}{2\alpha_m} \right) + K_0 \left( \frac{R_{i'}}{V_{\text{cop}}} \right) \right] dl_i$$

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

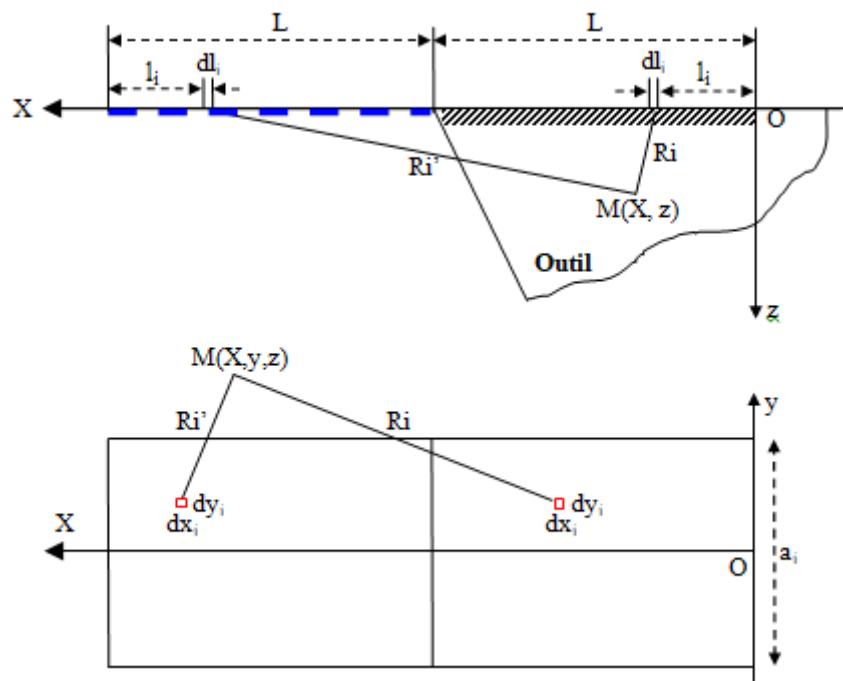


Figure II.12: Modèle pour l'analyse thermique de l'outil.

La figure ci-dessus illustre le modèle pour l'analyse thermique de l'outil ; dont la source de chaleur est considérée rectangulaire stationnaire. La température d'un point quelconque  $M(X,y,z)$  de l'outil est donnée par :

$$T_M = \frac{q_2}{2\pi \cdot \lambda_o} \int_{y_i=-a/2}^{a/2} \int_{l_i=0}^L \left( \frac{1}{R_i} + \frac{1}{R_{i'}} \right) dl_i dy_i \quad (\text{II-28})$$

$$\text{Avec } R_i = \sqrt{(X-x_i)^2 + (y-y_i)^2 + z^2}; \quad R_{i'} = \sqrt{(X-2\cdot L+l_i)^2 + (y-y_i)^2 + z^2}$$

Où  $q_2$  est le flux de chaleur relatif à la zone de cisaillement secondaire et  $\lambda_o$  est la conductivité thermique du matériau de l'outil.

La distribution non-uniforme de répartition de la fraction de chaleur pour le copeau et l'outil peut être exprimée par des fonctions analytiques avec une bonne exactitude. Dans ce qui suit, on donne ces fonctions pour le cas d'un usinage conventionnel de l'acier à des nombres de Peclet élevés ( $P_e = 5-20$ ) et l'usinage d'ultra-précision de l'aluminium avec un outil de diamant de simple-cristal à des nombres de Peclet bas ( $P_e = 0.5$ ).

Ces fonctions de la fraction de la chaleur dissipée dans le copeau ( $\beta_c$ ) et dans l'outil ( $\beta_o$ ) ont la forme suivante :

$$\begin{aligned} \beta_c &= (\beta_{\text{cop}} - \Delta\beta) + 2 \cdot \Delta\beta \cdot \left(\frac{l_i}{L}\right)^m + C \cdot \Delta\beta \cdot \left(\frac{l_i}{L}\right)^k \\ \beta_o &= (\beta_{\text{out}} + \Delta\beta) - 2 \cdot \Delta\beta \cdot \left(\frac{l_i}{L}\right)^m - C \cdot \Delta\beta \cdot \left(\frac{l_i}{L}\right)^k \end{aligned} \quad (\text{II-29})$$

Où  $\beta_{\text{cop}}$  et  $\beta_{\text{out}}$  avec ( $\beta_{\text{cop}} + \beta_{\text{out}} = 1$ ) sont les fractions moyennes de la répartition de la chaleur pour le copeau et l'outil respectivement obtenu en appariant l'élévation moyenne de la température à l'interface entrante en contact des deux côtés,  $\Delta\beta_{\text{cop}}$  est la compensation maximale de  $\beta_{\text{cop}}$  aux deux fins de la source de chaleur d'interface.

Pour l'usinage conventionnel de l'acier  $m$  varie entre 0.22 et 0.26,  $C$  varie entre 2.0 et 2.2, et  $k$  est pris égal à 16. Pour l'usinage d'ultra-précision de l'aluminium avec un outil de diamant de simple-cristal  $m$  est pris égal à 2.0,  $C$  est égal 6 et  $k$  prend la valeur 20.

Avec une distribution non-uniforme, la température  $T_M$  dans le copeau est donnée par :

$$T_M = \frac{q_2}{\pi \cdot \lambda_m} \int_{l_i=0}^L \beta_c \cdot \exp\left(\frac{-(X-l_i) \cdot V_{\text{cop}}}{2\alpha_m}\right) \cdot \left[ K_0 \left(\frac{R_i \cdot V_{\text{cop}}}{2\alpha_m}\right) + K_0 \left(\frac{R_{i'} \cdot V_{\text{cop}}}{2\alpha_m}\right) \right] dl_i \quad (\text{II-30})$$

Celle dans l'outil prend la forme suivante :

$$T_M = \frac{q_2}{2\pi \cdot \lambda_m} \cdot \int_{y_i=-a/2}^{a/2} \int_{l_i=0}^L \beta_o \cdot \left(\frac{1}{R_i} + \frac{1}{R_{i'}}\right) dl_i dy_i \quad (\text{II-31})$$

### II.2.7.3 Effet combiné des deux zones de cisaillement [32] :

Komanduri et Hou (2001b), montrent que la modélisation thermique globale du processus de coupe est la combinaison de l'effet combinée des sources de chaleurs dû au plans de cisaillement

et à l'interface outil copeau avec des coordonnées communes pour prévoir une distribution de la température à l'interface outil copeau pièce.

La figure qui suit montre l'emplacement des sources de chaleur réelles et imaginaires des deux zones de cisaillement dans le copeau.

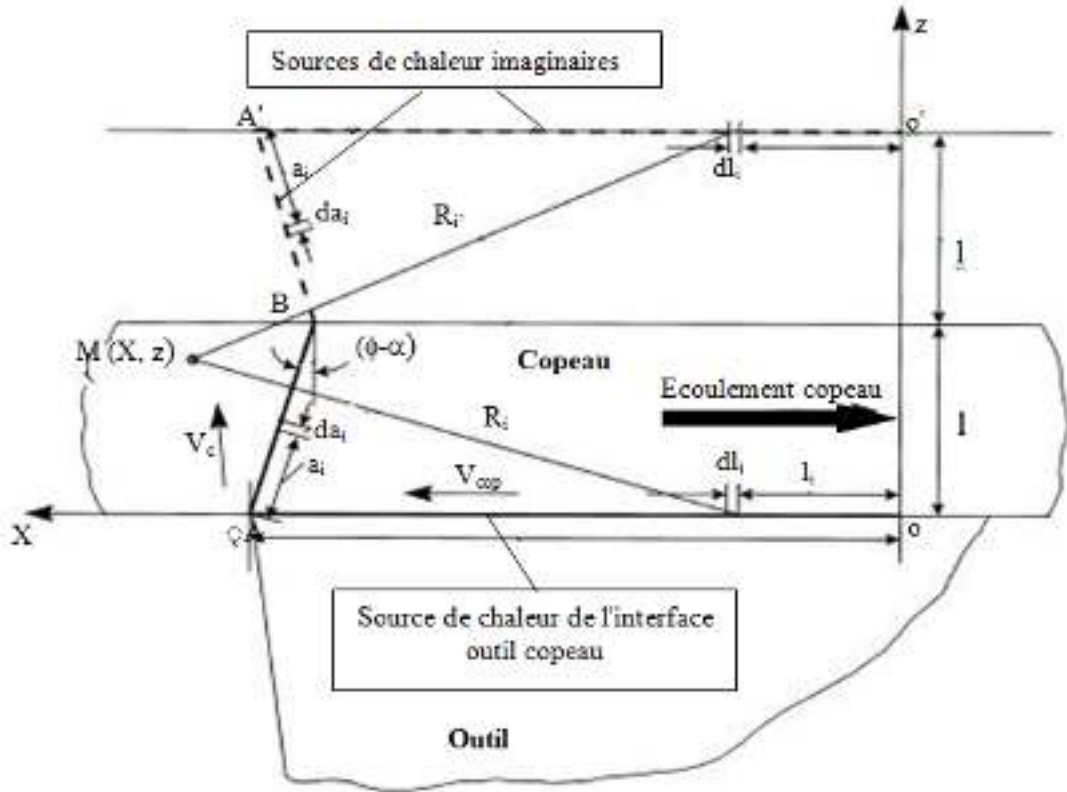


Figure II.13: Effet combiné des sources de chaleur dans le copeau.

Pour évaluer la température à n'importe quel point M(X, z) du copeau, il suffit de sommer l'effet des deux sources de chaleur en utilisant les équations (II. 26) et (II. 32), ce qui nous donne l'équation générale suivante :

$$\begin{aligned}
 T_M = & \frac{q_{pl}}{\pi \cdot \lambda_m} \int_{l_i=0}^L \left[ \beta_c - \Delta\beta + 2\Delta\beta \left( \frac{l_i}{L} \right)^m + C \cdot \Delta\beta \cdot \left( \frac{l_i}{L} \right)^k \right] \cdot \exp \left( \frac{-(X-l_i) \cdot V_c}{2\alpha_m} \right) \cdot \\
 & \left[ K_0 \left( R_i \frac{V_c}{2\alpha_m} \right) + K_0 \left( R_i' \frac{V_c}{2\alpha_m} \right) \right] dli + \frac{q_{pls}}{\pi \cdot \lambda_m} \int_{a_i=0}^{l/\cos(\phi-\alpha)} \exp \left( \frac{-(X-X_i) \cdot V_c}{2\alpha_m} \right) \cdot \\
 & \left[ K_0 \left( \frac{V_c}{2\alpha_m} \sqrt{(X-X_i)^2 + (z-z_i)^2} \right) + K_0 \left( \frac{V_c}{2\alpha_m} \sqrt{(X-X_i)^2 + (2l-z-z_i)^2} \right) \right] da_i
 \end{aligned} \tag{II-32}$$

Avec  $X_i = L - a_i \sin(\phi - \alpha)$ ,  $z_i = a_i \cos(\phi - \alpha)$  et  $q_{pls}$  est l'intensité de chaleur dissipé de la source de chaleur au plan de cisaillement.

De même pour l'outil, la température à n'importe quel point  $M(X, z)$  provoqué par les deux sources de chaleur est de la forme :

$$T_M = \frac{q_{pl}}{2\pi\lambda_o} \int_{y_i=-\frac{+a}{2}}^{+\frac{+a}{2}} \int_{x_i=0}^L \left( \beta_o + \Delta\beta - 2\Delta\beta \left( \frac{x_i}{L} \right)^m - C\Delta\beta \left( \frac{x_i}{L} \right)^k \right) \left( \frac{1}{R_i} + \frac{1}{R_i'} \right) dx_i dy_i +$$

$$\frac{q_{pli}}{2\pi\lambda_o} \int_{y_i=-\frac{+a}{2}}^{+\frac{+a}{2}} \int_{x_i=0}^L \left( \beta_{ind} + \Delta\beta_i - 2\Delta\beta_i \left( \frac{x_i}{L} \right)^{m_i} - C_i \Delta\beta_i \left( \frac{x_i}{L} \right)^{k_i} \right) \left( \frac{1}{R_i} + \frac{1}{R_i'} \right) dx_i dy_i \quad (II-33)$$

$q_{pli}$  est l'intensité moyenne de dissipation de la chaleur de la source de chaleur induite,  $m_i$ ,  $k_i$ ,  $C_i$ , et  $\Delta\beta$  sont les constantes appropriées pour la source de chaleur induite.

### II.2.8 Modèle de Komanduri et Hou modifiée par Karas et al. [34]:

Komanduri et Hou (2000-2001a-2001b) [34] ont combiné les effets thermiques associés aux zones de cisaillements primaire et secondaire pour une prédiction globale de la température à l'interaction outil-copeau-pièce. La cartographie de température obtenue n'est en fait qu'une superposition des différentes cartographies obtenues chacune dans son propre système d'axes.

Les systèmes d'axes utilisés par Komanduri et Hou est représenter par la figure II.14.

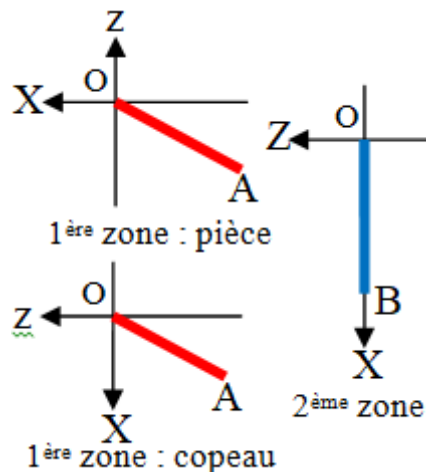


Figure II.14: Systèmes d'axes utilisés par Komanduri et Hou [34]

Dans la présente étude, nous avons procédé à la re-écriture des équations qui expriment la température du copeau, de l'outil et de la pièce dans un même système d'axes. À cet effet, le système d'axes retenu est celui de la pièce comme montrer dans la figure II.15 ; les transformations mathématiques (translation et rotation) effectuées peuvent être résumées ainsi :

- Adapter le système d'axes de la cartographie de température du copeau induite par la source de chaleur du cisaillement primaire au système d'axes de la cartographie de température de la pièce
- Adapter le système d'axes de la cartographie de température du copeau et de l'outil due à la source de chaleur du cisaillement secondaire au système d'axes de la cartographie de température de la pièce.

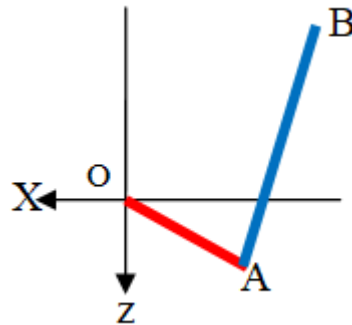


Figure II.15: Système d'axes retenu [34]

Après tout calcul fait, nous obtiendrons le modèle général suivant :

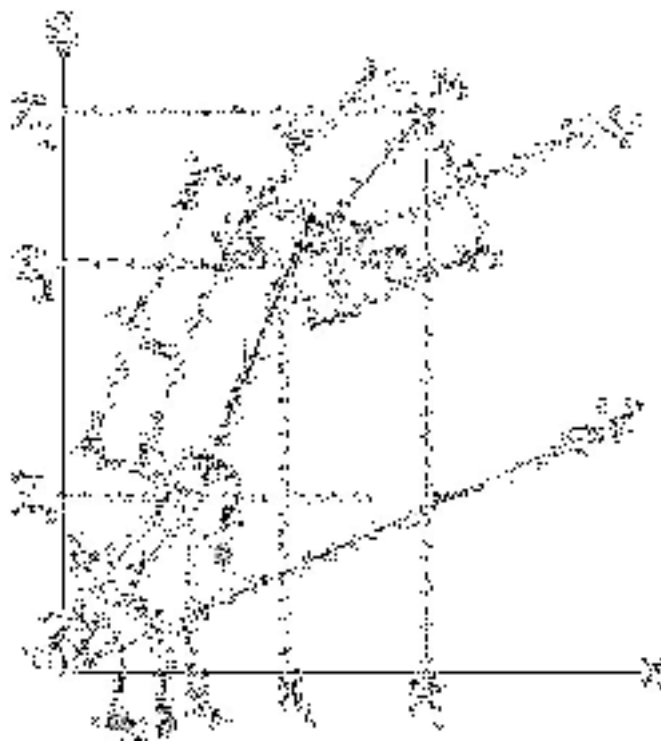


Figure II.16: Modèle général de Komanduri et Hou modifiée (modèle développé) [34]



Soit une source de chaleur mobile avec l'intensité  $q_i$ , qui se déplace avec une vitesse  $V$ , l'équation de la température engendrée par cette source est de la forme :

$$T_M = \frac{q_i}{2\pi\lambda_m} \cdot \int_0^L \exp\left(-\frac{V}{2a} \cdot D\right) \cdot K_0\left(\frac{V}{2a} \cdot R\right) dli \quad (\text{II.34})$$

Avec :

$R$  est la distance entre  $M$  et  $l_i$

$D$  est la projection de  $R$  sur la ligne de vitesse  $V$

$$R = \sqrt{(X_i - X_{li})^2 + (Z_j - Z_{li})^2}$$

$$X_{li} = X_0 + l_i \cdot \cos(\phi), \quad Z_{li} = Z_0 + l_i \cdot \sin(\phi)$$

$$X_0 = d_0 \cdot \cos(\alpha), \quad Z_0 = d_0 \cdot \sin(\alpha)$$

$$\text{Donc : } R = \sqrt{(X_i - d_0 \cdot \cos(\alpha) - l_i \cdot \cos(\phi))^2 + (Z_j - d_0 \cdot \sin(\alpha) - l_i \cdot \sin(\phi))^2}$$

$$D = R \cdot \cos(\gamma - \beta)$$

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

$$\cos(\gamma) = \frac{X_i - X_{li}}{R} = \frac{X_i - d_0 \cdot \cos(\alpha) - l_i \cdot \cos(\phi)}{R}$$

$$\sin(\gamma) = \frac{Z_j - Z_{li}}{R} = \frac{Z_j - d_0 \cdot \sin(\alpha) - l_i \cdot \sin(\phi)}{R}$$

$$D = \cos(\beta) \cdot (X_i - d_0 \cdot \cos(\alpha) - l_i \cdot \cos(\phi)) + \sin(\beta) \cdot (Z_j - d_0 \cdot \sin(\alpha) - l_i \cdot \sin(\phi))$$

Les équations de modèles développés qui suivent montrent l'effet de chaque source de chaleur séparément dans les différentes zones : pièce, copeau et outil. La température à l'interface outil, copeau et pièce est obtenue en sommant l'effet des deux sources de chaleur [34].

### II.3.3.1 Equations de la température dans la pièce :

#### a. Effet de la première zone de cisaillement :

$$T_M = \frac{q_{pl}}{2\pi\lambda_m} \int_{l_i=0}^L \exp\left(-\left(X + l_i \cos(\phi)\right) \frac{V_c}{2\alpha_m}\right) \cdot \left[ K_0\left(\frac{R_i V_c}{2\alpha_m}\right) + K_0\left(\frac{R'_i V_c}{2\alpha_m}\right) \right] dli \quad (\text{II.35})$$

avec:

$$R_i = \sqrt{(X + l_i \cos(\phi))^2 + (z - l_i \sin(\phi))^2}, \quad R'_i = \sqrt{(X + l_i \cos(\phi))^2 + (z + l_i \sin(\phi))^2}$$

#### b. Effet de la seconde zone de cisaillement :

$$T_M = \frac{q_{pl}}{\pi \cdot \lambda_m} \int_{li=0}^L \exp\left(-\left(X + L \cos(\phi) + (L - l_i) \sin(\alpha)\right) \cdot \frac{V_c}{2\alpha_m}\right) \cdot \left( K_0\left(\frac{R_i V_c}{2\alpha_m}\right) + K_0\left(\frac{R'_i V_c}{2\alpha_m}\right) \right) dli \quad (\text{II.36})$$

Avec :

$$\begin{cases} R_i = \sqrt{(X + L \cos(\phi) + (L - l_i) \sin(\alpha))^2 + (z - L \sin(\phi) + (L - l_i) \cos(\alpha))^2} \\ R_{i'} = \sqrt{(X - L \cos(\phi) + (L - l_i) \sin(\alpha))^2 + (z - L \sin(\phi) + (L - l_i) \cos(\alpha))^2} \end{cases}$$

### II.3.3.2 Equations de la température dans le copeau :

#### a. Effet de la première zone de cisaillement :

$$T_M = \frac{q_{pls}}{2\pi\lambda_m} \int_{l_i=0}^L \exp\left(-\left((X + l_i \cos(\phi)) \sin(\alpha) + (z - l_i \sin(\phi)) \cos(\alpha)\right) \frac{V_{cop}}{2\alpha_m}\right) \cdot \left[ K_0 \left( \frac{R_i V_{cop}}{2\alpha_m} \right) + K_0 \left( \frac{R_{i'} V_{cop}}{2\alpha_m} \right) \right] \cdot dl_i \quad (II.37)$$

avec :

$$R_i = \sqrt{(X + l_i \cos(\phi))^2 + (z - l_i \sin(\phi))^2}, \quad R_{i'} = \sqrt{(X + l_i \sin(\phi + 2\alpha))^2 + (z - l_i \cos(\phi - 2\alpha))^2}$$

#### b. Effet de la seconde zone de cisaillement :

$$T_M = \frac{q_{pl}}{\pi\lambda_m} \int_{l_i=0}^L \left( \beta_c - \Delta\beta + 2\Delta\beta \cdot \left(\frac{l_i}{L}\right)^m + C \cdot \Delta\beta \cdot \left(\frac{l_i}{L}\right)^k \right) \cdot \exp\left(-\left(z - L \sin(\phi) + (L - l_i) \cos(\alpha)\right) \frac{V_{cop}}{2\alpha_m}\right) \cdot \left[ K_0 \left( \frac{R_i \cdot V_{cop}}{2\alpha_m} \right) + K_0 \left( \frac{R_{i'} \cdot V_{cop}}{2\alpha_m} \right) \right] dl_i \quad (II.38)$$

$$\text{avec: } R_i = \sqrt{(X + l_i \cos(\phi))^2 + (z - l_i \sin(\phi))^2}, \quad R_{i'} = \sqrt{(X + l_i \cos(\phi + 2\alpha))^2 + (z - l_i \sin(\phi - 2\alpha))^2}$$

### II.3.3.3 Equations de la température dans l'outil :

#### a. Effet de la première zone de cisaillement :

$$T_M = \frac{q_{pli}}{2\pi\lambda_o} \int_{y_i=-\frac{a}{2}}^{+\frac{a}{2}} \int_{l_i=0}^L \left( \beta_i + \Delta\beta_i - 2\Delta\beta_i \left(\frac{l_i}{L}\right)^{m_i} - C \Delta\beta_i \left(\frac{l_i}{L}\right)^{k_i} \right) \left( \frac{1}{R_i} + \frac{n}{R_{i'}} \right) dl_i \quad (II.39)$$

Avec :

$$R_i = \sqrt{\left[ X + L \cos(\phi) + (L - l_i) \sin(\alpha) \right]^2 + \left[ z - L \sin(\phi) + (L - l_i) \cos(\alpha) \right]^2 + \left[ \frac{a}{2} - y_i \right]^2}$$

$$R_{i'} = \sqrt{\left[ X + L \cos(\phi) - (L - l_i) \sin(\alpha) \right]^2 + \left[ z - L \sin(\phi) - (L - l_i) \cos(\alpha) \right]^2 + \left[ \frac{a}{2} - y_i \right]^2}$$

#### b. Effet de la seconde zone de cisaillement :

$$T_M = \frac{q_{pl}}{2\pi\lambda_o} \int_{y_i=-\frac{a}{2}}^{+\frac{a}{2}} \int_{l_i=0}^L \left( \beta_o + \Delta\beta - 2\Delta\beta \left(\frac{l_i}{L}\right)^m - C \Delta\beta \left(\frac{l_i}{L}\right)^k \right) \left( \frac{1}{R_i} + \frac{n}{R_{i'}} \right) dl_i \quad (II.40)$$

Avec :

$$\left\{ \begin{array}{l} R_i = \sqrt{[X + L \cos(\phi) + (L - l_i) \sin(\alpha)]^2 + [z - L \sin(\phi) + (L - l_i) \cos(\alpha)]^2 + \left[\frac{a}{2} - y_i\right]^2} \\ R_{i'} = \sqrt{[X + L \cos(\phi) - (L - l_i) \sin(\alpha)]^2 + [z - L \sin(\phi) - (L - l_i) \cos(\alpha)]^2 + \left[\frac{a}{2} - y_i\right]^2} \end{array} \right.$$

**Chapitre III**  
**Simulation et interprétations des**  
**résultats**

---

# Chapitre III :

## Simulation et interprétations des résultats

---

### ■ II. Simulation et interprétation des résultats

Dans ce chapitre, nous allons présenter la simulation du modèle analytique de Komanduri et Hou modifié [34]. Tout d'abord, nous exposerons les résultats relatifs à la distribution de la température dans la pièce et dans le copeau dû à la source de chaleur de la zone de cisaillement primaire et en fait par la suite la combinaison entre ces deux cartographies. Après, nous présenterons la distribution de la température dans l'outil et le copeau dû à la source de chaleur de la zone de cisaillements secondaire. Puis nous avons comparé les résultats de simulation aux résultats obtenues par Karas et al. [34].

Ces cartographies thermiques ont calculé à l'aide du logiciel Matlab.

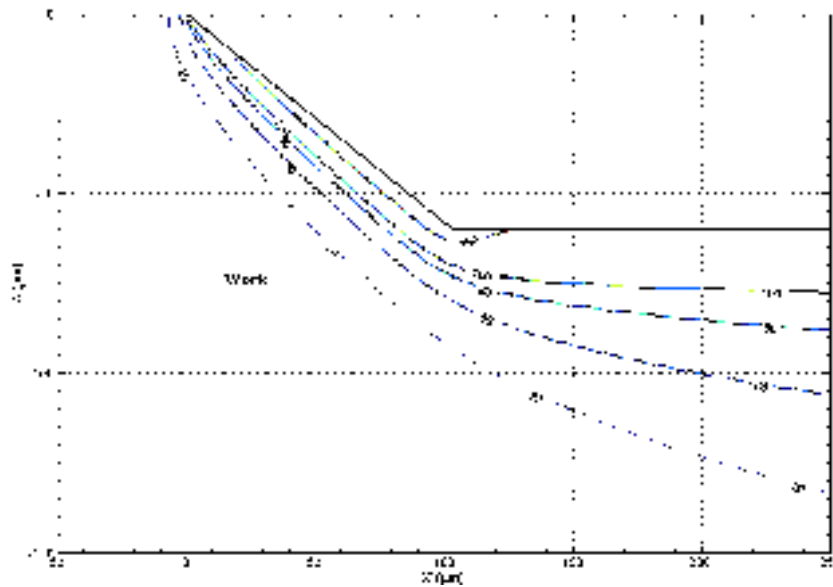
#### III.1 Température dans la pièce et le copeau dû à la zone de cisaillement primaire :

Le modèle de Komanduri-Hou modifié [34] a été simulé pour les conditions reportées dans le tableau qui suit :

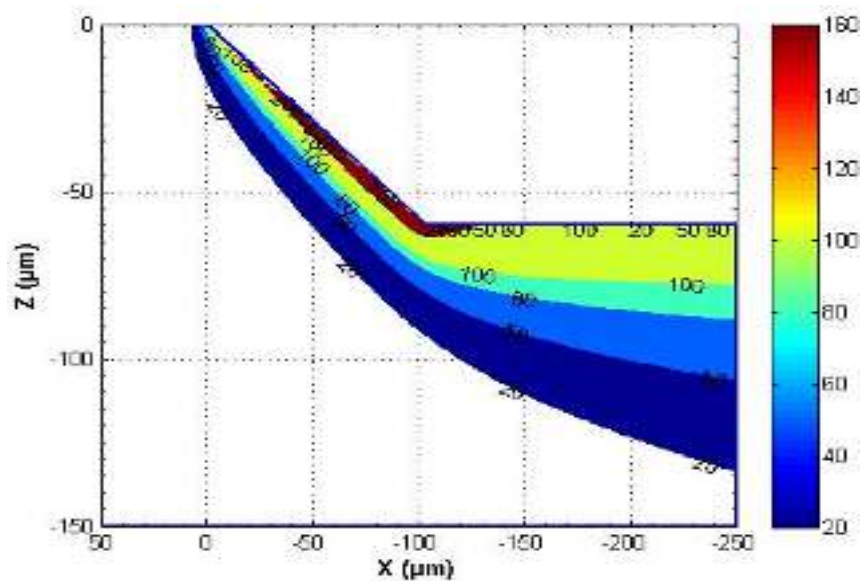
Angle de coupe ( $\alpha$ )	5°
Vitesse de coupe ( $V_c$ )	139 m/min
Avance (f)	0.0006 mm/tr
Profondeur de passe (a)	3.84 mm
Largeur de la bande de chaleur (L)	0.1196 mm
Matériau usiné	Acier SAE B1113 : $\lambda_m = 56.7 \text{ W/m}^\circ\text{C}$ , $\alpha_m = 0.8234 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$
Matériau de coupe	Carbure métallique : $\lambda_o = 41.90 \text{ W/m}^\circ\text{C}$ , $\alpha_o = 1.484 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$
Efforts de coupe	$F_c = 356 \text{ N}$ $F_a = 125 \text{ N}$
Angle de cisaillement primaire ( $\phi$ )	30.1°

Table III.1 : Paramètres de simulation, Komanduri et Hou (2000) [28].

Les cartographies qui suivent montrent respectivement les distributions de la température dans la pièce et le copeau ainsi la combinaison des deux cartographies dans un même système d'axes dues aux sources de chaleur dans la zone de cisaillements primaire.

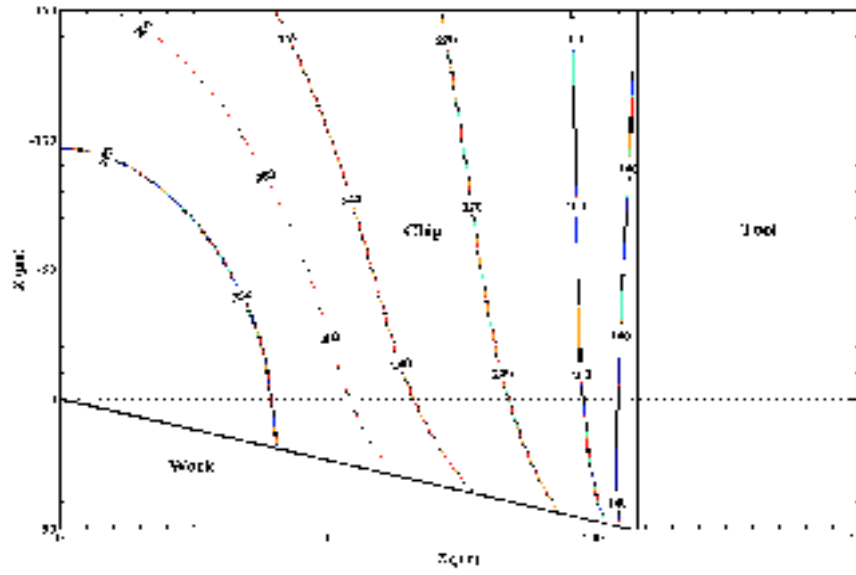


a)

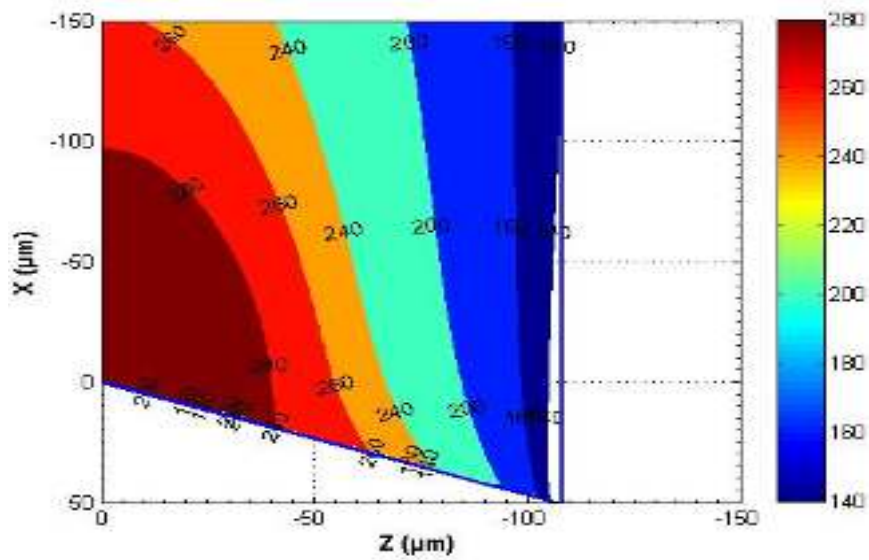


b)

Figure III.1: a) Cartographie de température de la pièce du a l'effet de la zone de cisaillement primaire obtenue par le modèle de Karas et al. [34]. b) Cartographie de température de la pièce du a l'effet de la zone de cisaillement primaire par notre simulation

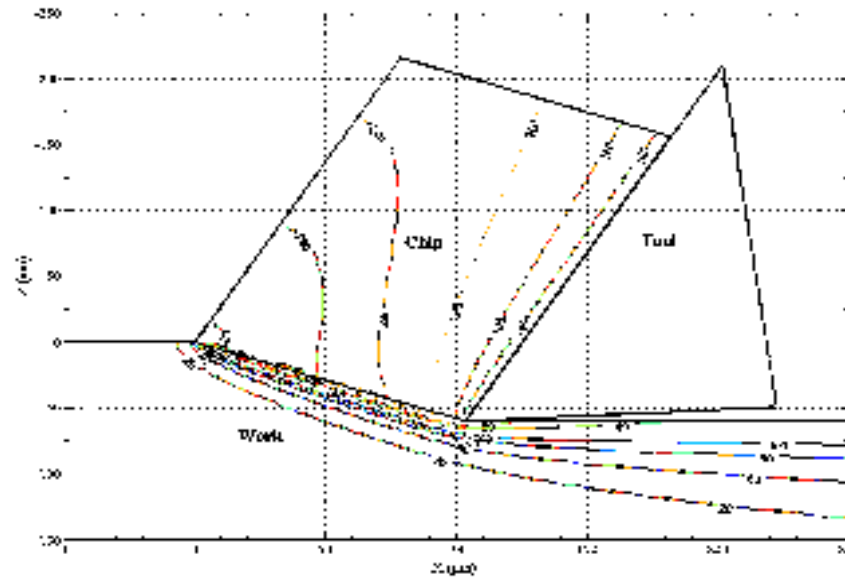


a)

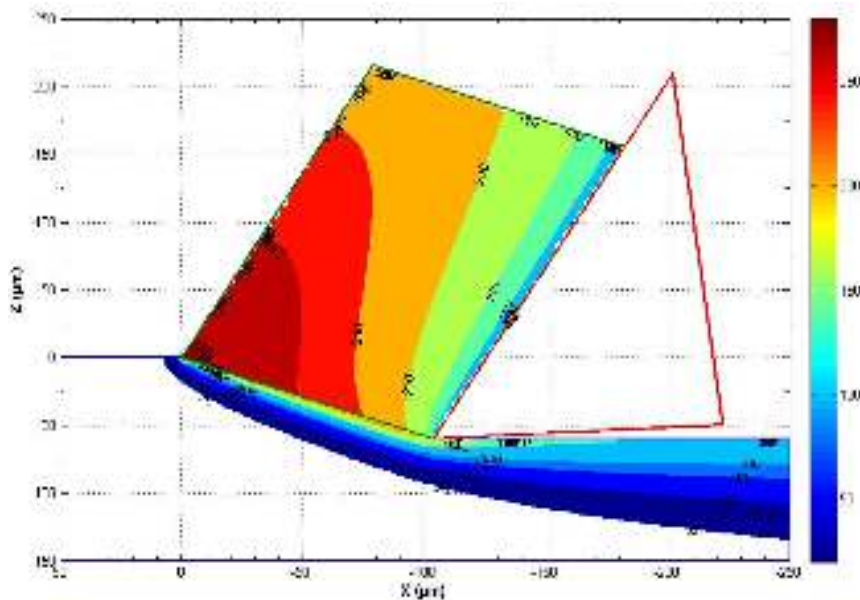


b)

Figure III.2 : a) Cartographie de température du copeau du a l'effet de la zone de cisaillement primaire obtenue par le modèle de Karas et al. [34]. b) Cartographie de température du copeau du a l'effet de la zone de cisaillement primaire par notre simulation



a)



b)

Figure III.3 : a) Cartographie de température dans la pièce et le copeau du a l'effet de la zone de cisaillement primaire obtenue par le modèle de Karas et al. [34]. b) Cartographie de température dans la pièce et le copeau du a l'effet de la zone de cisaillement prima

Les figures III.1 a III.3 montrent les cartographies de la température prédites dans la zone de coupe où interagit le système usiné. La confrontation de ces différentes cartographies par rapport à celles fournies par Komanduri et Hou modifié [34] semblent très prometteuses.



### III.2 Influence de la vitesse de coupe sur la température dans la pièce due à la zone de cisaillement primaire :

Les figures qui suivent montrent les cartographies de température dans la pièce dû à la source de chaleur de la zone de cisaillement primaire respectivement pour des vitesses de coupe de 100 et 200 m/min et une avance fixée.

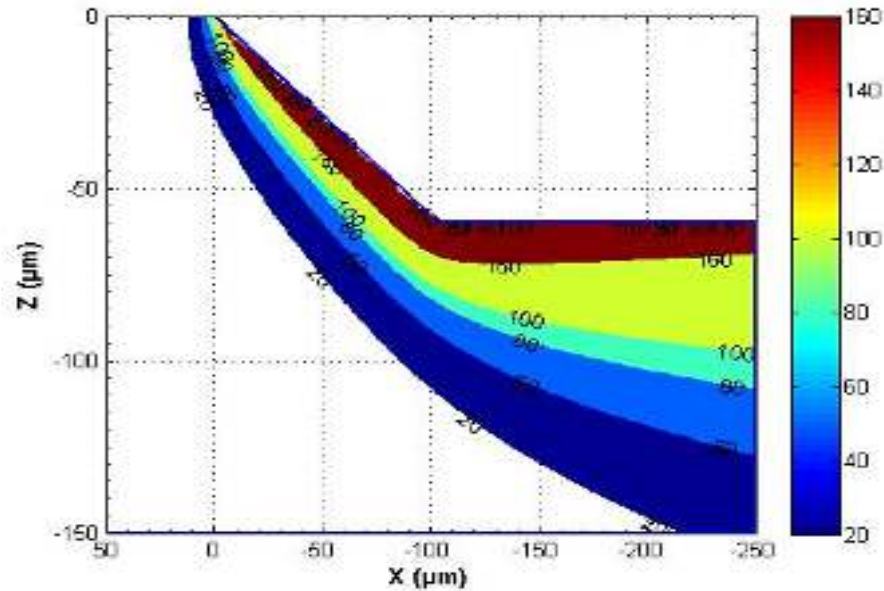


Figure III.4: Distribution de la température dans la pièce pour  $V_c = 100$  m/min

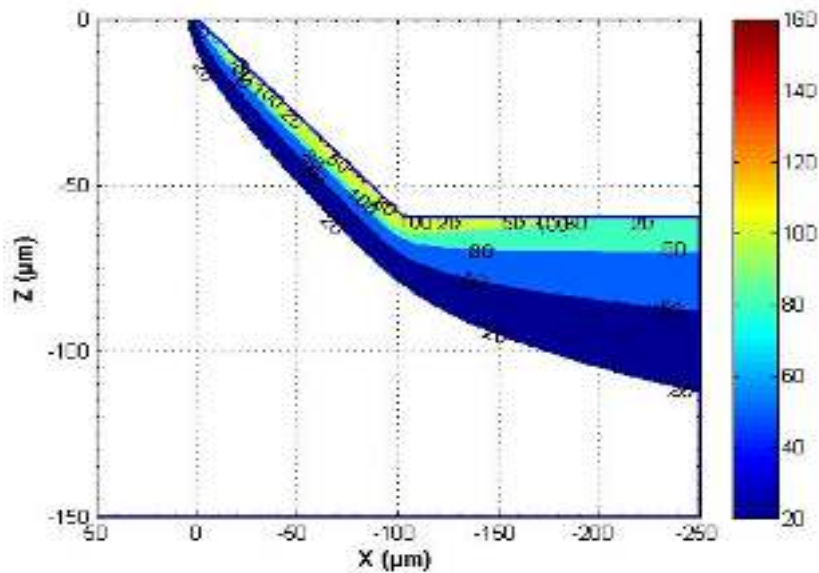


Figure III.5: Distribution de la température dans la pièce pour  $V_c = 200$  m/min

**Interprétation :** Les figures (III-4) à (III-5) montrent des cartographies de température de la pièce pour des vitesses de coupe variant de 100 à 200 m/min et ceci afin de voir l'influence de ces dernières sur la température tout en gardant la densité surfacique du flux constante durant toute notre simulation ainsi que les autres paramètres de coupe (avance et profondeur de passe).

Pour expliquer l'évolution de la température, nous choisissons à titre d'exemple la cartographie de température pour la vitesse de 100 m/min dans cette dernière la zone de cisaillement primaire qui est la plus chaude où la température peut atteindre 160 °C aux environs. Le passage d'une vitesse de 100 à 200 m/min entraîne un abaissement de la température maximale de 160 °C à 100 °C.

D'après ces figures, l'augmentation de la vitesse de coupe entraîne un abaissement de la température maximale dans la pièce.

### III.2.1 Influence de la vitesse de coupe sur la température dans le copeau due à la zone de cisaillement primaire :

Les figures qui suivent montrent les distributions de température dans le copeau dans les mêmes conditions de coupe pour des vitesses de coupe de 75 et 100, m/min.

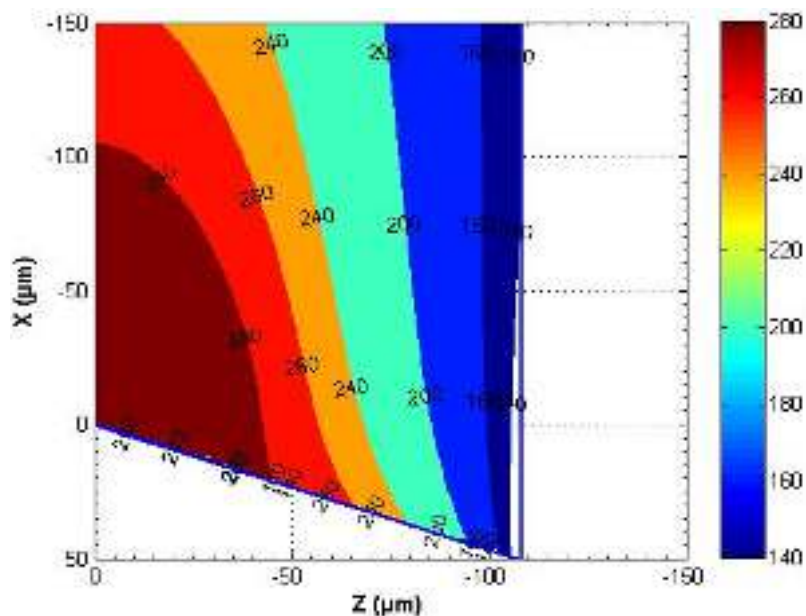


Figure III.6: Cartographie de la température du copeau pour une vitesse de 75 m/min.

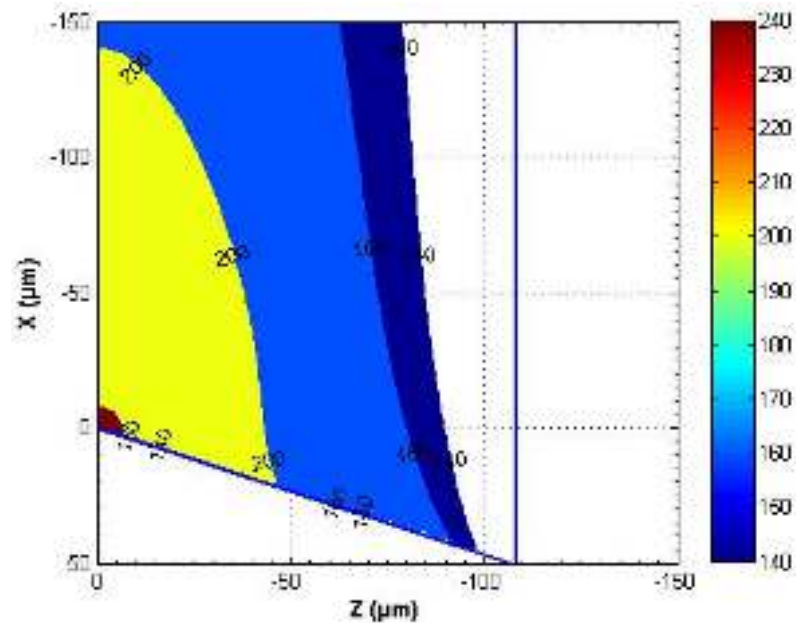


Figure III.7: Cartographie de la température du copeau pour une vitesse de 100 m/min.

**Interprétation :** De même, nous remarquons pour les figures (III-6) à (III-7) que pour une augmentation de la vitesse de coupe, la température maximale dans le copeau due à la zone de cisaillement secondaire baisse légèrement. 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

Nous allons maintenant présenter les cartographies de température de la combinaison entre ces deux cartographies dues à la source de chaleur de la zone de cisaillement primaire pour des vitesses de coupe de 75, 100, 200 et 400 m/min.

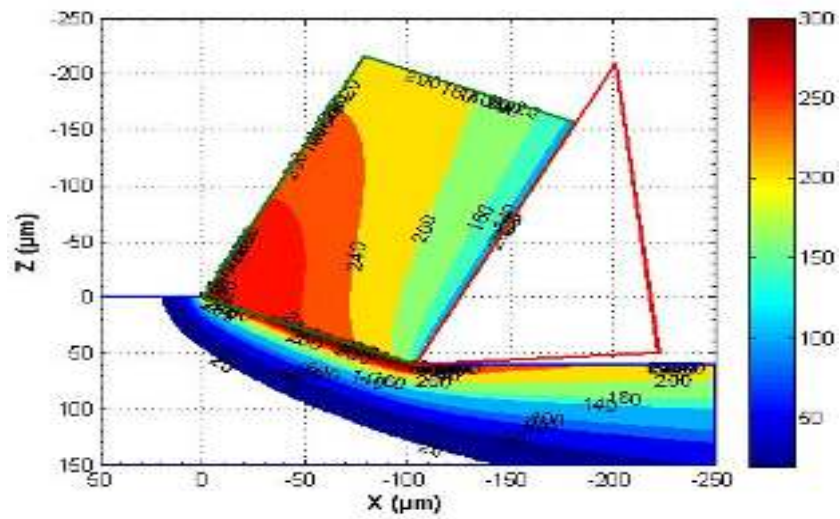


Figure III.8: Cartographie de la température de la combinaison entre ces deux cartographies pour une vitesse de 75 m/min.

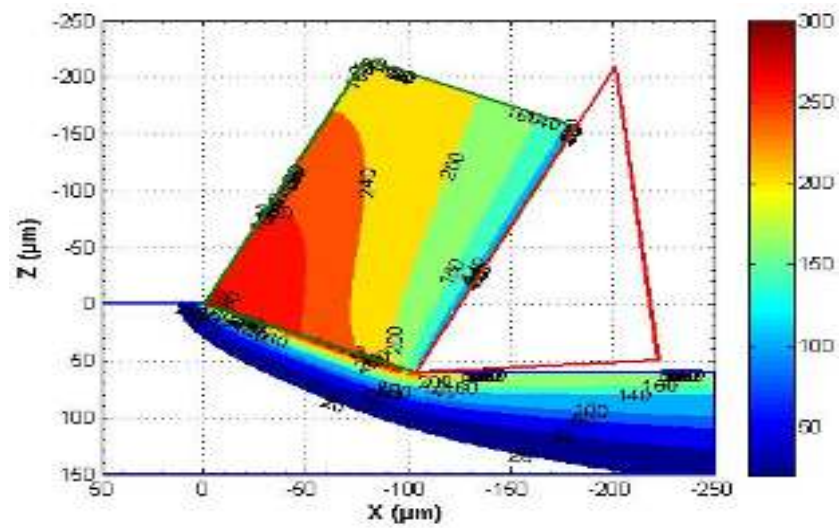


Figure III.9: Cartographie de la température de la combinaison entre ces deux cartographies pour une vitesse de 100 m/min.

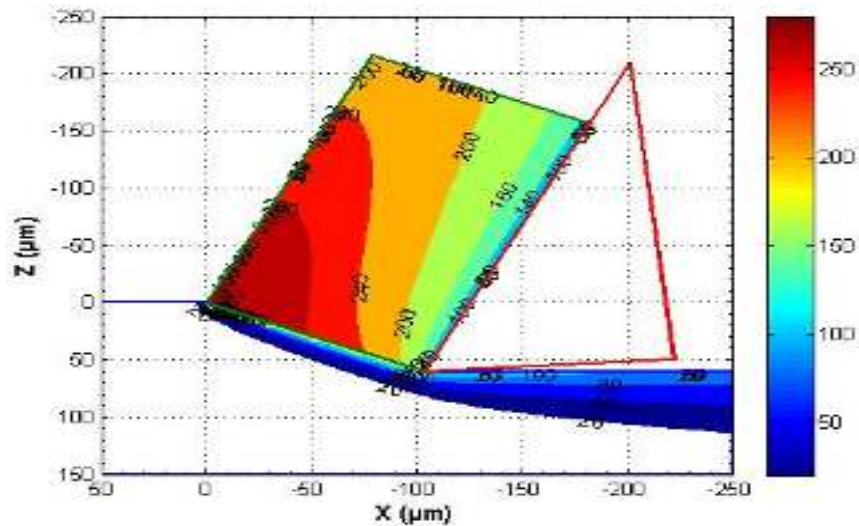


Figure III.10 : Cartographie de la température de la combinaison entre ces deux cartographies pour une vitesse de 200 m/min.

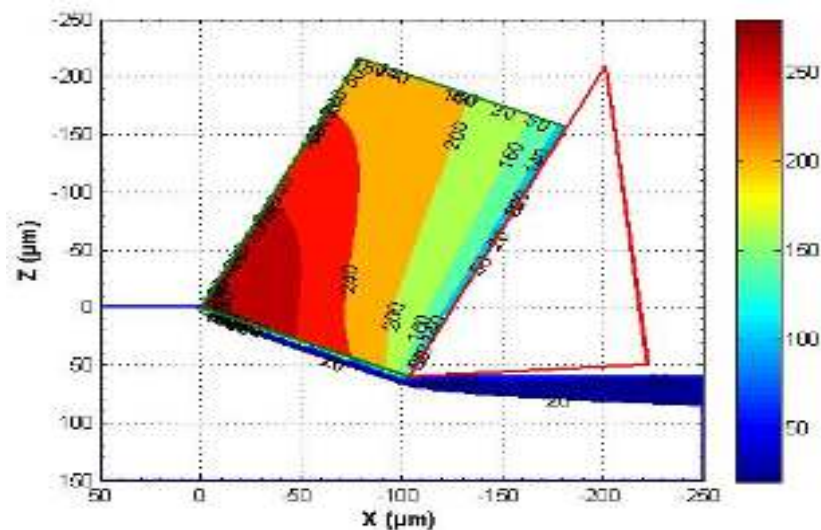


Figure III.11: Cartographie de la température de la combinaison entre ces deux cartographies pour une vitesse de 400 m/min.

Nous remarquons toujours que l'augmentation de la vitesse de coupe entraîne un abaissement de la température maximale dans la pièce et le copeau.

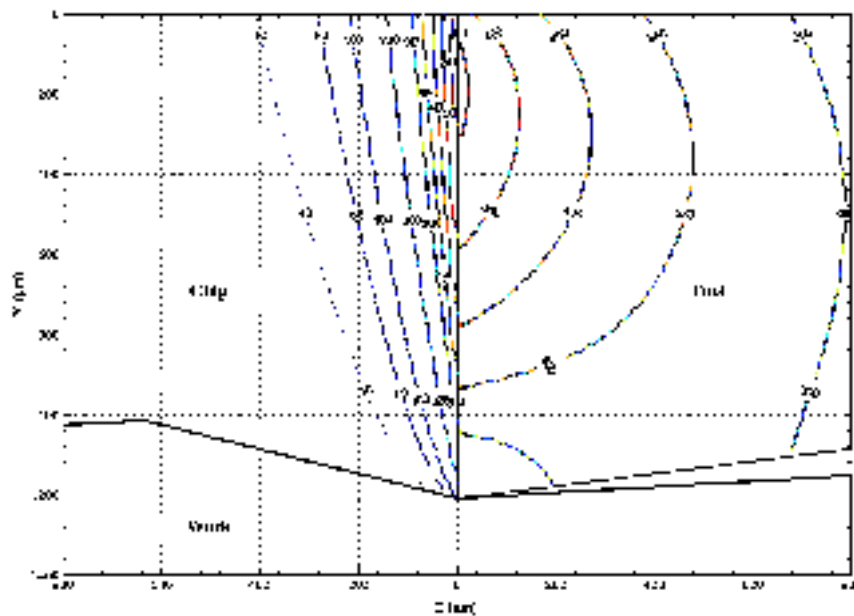
### III.2.2 Température dans l'outil et le copeau dû à la zone de cisaillement secondaire :

Le modèle de Komanduri-Hou modifié [34] a été simulé pour les conditions reportées dans le tableau suivant :

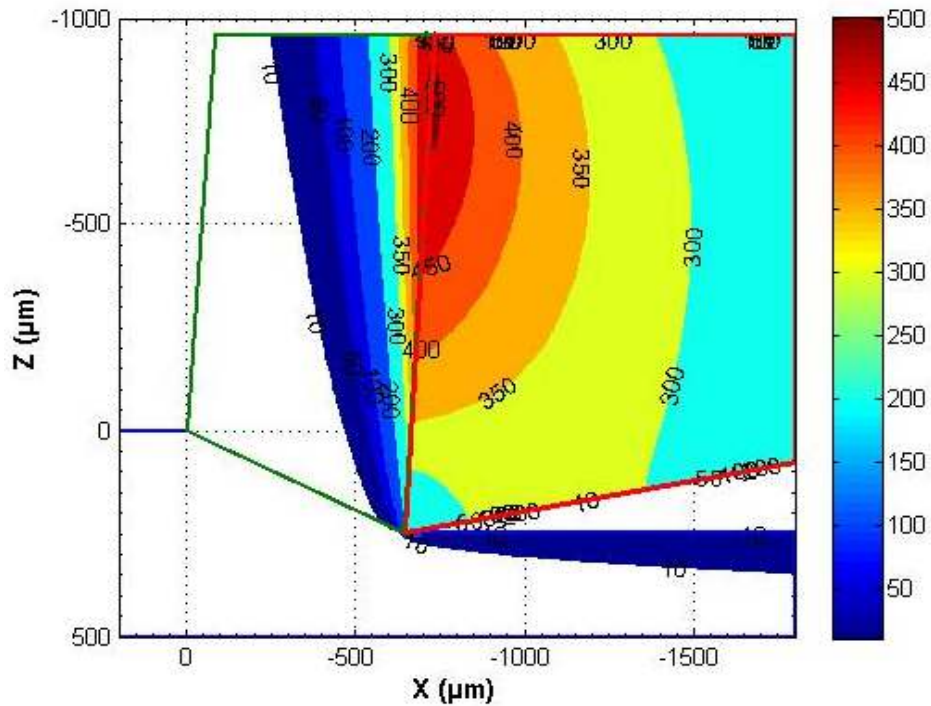
Angle de coupe ( $\alpha$ )	4°
Vitesse de coupe ( $V_c$ )	91,44 m/min
Avance (f)	0,2489 mm/tr
Profondeur de passe (a)	2.591 mm
Matériau usiné	Acier NE 9445 : $\lambda_m = 38.88 \text{ W/m}^\circ\text{C}$ , $\alpha_m = 0.8234 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$
Matériau de coupe	Carbure métallique : $\lambda_o = 41.90 \text{ W/m}^\circ\text{C}$ , $\alpha_o = 1.04 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$
Efforts de coupe	$F_c = 1681.3 \text{ N}$ $F_a = 854 \text{ N}$
Angle de cisaillement primaire ( $\phi$ )	21.01 °
Longueur de contact (L)	1.209 mm

Table III.2 : Paramètres de simulation, Komanduri et Hou (2001) [29].

Les cartographies qui suivent montrent les distributions de la température dans le copeau et l'outil due aux sources de chaleur dans la zone de cisaillements secondaire.



a)



b)

Figure III.12 ; a) Cartographie de température de l'effet de la zone de cisaillement secondaire dans l'outil et le copeau obtenue par le modèle de Karas et al. [34]. b) Cartographie de température de l'effet de la zone de cisaillement secondaire dans l'outil et le copeau

L'organigramme résumant les modifications est présenté dans le schéma de la figure qui suit. Cet algorithme donne après simulation la cartographie de la température du copeau, pièce et de l'outil dans un même système d'axes. Ces cartographies thermiques ont été calculées à l'aide du logiciel Matlab.

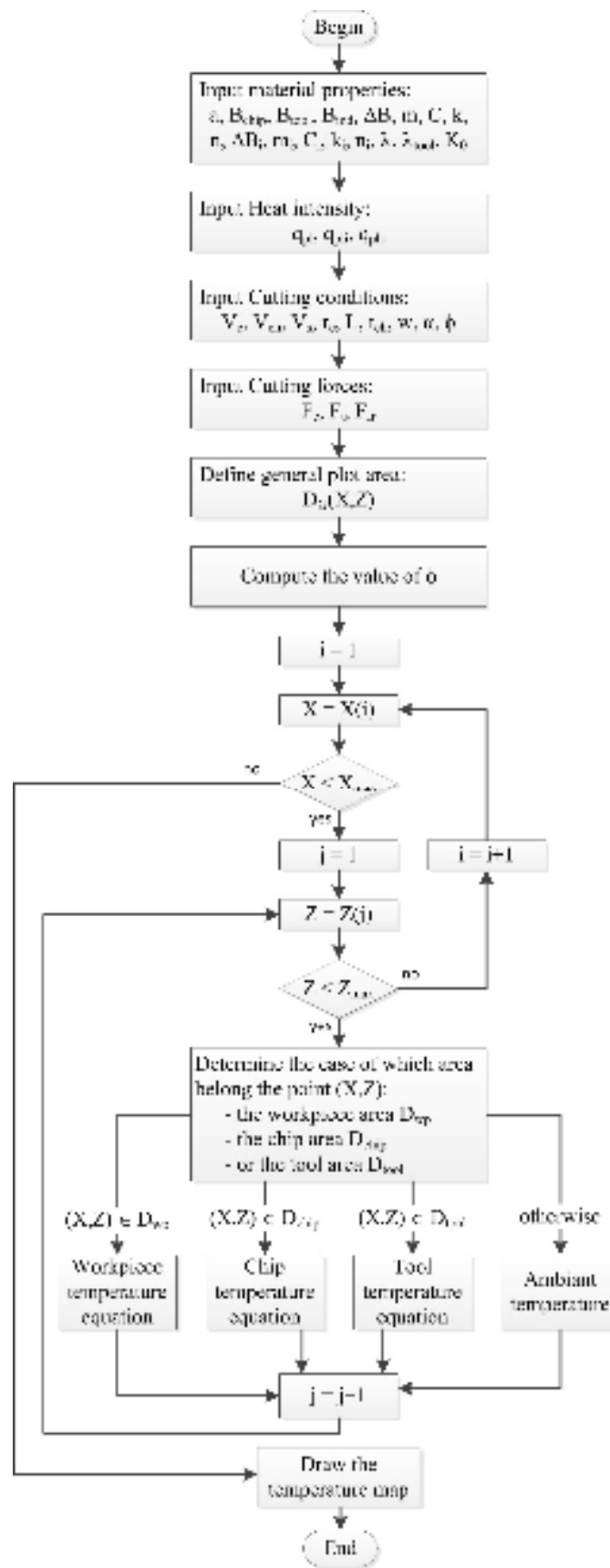


Figure III.13 : Algorithme de calcul des cartographies.



### III.2.3 Influence de la vitesse de coupe sur la température de l'effet de la zone de cisaillement secondaire dans l'outil et le copeau :

Les figures qui suivent montrent les distributions de température dans le copeau dans les mêmes conditions de coupe pour des vitesses de coupe de 75, 100 et 300, m/min.

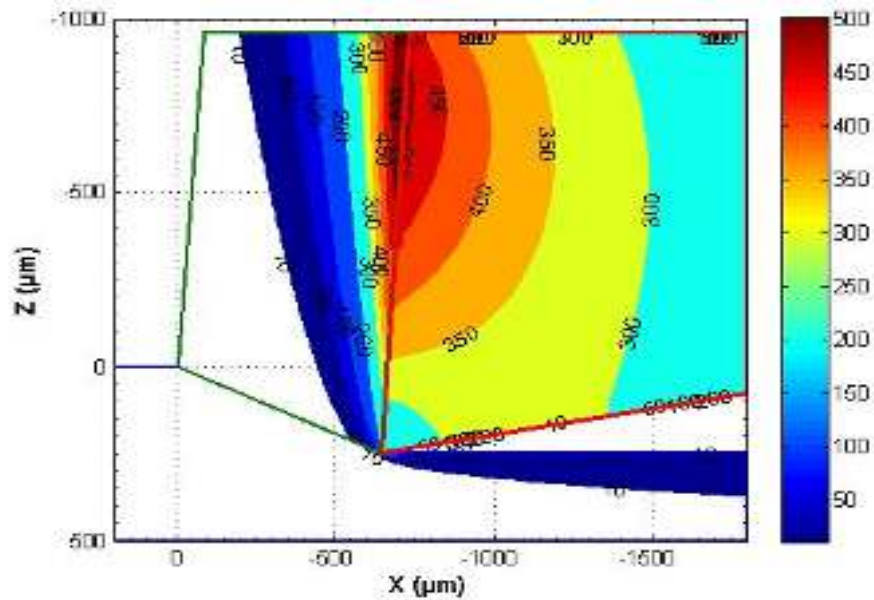


Figure III.14: Cartographie de température de l'effet de la zone de cisaillement secondaire dans l'outil et le copeau pour une vitesse de coupe de 75 m/min.

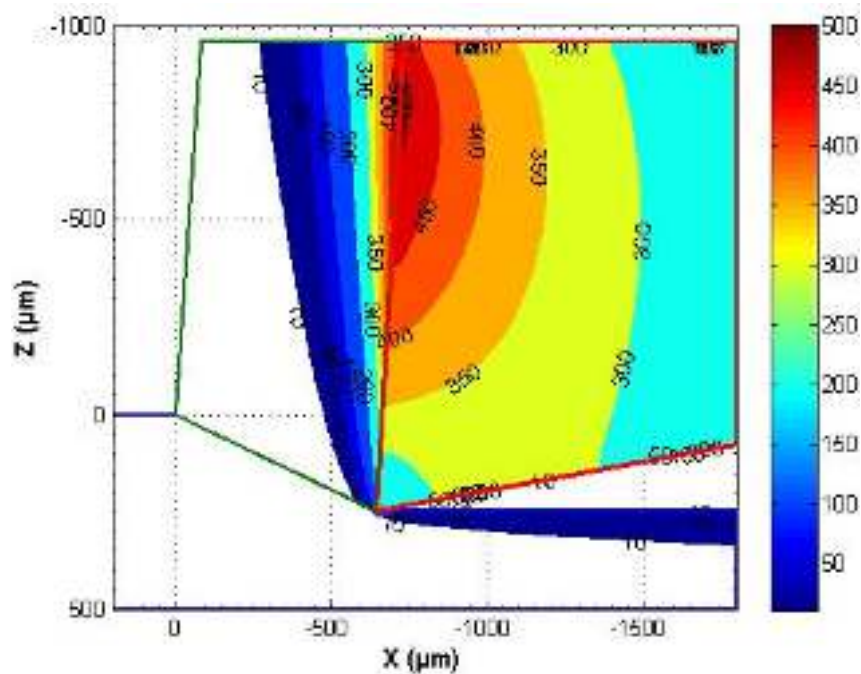


Figure III.15: Cartographie de température de l'effet de la zone de cisaillement secondaire dans l'outil et le copeau pour une vitesse de coupe de 75 m/min.

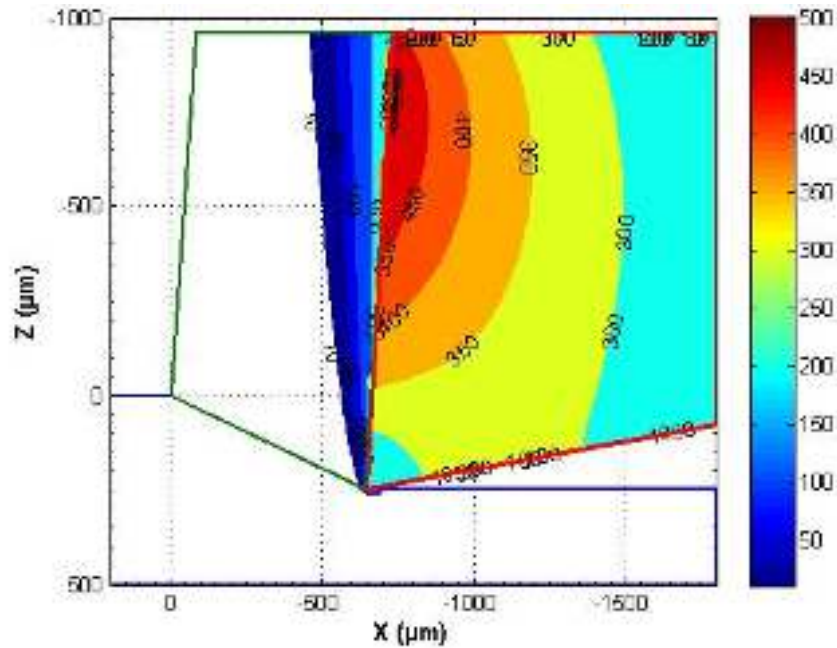


Figure III.16: Cartographie de température de l'effet de la zone de cisaillement secondaire dans l'outil et le copeau pour une vitesse de 300 m/min.

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

Ces cartographies donnent la distribution de la température sous forme d'isotherme qui quantifier la température dans les domaines formés par la pièce, l'outil et le copeau. Les domaines les plus sollicités thermiquement sont :

- En première lieu, le copeau qui joue le rôle d'évacuateur de chaleur surtout au niveau de son interface avec l'outil de coupe,
- En second lieu, on retrouve l'outil de coupe dans lequel la partie active est le siège de forts gradients de température, principalement au niveau de son interface avec le copeau.

Ces forts gradients de température participent au développement du phénomène d'usure en cratère sur la face de coupe de l'outil, d'où la nécessité de bien connaître la distribution de la température pour l'intégrer dans le modèle de la loi d'usure en vue d'une supervision de la défaillance de l'outil dans un système de production flexible.

La distribution de la température dépend de la conductivité thermique et de la chaleur spécifique de l'outil et de matériau à usiner. Les températures maximales se produisent dans la zone de contact entre le copeau et l'outil, et elle croit significativement avec la longueur de contact.

Conclusion générale

---

# Conclusion générale

---

## Conclusion générale

L'objectif de cette étude est la prédiction de la distribution de la température dans la zone de coupe à travers une modélisation thermique analytique plus réaliste de la formation du copeau en usinage orthogonal des métaux.

Notons que la coupe des métaux est un processus thermomécanique fortement couplé dans lequel les déformations plastiques et les phénomènes thermiques jouent un grand rôle. À cet effet, différentes modélisations mécaniques, thermiques et thermomécaniques ont été développées pour pouvoir comprendre les phénomènes mis en jeu par la coupe.

Une modélisation analytique, en coupe orthogonale, des phénomènes thermiques dans les zones de cisaillements primaire et secondaire a été présentée. Il s'agit du modèle de Komanduri et Hou modifié [34] qui considère des sources de chaleur mobiles réelles se déplaçant obliquement dans un milieu semi-infini et ayant comme symétriques des sources de chaleur imaginaires. Le modèle de Komanduri et Hou modifié [34] a été simulé sous l'environnement Matlab pour représenter les distributions de la température dans la pièce, le copeau et dans l'outil sous des conditions d'usinage fixées.

Les résultats obtenus par simulation ont été confrontés à ceux des références [28, 29] pour les mêmes conditions de coupe. Cette comparaison nous a permis de dégager la bonne concordance des résultats.

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, le perçage...etc.

## Références bibliographiques.

- [1] Haddouche K., Apports d'automatique avancée dans la conduite d'un usinage, Thèse de doctorat, Université Bordeaux I, 1995.
- [2] List. G., 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.
- [3] Joyot. P., Modélisation numérique et expérimentale de l'enlèvement de matière : Application à la coupe orthogonale, Thèse de Doctorat, Université Bordeaux I, 1994.
- [4] Carl. Blais, "Contribution à l'amélioration de l'usinabilité de pièces fabriquées par métallurgie des poudres, Thèse de Doctorat, Université de Montréal, Octobre 2000
- [5] Johnson G. R., Cook W. H, A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures », *Proc. 7th Int. Symp. on ballistics*, Netherlands, 1983, p. 541.
- [6] Puigsegur L., 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.
- [7] Nakayama. K, M.C. Shaw, R.C. Brewer, « Relationship between cutting forces, temperature, built-up edge and surface finish » *Ann. CIRP 14* , 1966, p 211–223.
- [8] Jolliet Frédéric – MT3, diplôme 2001. Etude de faisabilité d'une méthode de mesure des flux d'énergie dans le taraudage et de leur contrôle par revêtement (fichier pdf).  
Site Internet : <http://eig.unige.ch/~ids/>
- [9] Trent, E.M, Wright, P.K, Metal Cutting, 4th ed., Butterworth-Heinemann, Boston, MA, 2000.
- [10] Longbottom. J.M, J.D. Lanham, « Cutting temperature measurement while machining – a review. Aircraft Engineering and Aerospace Technology », *An International Journal*, vol 77/2, 2005, p 122–130.
- [11] Childs. T.H.C, Maekawa. K., Maulik P, « Effects of coolant on temperature distribution in metal machining », *Mater. Sci. Technol*, vol 4, 1988, p 1006–1019.
- [12] Chandiramani. K.L, Cook N.H., « Investigation on the nature of surface finish and its variation with cutting speed », *J. Eng. Ind*, 1964, p 134–140.

- [13] Peklenik. J, Gartner J.R, « Workpiece accuracy criterion for the dynamic machine tool acceptance test », *Int. J. Mach. Tool Des. Res.* 7, 1967, p 303–324.
- [14] Chandiramani. K.L, Cook N.H., « Investigation on the nature of surface finish and its variation with cutting speed », *J. Eng. Ind*, 1964, p 134–140.
- [15] Abukhshim. N.A., Mativenga P.T, Sheikh. M.A., « Heat generation and temperature prediction in metal cutting: A review and implications for high speed machining », *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 2005, p 1–19.
- [16] Childs. T.H.C, Maekawa. K., Maulik P, « Effects of coolant on temperature distribution in metal machining », *Mater. Sci. Technol*, vol 4, 1988, p 1006–1019.
- [17] V. Arshinov, G. Alekseev, Metal cutting theory and cutting tool design, Traduit par Dr A. ARAR, Université de Damas, 1980.
- [18] J.M. Longbottom and J.D. Lanham, « Cutting temperature measurement while machining – a review. Aircraft Engineering and Aerospace Technology », *An International Journal*, vol 77/2, 2005, pp 122–130.
- [19] D.A. Stephenson, « Tool–work thermocouple temperature measurements— theory and implementation issues », *Trans. ASME, J. Eng. In*, vol.115, 1993, p 432–437.
- [20] Gerry. Byrne, « Thermoelectric signal characteristics and average interfacial temperature in the machining of metals under geometrically defined condition ». *Int. J. Tools Manufact*, Vol. 27. N° 2, 1987 pp. 215-224.
- [21] C. E. Leshock. Y. C. Shin, « Investigation on Cutting Temperature in Turning by a Tool-Work Thermocouple Technique », *ASME J. Manuf. Sci. Eng.* Vol. 119, November 1997, pp. 502–508.
- [22] W. Grzesik. « An integrated approach to evaluating the tribo-contact for coated cutting inserts », *Wear*, vol 240 2000, pp 9–18
- [23] M.B. Da Silva, J. Wallbank, Cutting temperature: prediction and measurement methods -a review, *J. Mater. Process. Technol.* 88 (1999) 195–202.
- [24] Shaw MC, *Metal cutting principles*. Oxford, UK: Oxford University Press, 2006.
- [25] R. Laheurte, "Application de la théorie du second gradient à la coupe des matériaux", Thèse de Doctorat, Université Bordeaux I, 2004.

- [26] **P. Joyot**, "Modélisation numérique et expérimentale de l'enlèvement de matière - Application à la coupe orthogonale", Thèse de Doctorat, Université Bordeaux I, 1994.
- [27] **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.
- [28] Komanduri R., Hou Z. B., « 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), p. 1715–1752. 2000
- [29] 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.
- [30] **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.
- [31] **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: <http://citeseerx.ist.psu.edu/viewdoc/summary?doi=10.1.1.182.8424> 2003
- [32] Komanduri R., Hou Z. B., « Thermal modeling of the metal cutting process, Part III: Temperature rise distribution due to combined effects of shear plane heat source and the tool-chip interface frictional heat source », International Journal of Mechanical Sciences 43 (Pergamon), p. 89–107.2001.
- [33] Athmani Houari « Etude des manifestations thermiques et énergétiques associées à l'usinage des matériaux » Mémoire de Magister. Université Ibn Khaldoun de Tiaret 2009.
- [34] Karas, A., Bouzit, M., and Belarbi, M.: Development of a thermal model in the metal cutting process for prediction of temperature distributions at the tool-chip-workpiece interface, J. Theor. Appl. Mech., 51, 553–567, 2013.

## ملخص:

يهدف هذا العمل إلى التنبؤ بتوزيع درجة الحرارة في منطقة القطع خلال النمذجة الحرارية الأكثر واقعية لتشكيل الجذاذ في القطع المتعدّد للمعادن. مقديم نموذج حليلي للظواهر الحرارية في نطاق القطع الأولية والثانوية. هذا يتعلق بنموذج كومانديوري وهوي المعدل على أساس مصدر الحرارة المتحرك المائل. محاكاة هذا النموذج المعدل تحت برنامج Matlab لتمثيل توزيع الحرارة في القطعة والجذاذ وفي الأداة في شروط القطع الثابتة. نتائج المحاكاة تظهر اختلاف بطاقتي الحرارة تطابقاً مقارنة بتلك التي تم ردها من طرف كومانديوري وهوي بدواً واعدة للغاية.

الكلمات الرئيسية: القطع، قطع متعدّد، درجة حرارة القطع، مصدر الحرارة المتحرك، توزيع الحرارة.

## Abstract :

The objective of this work concerns the prediction of the temperature distribution in the cutting zone through a more realistic thermal modeling of the formation of the chip in orthogonal machining of metals. An analytical modeling of the thermal phenomena in the zones of primary and secondary shears was presented. This is the model of Komanduri and Hou modified based on the principle of an oblique mobile heat source. This modified model was simulated under the Matlab environment to represent temperature distributions in the workpiece, chip and in the tool under fixed machining conditions. The simulation results show that the different maps temperature, compared to those provided by the Komanduri & Hou developments, seem very promising.

*Key words: Machining, Orthogonal cutting, cutting temperature, Moving heat source, Temperature distribution.*

## Résume :

L'objectif de ce travail concerne la prédiction de la distribution de la température dans la zone de coupe à travers une modélisation thermique plus réaliste de la formation du copeau en usinage orthogonal des métaux. Une modélisation analytique des phénomènes thermiques dans les zones de cisaillements primaire et secondaire a été présentée. Il s'agit du modèle de Komanduri et Hou modifié en se basant sur le principe d'une source de chaleur mobile oblique. Ce modèle modifié a été simulé sous l'environnement Matlab pour représenter les distributions de la température dans la pièce, le copeau et dans l'outil sous des conditions d'usinage fixées. Les résultats de simulation montrent que les différentes cartographies de température, confrontées à celles fournies par les développements de Komanduri & Hou, semblent très prometteuses.

*Mots clés : Usinage, Coupe orthogonale, Température de coupe, Source mobile de chaleur, Distribution de température.*



