

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 GÉNIE MÉCANIQUE
LABORATOIRE DE RECHERCHE DES TECHNOLOGIES INDUSTRIELLES

MÉMOIRE DE FIN D'ÉTUDES

Parcours : Master Académique
Domaine : Sciences & Technologie
Filière : Génie Mécanique
Spécialité : Énergétique

THÈME

**Synthèse des rhéologies en usinage :
Application pour la prédiction des
échauffements dans la zone de coupe
de l'acier 42CrMo4**

Présenté par Monsieur : KEITA BOURAMA

Devant le Jury :

Nom & Prénom(s)	Grade	Qualité	Structure de rattachement
AISSAT Sahraoui	MCB	Président	Université de Tiaret
MAKHFI Souâd	MAA	Examineur	Université de Tiaret
HADDOUCHE Kamel	MCA	Encadreur	Université de Tiaret
MADANI Ahmed	MAA	Co-encadreur	Université de Tiaret

PROMOTION 2016/2017

DEDICACE

Je dédie ce mémoire à :

Mon très cher père et à ma très chère mère qui sont sans cesse à mes côtés.

Mon oncle Siriman KEITA qui m'a beaucoup soutenu.

Mes frères et sœurs.

M. BENKILA Hadj Bakir et son frère Djamel.

M. BENTEMRA Aek ancien député.

Tous mes amis.

REMERCIEMENTS

Ce travail a été effectué au sein du Laboratoire de Recherche des Technologies Industrielles (LRTI) de l'Université Ibn Khaldoun de Tiaret, dirigé par Messieurs HADDOUCHE Kamel et MADANI Ahmed, Enseignants au Département de Génie Mécanique, à qui j'exprime toute ma profonde reconnaissance et qui m'ont témoigné de leur confiance et de leur aide scientifique, et qui par leur expérience, leur compétence, leurs conseils avisés et leurs encouragements m'ont transmis la passion dans la recherche scientifique.

Je suis également très reconnaissant envers le Jury pour l'honneur qu'il me fait d'avoir accepté d'examiner mon mémoire de Master, et je le remercie également pour le temps qu'il passe à évaluer mon manuscrit.

Sans pour autant omettre de remercier toutes les personnes qui m'ont été d'un grand soutien moral et qui m'ont permis de passer un agréable séjour en Algérie pays frère qui l'a été depuis son indépendance.

Enfin, je remercie toute personne qui a contribué de près ou de loin à la réalisation de ce modeste travail.

LSITE DES ABREVIATIONS

Variable	Désignation
A, B, C, m	Paramètres de la loi de Johnson-Cook
a_p	Profondeur de passe
b	Largeur du corps d'outil
C_p	Chaleur spécifique du matériau usiné
C_v	Constante de vitesse d'Oxley
D_i	Diamètre de la pièce
f	Avance
F_c	Effort de coupe
F_f	Effort d'avance
h	Hauteur du corps d'outil
h_{AB}	Epaisseur de la bande de cisaillement primaire
K_0	Fonction de Bessel modifiée d'ordre zéro
k_m	Conductivité thermique du matériau usiné
k_{mil}	Conductivité thermique du milieu
L	Largeur de la bande de chaleur
l	Longueur du corps d'outil
L_{AB}	Longueur de la bande de cisaillement primaire
l_c	Epaisseur du copeau
n	Indice d'écroûissage
N	Fréquence de rotation de la broche
N_1	Effort de tangentiel dans la zone primaire
N_2	Effort de tangentiel dans la zone secondaire
P_{C1}	Puissance mécanique dans la zone primaire
P_{C2}	Puissance mécanique dans la zone secondaire
P_e	Nombre de Peclet
Q_1	Terme source dans la zone primaire
q_1	Flux thermique surfacique dans la zone primaire
q_i	Intensité de la bande de chaleur
Q_2	Terme source dans la zone secondaire
q_2	Flux thermique surfacique dans la zone secondaire
Q_f	Terme source dû au frottement dans la zone secondaire
R	Effort résultant
SHPB	Split Hopkinson Pressure Bar
t	Temps
T	Température
T_0	Température de référence
T_1	Effort de tangentiel dans la zone primaire
T_2	Effort de tangentiel dans la zone secondaire
T_{fus}	Température de fusion

T_{mod}	Température modifiée
V	Vitesse du projectile
V_c	Vitesse de coupe
V_{ch}	Vitesse du copeau
V_f	Vitesse d'avance
V_g	Vitesse de glissement entre l'outil et le copeau
V_i	Vitesse de la bande de chaleur
W	Energie de déformation
Y	Longueur du contact outil/copeau
Z_I	Zone de cisaillement primaire
Z_{II}	Zone de cisaillement secondaire
Z_{III}	Zone de cisaillement tertiaire
α	Angle de dépouille
α_m	Diffusivité du matériau usiné
α_{mil}	Diffusivité du milieu
β	Angle de taillant
β_p	Fraction de chaleur passant dans la pièce
γ	Angle de coupe
δl_c	Epaisseur de la bande de cisaillement secondaire
ε	Déformation
$\bar{\varepsilon}$	Tenseur de déformations
$\dot{\varepsilon}$	Vitesse de déformation
$\dot{\varepsilon}_0$	Vitesse de déformation de référence
$\ddot{\varepsilon}, \dots, \varepsilon^{(n)}$	Dérivées de la déformation par rapport au temps
η_i	Angle d'inclinaison de la bande de chaleur
θ	Angle entre T_1 et R
κ_r	Angle de direction d'arête
λ	Angle de frottement
λ_s	Angle d'inclinaison d'arête
μ	Coefficient de frottement
ρ	Masse volumique du matériau usiné
σ	Contrainte
$\bar{\sigma}$	Tenseur de contraintes
$\dot{\sigma}, \dots, \sigma^{(n)}$	Dérivées de la contrainte par rapport au temps
ϕ	Angle du cisaillement primaire
ϕ_o, ϕ_p, ϕ_c	Flux dissipés dans l'outil, dans la pièce et dans le copeau
ω	Vitesse angulaire de la broche

LISTE DES FIGURES

Figure I.1 : Opération de chariotage	4
Figure I.2 : Description générale de l'outil de coupe	6
Figure I.3 : Géométrie de l'outil de coupe	7
Figure I.4 : Coupe orthogonale	8
Figure I.5 : Zones de déformations	10
Figure I.6 : Copeau continu	11
Figure I.7 : Copeau discontinu	11
Figure I.8 : Copeau avec arête rapportée	12
Figure I.9 : Distribution des flux de chaleur générés en coupe orthogonale	12
Figure I.10 : Flux thermiques dissipés en usinage	13
Figure II.1 : Limitation des moyens d'essais mécaniques par rapport aux procédés de mise en forme	15
Figure II.2 : Schéma général du dispositif SHPB	16
Figure II.3 : Essai de Taylor	16
Figure II.4 : Variations des paramètres de comportement σ_1 et n en fonction de T_{mod} pour 3 aciers	17
Figure II.5 : Schématisation des actions et diagramme des efforts	20
Figure II.6 : Modèle généralisé de Fang et cas particuliers des modèles de lignes de glissement	21
Figure II.7 : Cinématique simplifiée de la formation du copeau d'après Gilormini	24
Figure II.8 : Modèle de Komanduri et Hou	26
Figure II.9 : Source de chaleur oblique	27
Figure II.10 : Modèle pour l'analyse thermique du copeau	29
Figure III.1 : Distributions typiques des contraintes	32
Figure III.2 : Représentation globale de la méthode de simulation	34
Figure III.3 : Distribution de la température dans la pièce	36
Figure III.4 : Distribution de la température dans le copeau	37
Figure III.5 : Distribution de la température dans le copeau due à l'effet combiné	38

LISTE DES TABLEAUX

Tableau II.1 : Différents paramètres de Johnson-Cook pour 42CrMo4	19
Tableau III.1 : Conditions de coupe et propriétés rhéologiques du matériau usiné	33
Tableau III.2 : Propriétés thermiques du matériau usiné	34
Tableau III. 3 : Résultats de simulation du modèle d'Oxley modifié	35

TABLE DES MATIERES

Introduction générale	1
Chapitre I : Eléments associés à l'usinage	
I.1. Procédés d'usinage :	3
I.1.1. Processus de tournage :	4
I.1.2. Définition et choix des paramètres de coupe :	5
I.1.3. Géométrie des outils de coupe :	6
I.2. Configurations de coupe :	8
I.3. Formation du copeau :	9
I.4. Aspects thermiques de la coupe :	12
I.4.1. Sources de chaleur :	12
I.4.2. Mesures de la température dans la zone de coupe :	14
Chapitre II : Lois rhéologiques et modélisation de la coupe	
II.1. Lois rhéologiques des matériaux usinés :	15
II.1.1. Loi de Norton-Hoff :	17
II.1.2. Loi de Johnson-Cook :	18
II.2. Modélisation analytique de la coupe :	19
II.2.1. Approche énergétique :	20
II.2.2. Approche mécanique :	21
II.2.3. Approche thermomécanique :	22
II.2.3.1. Modèle d'Oxley :	22
II.2.3.2. Modèle de Gilormini :	24
II.2.3.3. Modèle de Moufki :	25
II.3. Approche thermique de Komanduri et Hou :	26
II.3.1. Modélisation dans la zone de cisaillement primaire :	26
II.3.2. Modélisation dans la zone de cisaillement secondaire :	28
II.4. Détermination des termes sources de chaleur :	30
Chapitre III : Résultats de simulation et interprétation	
III.1. Amélioration du modèle d'Oxley :	32
III.2. Données et démarche de simulation :	33

III.3. Simulation du modèle d'Oxley modifié :	35
III.4. Simulation du modèle de Komanduri et Hou et interprétation des résultats :	35
Conclusion générale	39
Références bibliographiques	

Introduction générale

A l'heure actuelle le secteur de production est au cœur d'une bataille économique mondiale, il est donc très stratégique. Parmi les différentes composantes de la production (conception, fabrication, contrôle, qualité, gestion des moyens et des ressources, maintenance, etc.), le procédé de fabrication est le plus répandu.

En effet, afin de répondre aux exigences des clients, la fabrication de systèmes mécaniques nécessite la production de pièces ayant des dimensions (cotes) correspondant aux besoins requis. Ces dimensions sont obtenues par une série d'étapes, à partir d'une forme brute. Il existe différents procédés de mise en forme permettant d'obtenir ou de se rapprocher des dimensions finales voulues de la pièce. Ils peuvent être divisés en trois grandes catégories : le moulage (mise en forme à l'état liquide), le forgeage (déformation plastique de la matière), et les procédés par enlèvement de matière (usinage).

Généralement, la mise en forme des matériaux est accompagnée d'une production de chaleur. Les élévations de température jouent un rôle important dans les phénomènes de dégradation des matériaux et dans la modification de leurs propriétés thermiques, mécaniques et métallurgiques. Ainsi, il est important de connaître le niveau et la distribution de température dans les zones sujettes à des échauffements.

En usinage et plus particulièrement en tournage, on distingue principalement trois zones d'échauffement ; à savoir : la zone du cisaillement primaire, la zone du cisaillement secondaire et la zone de frottement de l'outil sur la surface usinée. La connaissance et l'évaluation de ces échauffements permettent sans doute un choix adéquat des conditions de coupe. À cet effet, des méthodes analytiques et numériques ont été développées non pas dans l'objectif de remplacer les méthodes expérimentales mais d'aider à la compréhension de la thermique en usinage. Ces méthodes sont soit thermomécaniques soit elles s'intéressent uniquement au transfert de chaleur dans l'outil, dans la pièce et dans le copeau ; il s'agit alors de simulations purement thermiques.

Dans la présente étude, nous nous intéressons à la prédiction des échauffements dans la zone de coupe des métaux. À cet effet, le modèle analytique thermique de Komanduri et Hou est simulé sous l'environnement Matlab pour dresser les cartographies de température dans la pièce et le copeau. Les données nécessaires à la simulation de ce modèle sont fournies par le modèle thermomécanique d'Oxley, qui à son tour est modifié.

Le présent mémoire est organisé en trois chapitres.

- Dans le premier chapitre, nous allons évoquer brièvement les types de procédés d'usinage rencontrés en pratique. Parmi ces derniers, nous avons ciblé le processus

de tournage ; à cet effet, la définition et le choix des paramètres de coupe associés à ce processus seront présentés. Aussi, les notions relatives à la géométrie des outils de coupe, à la configuration de la coupe et à la formation du copeau seront relatées. Enfin, les aspects thermiques dans la zone de coupe seront relatés.

- Le deuxième chapitre est consacré, d'une part, à une synthèse des différentes lois rhéologiques pouvant être appliquées à l'acier 42CD4, et, d'autre part, à la modélisation de la coupe des métaux où les différents modèles analytiques utilisant une approche mécanique, thermomécanique et/ou thermique seront évoqués.
- Dans le troisième chapitre, nous allons exposer les résultats relatifs à la simulation des modèles retenus ; à savoir : le modèle d'Oxley modifié et le modèle de Komanduri et Hou. Dans une première étape, le modèle d'Oxley sera modifié et simulé pour pouvoir déterminer les données nécessaires à la simulation du modèle de Komanduri et Hou. Dans une seconde étape, seront présentés les résultats relatifs aux distributions de température dans la pièce et dans le copeau dues à la source de chaleur de la zone de cisaillement primaire. Ensuite, nous reportons les distributions de température dans le copeau dues à l'effet combiné des sources de chaleur des zones de cisaillements primaire et secondaire.

Chapitre I

Eléments associés à l'usinage

Dans ce chapitre, nous allons évoquer brièvement les types de procédés d'usinage rencontrés en pratique. Parmi ces derniers, nous avons ciblé le processus de tournage ; à cet effet, la définition et le choix des paramètres de coupe associés à ce processus seront présentés. Aussi, les notions relatives à la géométrie des outils de coupe, à la configuration de la coupe et à la formation du copeau seront relatées. Enfin, les aspects thermiques dans la zone de coupe seront relatés.

I.1. Procédés d'usinage :

L'usinage est la transformation d'une pièce-brute, de matériau défini, en une pièce fonctionnelle de forme géométrique, de dimensions et d'état de surface spécifiés. Cette technique, dont on pourrait trouver les origines dans la pierre taillée, a connu un essor important au 19^{ème} siècle suite à l'apparition du moteur. L'électricité a permis de fournir l'énergie nécessaire au travail des métaux, là où la force musculaire se limitait principalement au bois. Le 20^{ème} siècle a vu l'essor des différentes techniques d'usinage jusqu'à aboutir aux machines à commande numérique et à l'usinage à grande vitesse.

On distingue assez souvent les procédés d'usinage dits traditionnels des procédés d'usinage non traditionnels ; cette dernière appellation désigne des procédés qui sont apparus après 1945 en grande partie pour usiner des matériaux se prêtant difficilement aux techniques d'usinage classiques. On peut classer les procédés d'usinage, selon les phénomènes physiques correspondants, en trois catégories principales [1].

- **Procédés de coupe :** L'enlèvement de matière se fait par action mécanique d'un outil coupant ; la force appliquée induit la formation, à l'échelle macroscopique, de copeaux. Il existe un grand nombre de procédés dont les principaux sont :

- les procédés à forte vitesse (≥ 15 m/min) et grand débit de matière (fraisage, tournage, perçage) ;

- les procédés de vitesse plus faible (sciage, rabotage, mortaisage, brochage, taraudage et alésage, ...).

- **Procédés par abrasion :** L'enlèvement de matière est dû à l'action mécanique d'un grand nombre de grains abrasifs de petite taille et de haute dureté. Ces grains agissent selon deux modalités différentes ; ils sont soit :

- liés à un support solide (abrasion à deux corps) : par exemple, rectification ;

- transportés par un milieu fluide (abrasion à trois corps) : par exemple, rodage et polissage à la pâte abrasive.

• **Procédés physico-chimiques :** Ils sont tous qualifiés de non traditionnels ; l'enlèvement de matière est réalisé (à l'exception de l'impact d'un jet d'eau) par des actions non mécaniques :

- action thermoélectrique d'un arc électrique (électroérosion), d'un plasma ou d'un faisceau de lumière cohérente (laser) ;
- action thermochimique de la flamme d'un chalumeau (oxycoupage) ;
- réaction électrochimique dans un électrolyte (usinage électrochimique) ;
- réaction chimique avec un liquide (usinage chimique).

Dans la présente étude, nous nous sommes limités a priori au processus de tournage et, plus particulièrement, à une opération de chariotage afin de contribuer à sa performance.

I.1.1. Processus de tournage :

Le processus de tournage met en jeu deux éléments essentiels ; à savoir : la pièce à usiner et l'outil de coupe. Chacun d'eux est animé d'un mouvement ; l'outil est animé d'un mouvement d'avance longitudinal et/ou transversal par rapport à l'axe de la pièce. Cette dernière est animée d'un mouvement de rotation (mouvement de coupe). L'interaction entre ces deux éléments donne naissance à un copeau par enlèvement de matière de la pièce ; elle est contrôlée par des conditions de coupe : vitesse de coupe, avance, profondeur de passe, géométrie de l'outil, nature des matériaux des deux éléments, lubrification, etc. [2].

Plusieurs opérations peuvent être réalisés en tournage ; à savoir : le dressage, le chariotage, le sciage, le décolletage, le perçage, etc. Pour une opération de chariotage, objet de cette étude, l'outil est animé d'un mouvement d'avance longitudinal, et la pièce est mise en rotation. Cette situation est illustrée par les schémas de la figure qui suit.

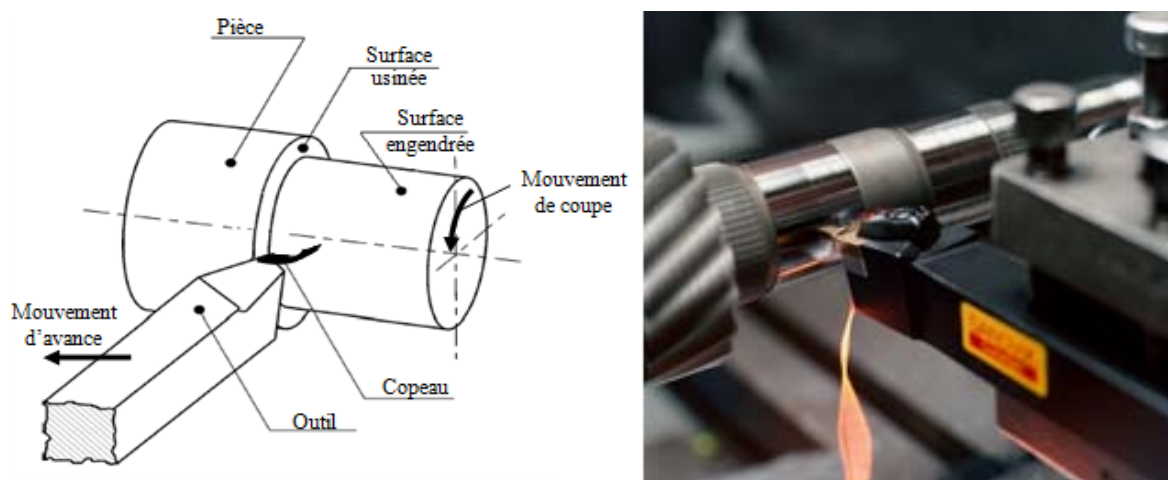


Figure I.1 : Opération de chariotage.

I.1.2. Définition et choix des paramètres de coupe :

Parmi les conditions de coupe évoquées ci-dessus, trois grandeurs physiques, définies comme étant les paramètres de coupe, sont introduites par l'opérateur [2] ; à savoir :

- **La vitesse de coupe** : Elle est notée V_c et elle est mesurée en $(m.min^{-1})$; son expression est la suivante :

$$V_c = \frac{D_i}{2 \times 1000} (60 \times \omega) = \frac{3 D_i \omega}{100} \quad (I.1)$$

C'est la vitesse tangentielle de défilement du copeau ; elle dépend de la vitesse angulaire ω ($rad.s^{-1}$) de la pièce et de son diamètre D_i (mm). La vitesse angulaire ω est définie par rapport à la fréquence de rotation de la broche N mesurée en $(tr.min^{-1})$ comme suit :

$$\omega = \frac{2 \pi N}{60} = \frac{\pi N}{30} \quad (I.2)$$

- **L'avance** : Elle est notée (f) et elle est mesurée en $(mm.tr^{-1})$; c'est le déplacement de l'outil à chaque tour de la pièce. La vitesse d'avance V_f est la vitesse de déplacement de l'outil ; elle est exprimée selon :

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

- **La profondeur de passe** est notée (a_p) ; elle est mesurée en (mm). Elle 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.

On rencontre deux approches pour le choix des paramètres de coupe [3] ; à savoir :

- La première donne une large place à l'expertise de l'entreprise en gérant une base de données souvent volumineuse et acquise au cours du temps (des tables ou des abaques permettant d'obtenir rapidement les paramètres de coupe convenables).

- La deuxième fait appel à une modélisation du problème à partir de lois expérimentales en utilisant des tables de coefficients expérimentaux associés.

Pratiquement, un opérateur choisit les paramètres de coupe en considérant les contraintes liées au processus d'usinage. Le choix de la machine impose le respect d'une gamme de vitesses de coupe et d'avances et des limitations relatives à la puissance et au couple disponible à la broche et à la poussée admissible sur le chariot. Le choix d'une plaquette (outil) limite les efforts de coupe qui doivent rester inférieurs aux efforts admissibles par celle-ci.

En plus, le choix des conditions de coupe pour un matériau donné dépend du mode de travail (ébauche ou finition). Pour un travail d'ébauche, les principaux paramètres à considérer sont :

- la durée de vie de l'outil de coupe (temps effectif de coupe avec la même arête),
- les efforts de coupe (limites de puissance de la machine-outil).

Pour un travail de finition, on recherche la qualité dimensionnelle et géométrique de la surface usinée ; le principal paramètre à prendre en compte étant la rugosité de la surface usinée.

I.1.3. Géométrie des outils de coupe :

Aussi, il existe une grande diversité d'outils de coupe ; toutefois, les principaux éléments des différents outils sont semblables. Un outil de coupe est constitué d'une partie active et d'un corps qui doivent présenter les qualités suivantes :

- Qualités de la partie active :
 - une dureté élevée pour pouvoir pénétrer dans le matériau usiné,
 - une résistance mécanique élevée pour résister aux efforts de coupe,
 - une résistance aux chocs pour éviter l'écaillage de l'arête de coupe,
 - une résistance au frottement suffisamment élevée pour limiter les effets d'usure sur les faces de coupe et de dépouille.
- Qualité du corps :

Le corps doit être rigide pour résister aux efforts qui prennent naissance pendant la coupe.

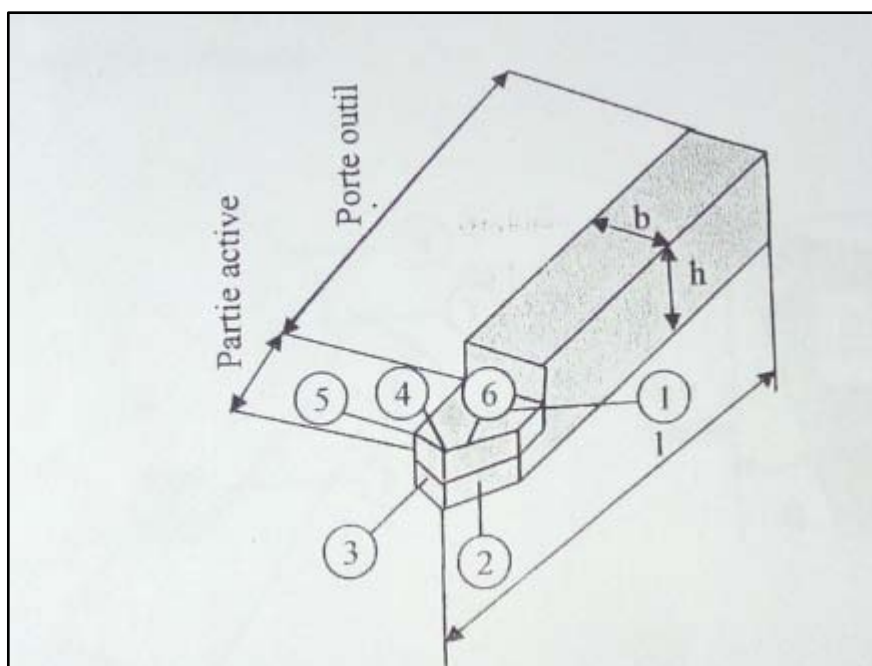


Figure I.2 : Description générale de l'outil de coupe [4].

L'outil de coupe est défini par sa hauteur (h), sa largeur (b) et sa longueur (l), mais il existe des outils dont le corps a une section circulaire. La partie active se compose d'éléments suivants qui suivent :

- La surface d'attaque ① : est celle sur laquelle glisse le copeau.
- Les surfaces en dépouille : sont celles qui se trouvent en regard de la pièce usinée, l'outil en possède deux : la surface en dépouille latérale ②, et la surface en dépouille frontale ③.
- Les arêtes tranchantes ou de coupe : sont générées par l'intersection de la surface d'attaque et celle en dépouille ; on trouve : l'arête tranchante latérale ⑥ qui est formée par l'intersection de la surface d'attaque et de la surface en dépouille latérale, et l'arête tranchante frontale ⑤ constituée par l'intersection de la surface d'attaque et de la surface en dépouille frontale.

L'arête tranchante latérale assure la tâche principale de l'outil qui est la coupe.

- Le nez ④ qui est le bec de l'outil représenté par le raccordement de l'arête tranchante latérale et tranchante frontale.

En général, l'outil est caractérisé par quatre angles principaux :

- (γ) est l'angle de coupe (ou pente effective de coupe) compris entre la surface d'attaque et le plan perpendiculaire au plan lié à l'arête latérale.
- (α) est l'angle en dépouille formé par la tangente à la surface en dépouille latérale qui passe par un point l'arête tranchante et le plan lié à l'arête latérale.
- (β) est l'angle du tranchant (ou du taillant) compris entre la surface d'attaque et la surface de dépouille latérale.
- (κ_r) est l'angle de direction de l'arête, formé par l'arête de coupe et la direction de l'avance. Cet angle est imposé en fonction du type d'usinage (qui déterminera la direction d'avance), du porte-outil et de l'outil choisis.

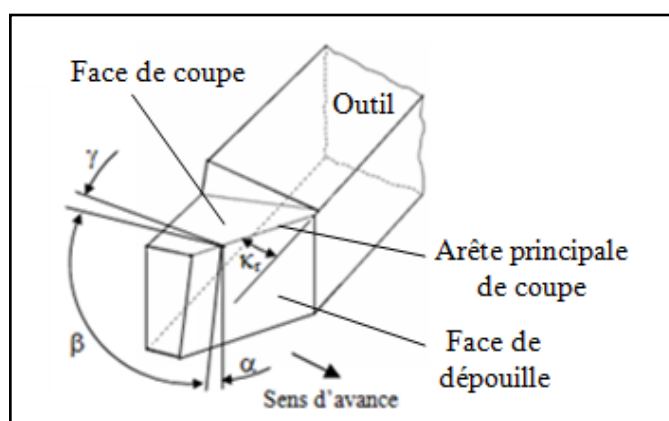


Figure I.3 : Géométrie de l'outil de coupe.

Globalement, l'angle de coupe a une influence sur la manière dont s'écoule le copeau sur la

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

I.2. Configurations de coupe :

La coupe est dite orthogonale quand nous prenons en considération qu'une seule arête de coupe (arête principale) perpendiculairement à la vitesse de coupe et à la vitesse d'avance. L'hypothèse simplificatrice communément employée en coupe orthogonale consiste à considérer un état de déformations planes. Cette hypothèse n'est licite que lorsque la largeur de coupe est grande devant l'avance. Le cas d'une coupe orthogonale correspond, par exemple, au tournage d'un tube ou d'une couronne comme indiqué sur la figure qui suit.

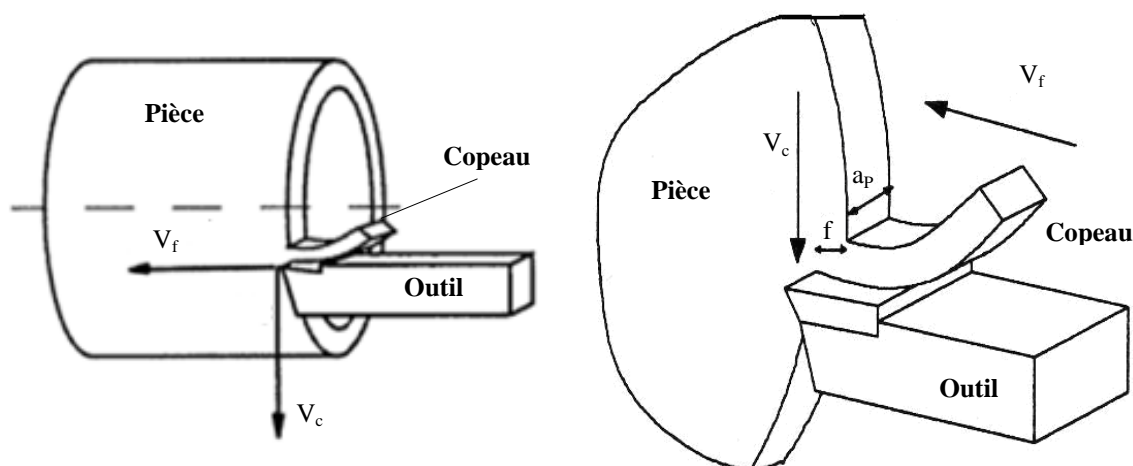


Figure I.4 : Coupe orthogonale.

La majorité des modèles de coupe actuels tant analytiques que numériques sont basés sur la configuration d'une coupe orthogonale. Pour cette dernière, la valeur de l'angle de direction d'arête $\kappa_r = 90^\circ$; l'orthogonalité de l'arête par rapport au mouvement de coupe ou à la vitesse de coupe se traduit par un angle d'inclinaison d'arête $\lambda_s = 0^\circ$.

Pratiquement, la modélisation réaliste correspond au cas d'une coupe oblique. La notion de coupe oblique est liée à la direction de l'arête de coupe, c'est-à-dire aux cas où l'arête de coupe (arête principale) n'est pas simultanément perpendiculaire à la vitesse de coupe et/ou à la vitesse d'avance. À cet effet, on peut distinguer deux configurations de base où l'arête de coupe n'est pas perpendiculaire à (V_c) et/ou à (V_f).

I.3. Formation du copeau :

La formation du copeau fait intervenir un grand nombre de paramètres tels que la rhéologie du matériau usiné, la nature du contact outil-matière et les différents paramètres d'usinage. La compréhension des divers phénomènes qui entrent en jeu lors d'une opération de coupe nécessite une observation locale très fine basée sur :

- une méthode de visualisation et d'investigation métallographique des essais de coupe brusquement interrompue (Quick-stop) ;

- un procédé de microcinématographie qui permet de visualiser la formation du copeau ; l'observation de ces films montre que le procédé de coupe des métaux correspond à une très forte compression d'une partie de la matière sur l'outil qui se sépare de la pièce par cisaillement.

La coupe est un phénomène assez complexe à modéliser à cause des fortes non linéarités et des phénomènes thermiques et mécaniques mis en jeu. Cette complexité est due principalement aux grandes déformations, aux grandes vitesses de déformations dans les zones de cisaillement et aux problèmes de contact dus aux frottements intenses aux interfaces outil-copeau et outil-pièce.

À toutes ces complexités de nature mécanique viennent s'ajouter la génération locale de chaleur et du fort gradient de température généré à travers les transformations en chaleur de l'énergie de déformation plastique et de frottement.

Rappelons que la coupe consiste à séparer de la pièce un copeau à l'aide de l'arête d'un outil. Cette séparation s'explique par la plastification de la matière en raison de la contrainte imposée par l'outil. Ceci implique, dans certains cas, l'apparition d'une amorce de fissure dans la matière usinée au niveau de l'arête. Le mouvement d'avance de l'outil dans la matière propage cette fissure et réalise la décohérence. Le cisaillement s'interprète donc comme une succession de ces deux phénomènes.

L'analyse expérimentale d'une séquence de coupe amène toujours à observer principalement quatre zones du champ de déformations (figure I.5).

- **La zone Z_1** : appelée zone de cisaillement primaire ; la matière donne naissance au copeau. Elle subit en un temps très bref une déformation plastique considérable en raison du changement brutal de direction et de l'échauffement important vu le faible volume de matière. Le cisaillement intense entraîne des conditions considérables : des déformations généralement supérieures à 200 % et des vitesses de déformation de l'ordre de 10^3 à 10^5 s⁻¹.

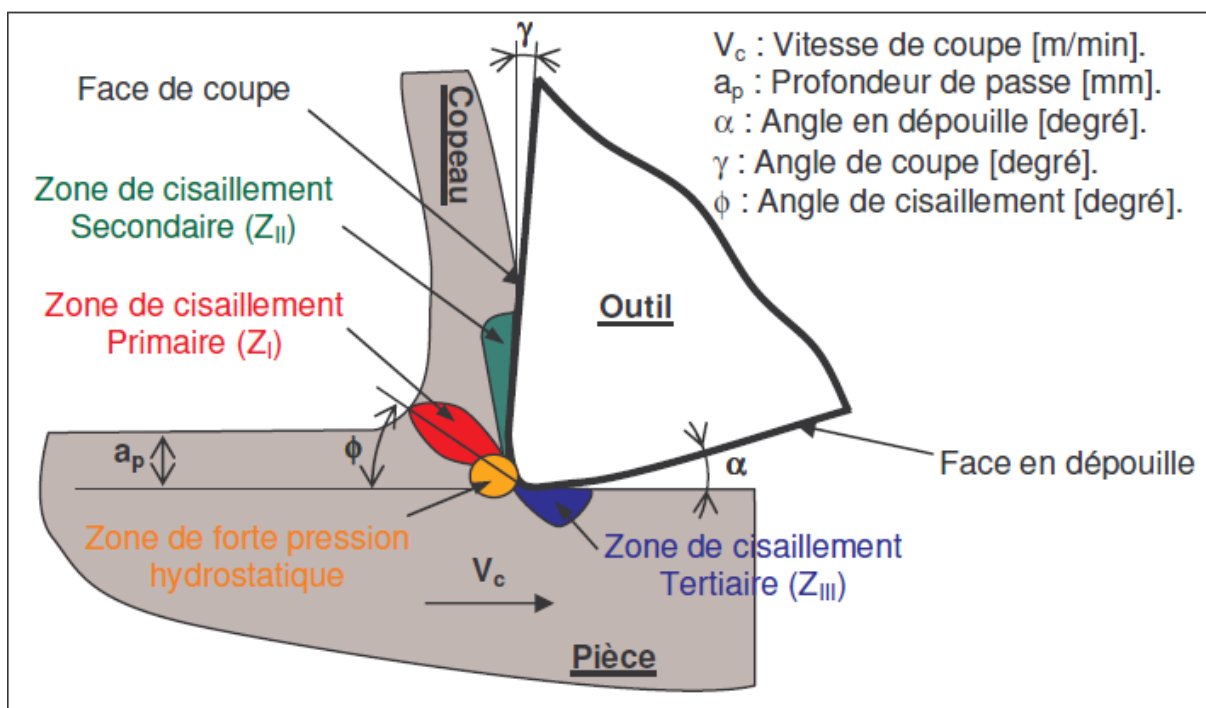


Figure I.5 : Zones de déformations [5].

- **La zone Z_{II}** : est une zone de frottement intense du copeau sur la face de coupe de l'outil, c'est la zone de cisaillement secondaire. Cette zone est caractérisée par son épaisseur qui est une fraction de l'épaisseur du copeau (de l'ordre de quelques pourcents $\approx 2\%$).

- **La zone Z_{III}** : est la zone de frottement entre la surface usinée et la face de dépouille de l'outil ; cette zone est appelée zone de dépouille.

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

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



Figure I.6 : Copeau continu.

➤ **Copeau discontinu** : Dans la catégorie des copeaux discontinus, on considère deux cas distincts : 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. Aussi, la rigidité du porte-outil est un facteur influent sur la formation des copeaux discontinus.

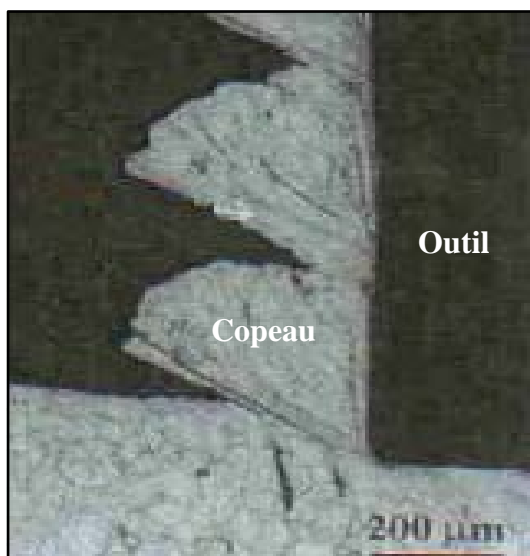


Figure I.7 : Copeau discontinu.

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

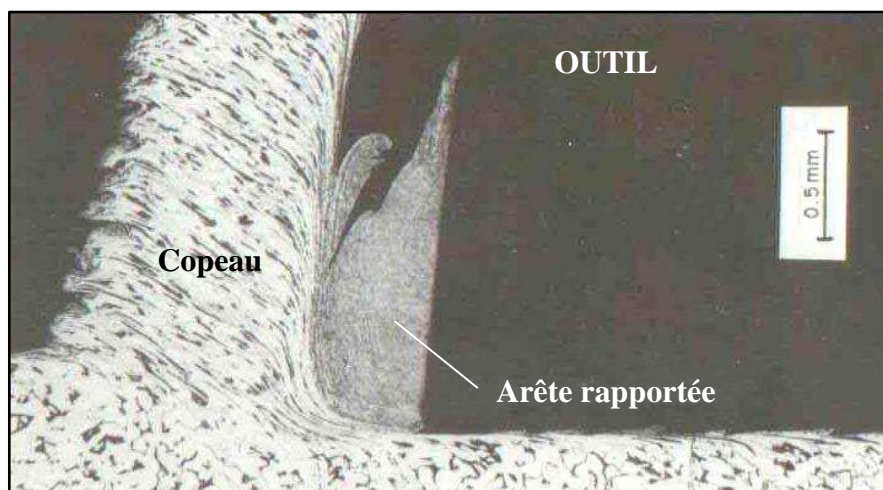


Figure I.8 : Copeau avec arête rapportée.

I.4. Aspects thermiques de la coupe :

I.4.1 Sources de chaleur :

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

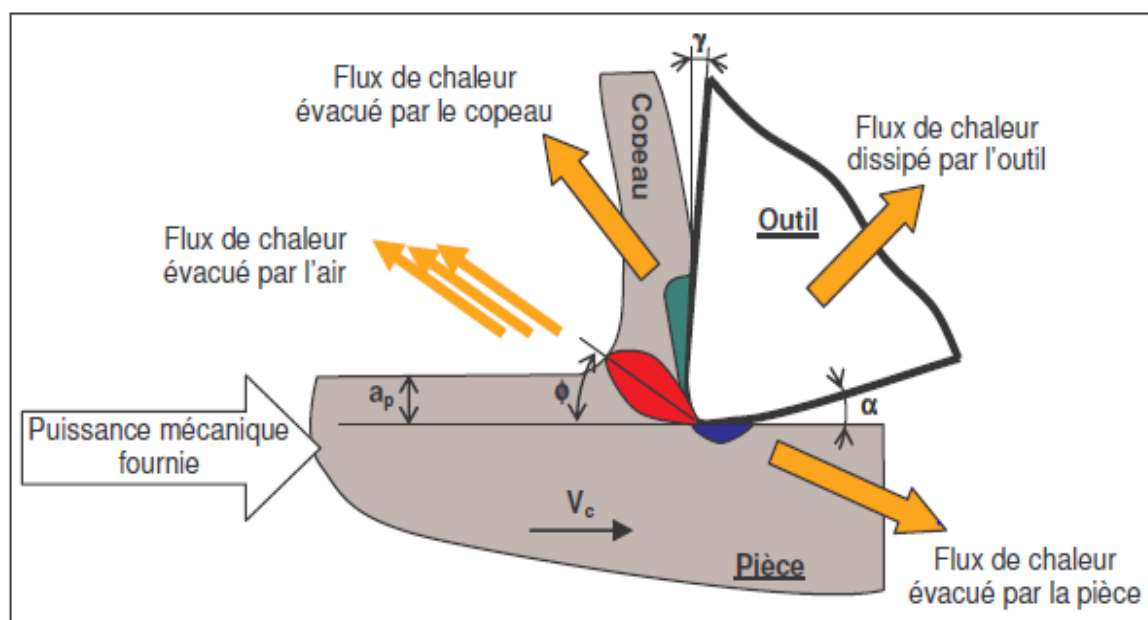


Figure I.9 : Distribution des flux de chaleur générés en coupe orthogonale [5].

Lors de la coupe, la connaissance des phénomènes thermiques induits est primordiale pour la compréhension de la coupe et pour améliorer l'usinabilité de certains matériaux. De plus, ces

températures influent sur le produit final (contraintes résiduelles, état de surface, tolérances géométriques, ...).

L'analyse de la température dans la zone de coupe est très complexe et difficile. En effet, les forts gradients thermiques et le mouvement des différents antagonistes (pièce, outil, copeau) nécessitent d'avoir un système de mesure de température qui prend en compte toutes ces spécificités. L'élévation de la température lors d'un processus d'usinage est due à un effet conjugué des phénomènes de dissipation d'énergie dans différentes zones de déformation plastique et des phénomènes de frottement. Dans la zone de cisaillement primaire, il s'agit bien de déformation plastique. Dans la zone de cisaillement secondaire, un effet combiné de déformation plastique et de frottement se présente. La zone tertiaire est le siège d'un frottement. La figure qui suit illustre les flux thermiques dissipés dans l'outil, la pièce et le copeau.

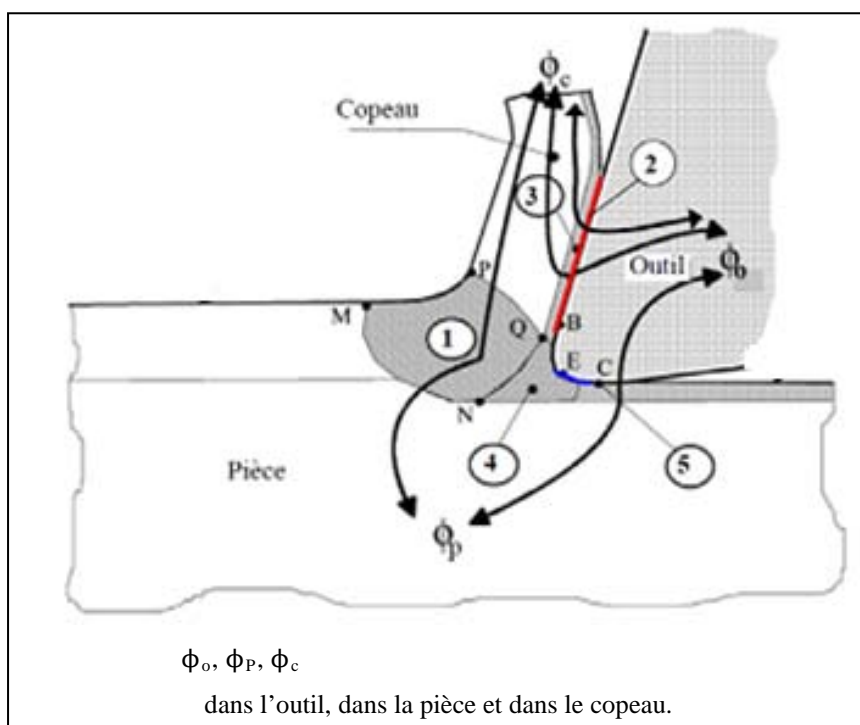


Figure I.10 : Flux thermiques dissipés en usinage [6].

Les différentes sources de chaleur se résument ainsi :

- ①: Production de chaleur due à la déformation plastique dans la première zone de cisaillement primaire.
- ②: Production de chaleur due au frottement à l'interface outil/copeau.
- ③: Production de chaleur due à la déformation plastique dans la seconde zone de cisaillement secondaire.

- ④: Production de chaleur due à la déformation plastique dans la troisième zone d'amorce de fissure.
- ⑤: Production de la chaleur due au frottement à l'interface outil/pièce.

I.4.2 Mesure de la température dans la zone de coupe :

Plusieurs techniques ont été développées pour la mesure de la température dans divers procédés de fabrication [6]. Ces techniques peuvent être résumées comme suit :

- 1) les thermocouples ;
- 2) la photographie infrarouge ;
- 3) les pyromètres optiques ;
- 4) les peintures thermiques ;
- 5) les matériaux de température de fusion connue, que ce soit sous forme de poudre ou de film mince ;
- 6) les changements dans la microstructure avec la température dans le cas d'outils en acier à grande vitesse.

Une revue de ces différentes méthodes de mesure de la température dans la zone de coupe est reportée dans la référence [6].

Chapitre II

Lois rhéologiques et modélisation de la coupe

Le présent chapitre est réservé à la synthèse des lois rhéologiques relatives à l'usinage des matériaux métalliques et à la modélisation de la coupe des métaux. Il s'agit d'une revue des différentes lois de comportement, et d'un certain nombre de modèles développés utilisant une approche mécanique, thermique ou thermomécanique.

II.1. Lois rhéologiques des matériaux usinés :

Ce sont des lois empiriques qui visent à modéliser le comportement d'un matériau lors de sa déformation. Ces lois peuvent être classées en deux catégories [7] :

- lois de comportement phénoménologiques basées sur des relations mathématiques empiriques sans tenir compte de l'origine des mécanismes physiques ;
- lois de comportement physiques qui reposent sur l'introduction de paramètres physiques comme la taille de grain, la densité de dislocations, etc.

En coupe, l'identification des lois rhéologiques est très difficile car elle doit être représentative du comportement du matériau en grandes déformations et en grandes vitesses de déformation et aussi en présence de températures élevées.

L'usinage est un procédé thermomécanique qui, comparé aux autres procédés de transformation des métaux et alliages, est indiscutablement le plus difficile à modéliser tout d'abord parce qu'il implique de grandes déformations, des taux de déformation très élevés (jusqu'à 10^6 s^{-1}) et des températures également très élevées, et ensuite parce que les méthodes d'essais mécaniques courantes ne permettent pas d'atteindre les valeurs des vitesses de déformation rencontrées en usinage. La figure qui suit montre la limitation des moyens d'essais mécaniques par rapport aux procédés de mise en forme.

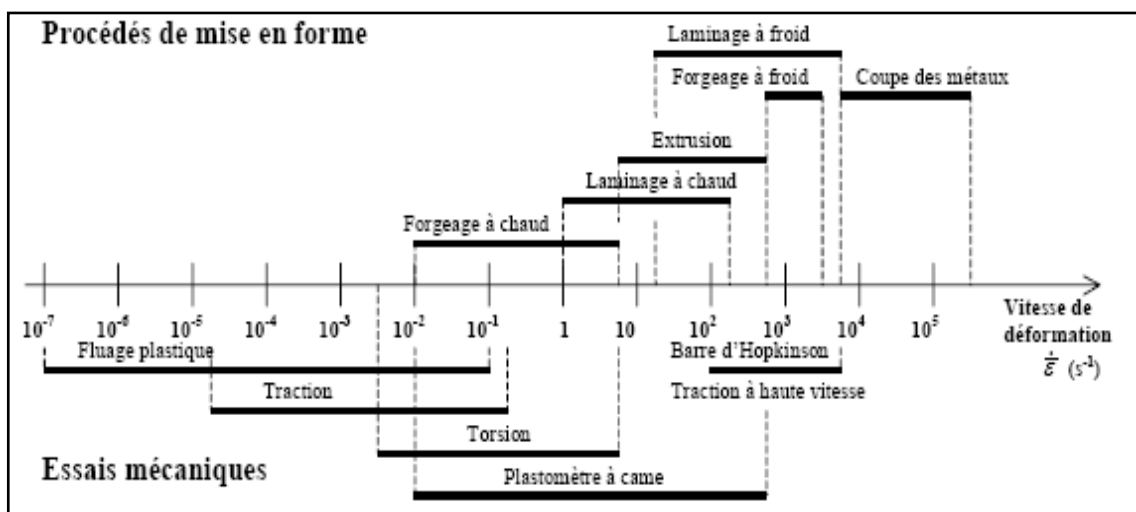


Figure II.1 : Limitation des moyens d'essais mécaniques par rapport aux procédés de mise en forme [8].

Dans le cas de la coupe, les essais classiquement privilégiés sont de type barres de Hopkinson.

L'essai classique à barres de Hopkinson consiste en la mise en compression d'une éprouvette entre un massif et une seule barre (guidée) destinée à véhiculer l'onde de compression longitudinale induite par le choc d'un projectile à l'extrémité libre de la barre. Le dispositif SHPB (Split Hopkinson Pressure Bar) utilise deux barres guidées. Ces barres permettent d'appliquer sur un échantillon du matériau utilisé des déformations et des vitesses de déformation qui sont généralement inférieures à celles rencontrées pendant l'usinage. Cette situation est illustrée par la figure qui suit.

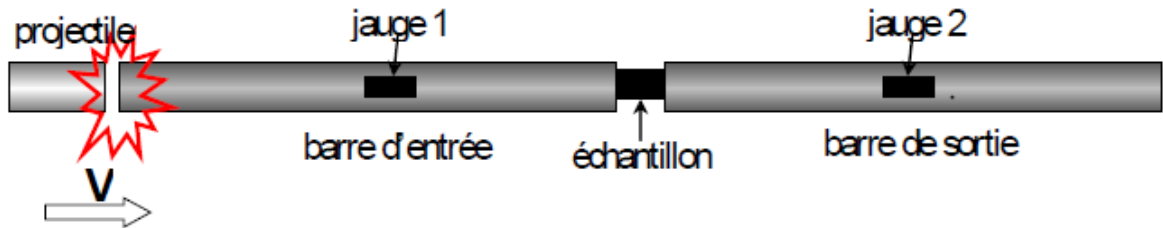


Figure II.2 : Schéma général du dispositif SHPB [9].

Les essais par le dispositif SHPB ne permettent d'atteindre que des vitesses de déformation de l'ordre de 10^3 - 10^4 s⁻¹. Ils ne permettent donc pas d'atteindre les vitesses de déformation rencontrées lors de la coupe grande vitesse (10^4 - 10^6 s⁻¹).

L'essai de Taylor (projection directe de l'éprouvette sur un massif rigide) permet d'atteindre des déformations très importantes ($\epsilon > 3$) et des vitesses de déformations ($> 10^5$ s⁻¹). Néanmoins, la mise en œuvre de ces essais et leur dépouillement représentent souvent de grosses difficultés expérimentales et nécessitent l'utilisation de méthodes inverses à l'aide d'un modèle numérique correspondant [10].

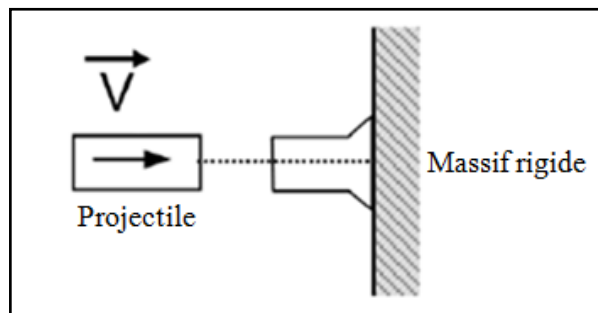


Figure II.3 : Essai de Taylor [10].

Dans la présente étude, nous allons nous contenter des lois de comportement phénoménologiques ; à savoir : la loi de Norton-Hoff et la loi de Johnson-Cook. Ces lois sont les plus utilisées pour caractériser la rhéologie du matériau en usinage. Ces lois obéissent à l'expression générale :

$$\sigma = f(\dot{\sigma}, \ddot{\sigma}, \dots, \sigma^{(n)}, \epsilon, \dot{\epsilon}, \ddot{\epsilon}, \dots, \epsilon^{(n)}, t, T) \quad (\text{II.1})$$

II.1.1. Loi de Norton-Hoff :

Cette loi est utilisée pour décrire le comportement des matériaux soumis à des sollicitations sous les hypothèses suivantes :

- le matériau est incompressible ;
- la vitesse de déformation est indépendante de la pression hydrostatique ;
- le matériau est isotrope.

Son expression générale s'écrit :

$$\sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) = \sigma_1(\dot{\varepsilon}, T) \cdot \varepsilon^{n(\dot{\varepsilon}, T)} \quad (\text{II.2})$$

La figure qui suit montre l'évolution de la contrainte (σ_1) et de l'indice d'érouissage (n) en fonction de la température modifiée (T_{mod}). Cette dernière associe les effets de la vitesse de déformation et de la température du comportement du matériau usiné.

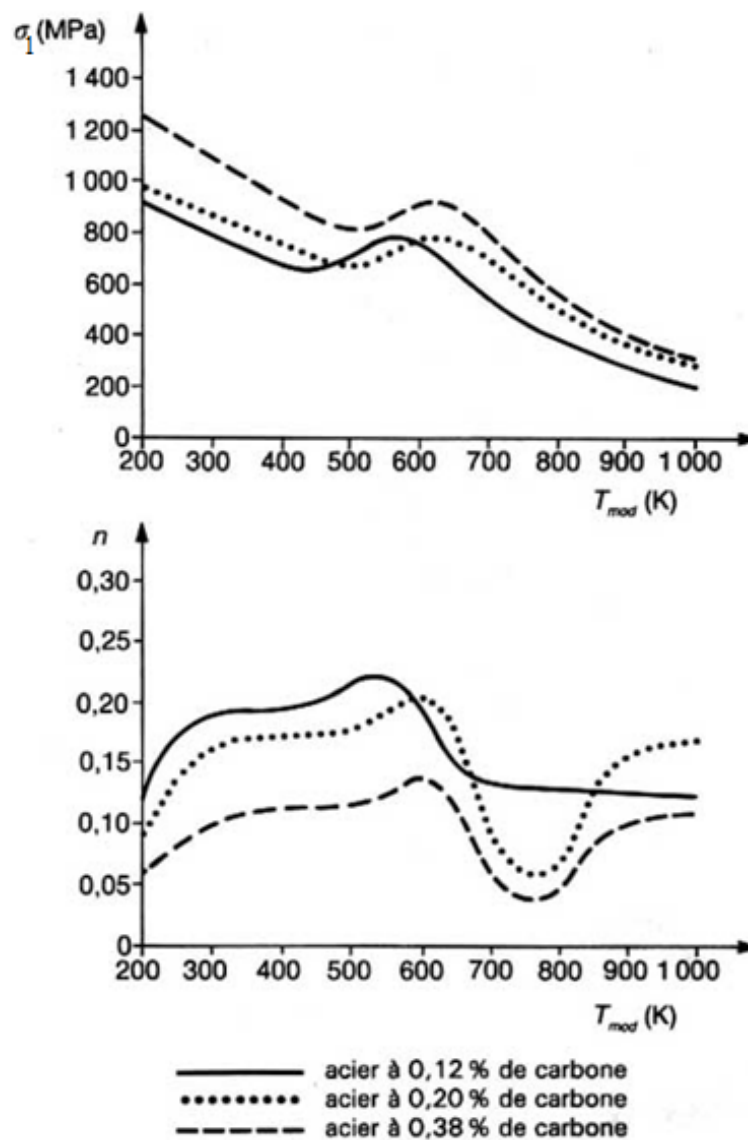


Figure II.4 : Variations des paramètres de comportement σ_1 et n en fonction de T_{mod} pour 3 aciers [11].

Les matériaux obéissants à la loi de Norton-Hoff sont :

- l'acier à haute température,
- les glaciers,
- certains types de verre,
- les sols gelés,
- certains solides cristallins à hautes températures,
- le bitumé routier,
- les alliages de titane, de magnésium et de nickel.

II.1.2. Loi de Johnson-Cook :

Le plus gros avantage de cette loi est sa simplicité car elle présente la particularité de pouvoir identifier séparément les termes en déformation, vitesse de déformation et température ; cette loi est exprimée par :

$$\sigma = \underbrace{[A + B \varepsilon^n]}_1 \underbrace{\left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right]}_2 \underbrace{\left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_{fus} - T_0} \right)^m \right]}_3 \tag{II.3}$$

Le terme 1 traduit la sensibilité de la contrainte à la déformation ainsi que l'effet du phénomène d'écroutissage à travers la puissance.

La dépendance à la vitesse de déformation, donc le caractère visqueux, est soulignée par le **terme 2**.

Enfin, la dépendance à la température se retrouve dans le **terme 3** qui traduit l'adoucissement thermique, c'est-à-dire l'influence de la température sur les propriétés structurales de la matière et donc sur son écoulement.

Les matériaux obéissant à loi de Johnson-Cook sont :

- les aciers ;
- les alliages de titane, et d'aluminium.

Les paramètres de la loi de Johnson-Cook pour différents métaux sont identifiés lors d'expériences menées sur des barres de Hopkinson. Aussi, l'approche inverse peut être utilisée ; pour cette dernière, les efforts de coupe et l'épaisseur du copeau sont des données d'entrée. L'état de contrainte-déformation-vitesse de déformation-température est une donnée de sortie. Donc, à une condition de coupe donnée est associée à un point dans l'espace contrainte-déformation-vitesse de déformation-température. À partir de ces points calculés, il

est alors possible de rechercher les inconnues que sont les constantes du modèle Johnson-Cook.

Dans la présente étude, nous nous sommes intéressés au matériau usiné 42CrMo4 (ou 42CD4). C'est un matériau destiné à la fabrication des arbres, d'engrenages et de pièces mécaniques travaillant à l'usure. Une recherche bibliographique, nous a permis de collecter les différents paramètres de Johnson-Cook pour ce matériau.

A (MPa)	B (MPa)	C	n	m	T_0, T_{fus} (K)	$\dot{\epsilon}_0$ (s ⁻¹)	Réf.
A=598	B=768	C=0.0137	n=0.2092	m=0.0003	$T_0=293$ $T_{fus}=1810$	$\dot{\epsilon}_0=0.001$	[9]
A=1057	B=755	C=0.014	n=0.15	m=1.46	$T_{fus}=1793$	$\dot{\epsilon}_0=0.09$	[12]
A=612	B=436	C=0.008	n=0.15	m=1.46			[13]
A=806	B=614	C=0.0089	n=0.168	m=1			[14]
A=595	B=580	C=0.023	n=0.133	m=1.03	$T_{fus}=1820$		[15]
A=395	B=1142	C=0.5	n=0.46	m=1			[16]
A=612	B=436	C=0.008	n=0.15	m=1.46	$T_0=293$ $T_{fus}=1793$	$\dot{\epsilon}_0=5.77e-4$	[17]
A=595	B=580	C=0.023	n=0.133	m=1.03	$T_0=300$ $T_{fus}=1793$	$\dot{\epsilon}_0=1000$	[18]
A=598	B=768	C=0.013	n=0.292	m=0.807	$T_{fus}=1823$ $T_0=296$	$\dot{\epsilon}_0=0.001$	[19]
A=595	B=580	C=0.023	n=0.133	m=1.03	$T_0=293$ $T_{fus}=1793$	$\dot{\epsilon}_0=0.001$	[20]
A=595	B=580	C=0.023	n=0.133	m=13	$T_{fus}=1793$		[21]
A=873	B=748	C=0.01	n=0.23	m=0.93			[22]
A=589	B=755	C=0.0149	n=0.198	m=0.8			[23]
A=598	B=768	C=0.0137	n=0.209	m=0.807			[23]
A=560	B=762	C=0.0192	n=0.255	m=0.660			[23]
A=1.288	B=-7.9e-4		n=0.0563	m=5.5e-3	$T_{fus}=1773$		[24]

Tableau II.1 : Différents paramètres de Johnson-Cook pour 42CrMo4.

À travers ce tableau, nous allons faire un choix d'un jeu de paramètres de Johnson-Cook pour une application dans le chapitre 3.

Nous allons maintenant évoquer la modélisation analytique de la coupe des métaux.

II.2. Modélisation analytique de la coupe :

Les modèles analytiques sont issus de l'observation phénoménologique de l'usinage et d'essais brusquement interrompus (appelés Quick-stop tests) qui ont mis en exergue les différentes zones de formation du copeau présentés dans le chapitre précédent. Les modèles analytiques purement mécaniques de Merchant [25] et de Lee et Shaffer [26] ont été la base des modèles thermomécaniques. Ces derniers tiennent compte des températures générées dans

le processus de formation du copeau.

II.2.1. Approche énergétique :

Merchant [25] a élaboré un premier modèle simple d'écoulement d'un copeau sur un outil. Ce modèle traite principalement des copeaux obtenus à faibles vitesses et d'aspects peu dentelés [27]. La zone de cisaillement principal est assimilée à un plan (plan AB) faisant un angle (ϕ) avec la surface usinée. L'effort de coupe résultant (R) peut être décomposé en deux composantes (T_2) parallèle à la face de coupe et (N_2) normale à cette face.

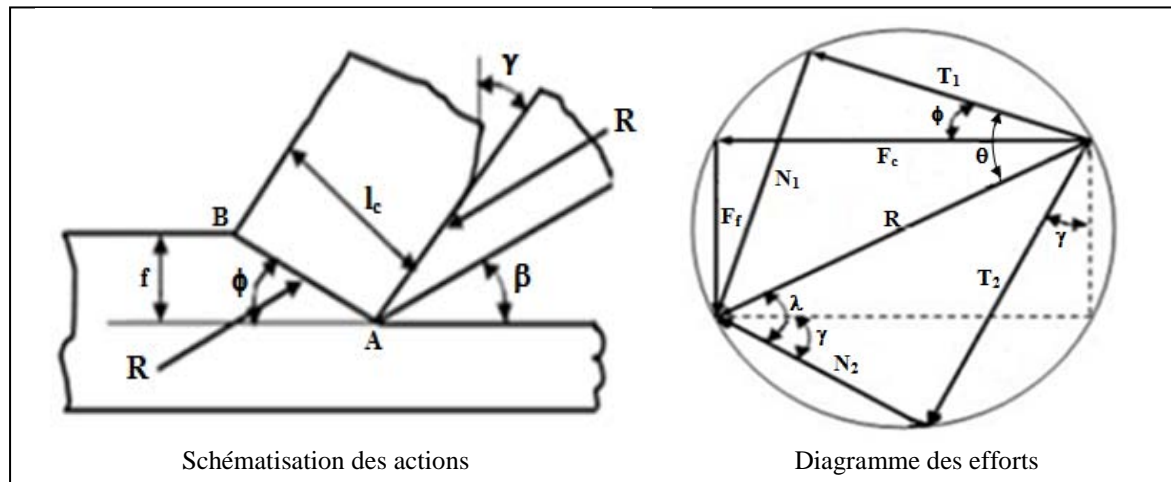


Figure II.5 : Schématisation des actions et diagramme des efforts.

On admet que la face de coupe est le siège d'un frottement de Coulomb. Appelons (λ) l'angle tel que $\text{tg } \lambda = T_2/N_2$. L'angle (ϕ) d'orientation du plan de cisaillement par rapport à la vitesse de coupe (V_c) peut être déterminé à partir des valeurs des angles (λ) et (γ) en faisant l'hypothèse que le plan de cisaillement est incliné de telle façon que la puissance totale dissipée plastiquement soit minimale.

Si l'on admet que le matériau est parfaitement plastique :

$$\phi = \frac{\pi}{4} - \frac{\lambda - \gamma}{2} \tag{II.4}$$

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

$$\phi = C_M - \frac{\lambda - \gamma}{2} \tag{II.5}$$

Avec : C_M est une constante supérieure ou égale à $\pi/4$.

Pour l'élaboration du modèle, des hypothèses simplificatrices ont été adoptées.

D'autres auteurs ont cherché à améliorer ce modèle. Albrecht a par exemple développé une théorie de refoulement pour rendre compte des variations apparentes du rapport T_2/N_2 en attirant l'attention sur les perturbations dues au rayon d'acuité d'arête.

II.2.2. Approche mécanique :

Lee et Shaffer [26] furent les premiers en 1951 à tenter de tirer parti des méthodes de champ des lignes de glissement. Kudo proposa ultérieurement une modélisation qui tient compte en particulier de la courbure du copeau. Plus tard, Dewhurst a proposé un modèle qui rend assez bien compte des effets connus des paramètres géométriques de l'outil.

Aussi, Fang [28] a proposé un modèle de la coupe orthogonale qui prend en compte les paramètres géométriques de l'outil et la nature géométrique du copeau. La figure qui suit illustre le modèle généralisé de Fang et les cas particuliers pour retrouver d'autres modèles.

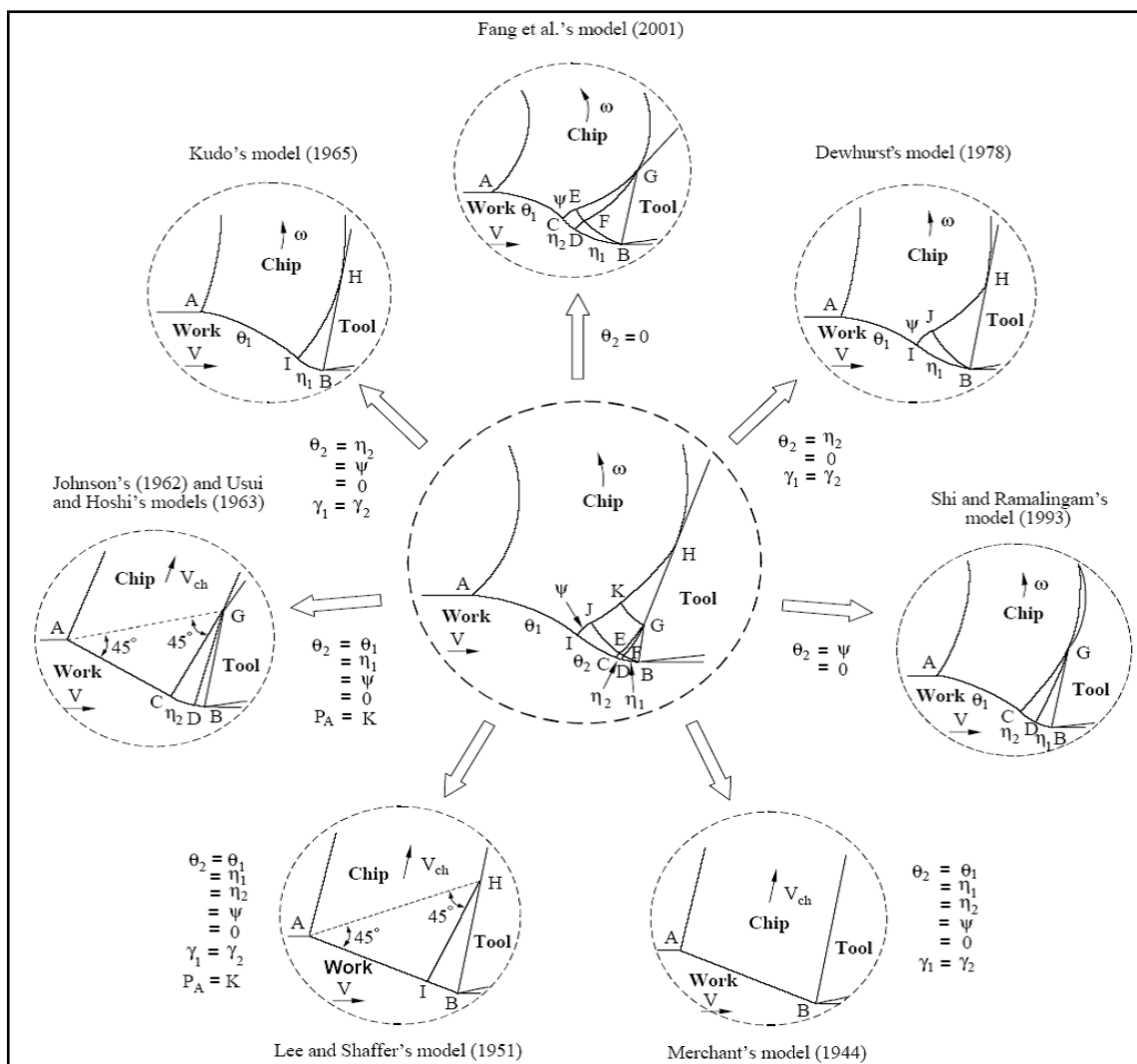


Figure II.6 : Modèle généralisé de Fang et cas particuliers des modèles de lignes de glissement.

Le lecteur pourrait consulter la référence [11] pour plus de détails concernant le calcul des efforts de coupe et de la géométrie du copeau par les modèles de : Merchant, Lee et Shaffer, Kudo, et Dewhurst.

En dépit des progrès accomplis, il apparaît que les approches énergétique et mécanique ne peuvent donner que des informations imprécises. Des progrès ne peuvent être obtenus qu'en intégrant les effets thermiques.

II.2.3. Approche thermomécanique :

Tous les modèles thermomécaniques présentés dans ce paragraphe utilisent le modèle de Merchant. La thermomécanique indique donc le couplage des phénomènes mécaniques et thermiques (échauffement, déformation, vitesse de déformation, écrouissage, etc.).

Oxley [29] fût le premier à introduire avec Hastings et Mathew une description minutieuse de la loi de comportement du matériau qui tenait compte des déformations, des vitesses effectives de déformation et des températures estimées dans les zones de cisaillements primaire et secondaire.

II.2.3.1. Modèle d'Oxley :

Le modèle d'Oxley [29] détermine les grandeurs géométriques du copeau et la température de coupe à partir de la connaissance de la rhéologie du matériau et des conditions de coupe (γ , V_c , f , a_p et T_0). Il a utilisé les travaux de Boothroyd [30] pour définir le comportement thermique.

L'introduction de la sensibilité du matériau à l'écrouissage, aux grandes vitesses de déformation et à la température est réalisée avec une loi de type Norton-Hoff exprimée par :

$$\sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) = \sigma_1(\dot{\varepsilon}, T) \cdot \varepsilon^{n(\dot{\varepsilon}, T)} \quad (\text{II.6})$$

Les valeurs de (σ_1) et (n) sont déterminées à partir des courbes fournies par l'auteur. Ces dernières donnent les évolutions de (σ_1) et (n) en fonction d'une température dite température modifiée, qui à son tour dépend de la température et la vitesse de déformation ; soit :

$$T_{\text{mod}} = T(1 - 0.09 \log \dot{\varepsilon}) \quad (\text{II.7})$$

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

A. Cisaillement primaire :

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

$$\varepsilon_{AB} = \frac{\cos \gamma}{2\sqrt{3} \sin \phi \cos(\phi - \gamma)} \quad (\text{II.8})$$

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

$$\dot{\varepsilon}_{AB} = \frac{C_v V_c \cos \gamma}{\sqrt{3} L_{AB} \cos(\phi - \gamma)} = \frac{C_v V_c \cos \gamma}{\sqrt{3} (f / \sin \phi) \cos(\phi - \gamma)} \quad (\text{II.9})$$

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

$$\tan \theta = 1 + 2 \left(\frac{\pi}{4} - \phi \right) - C_v \cdot n \quad (\text{II.10})$$

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

Avec : $\text{tg } \lambda = T_2 / N_2$.

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

$$T_{AB} = T_0 + \eta_t \frac{2(1 - \beta_p) \sigma_{AB} \varepsilon_{AB}}{\rho C_p} \quad (\text{II.11})$$

Oxley a considéré la valeur de 0.7 pour le coefficient d'ajustement thermique η_t .

La fraction de chaleur passée dans la pièce est déterminée selon les travaux de Boothroyd des expressions qui suivent :

$$\beta_p = 0.5 - 0.39 \log \left(\frac{\tan \phi}{P_e} \right) \text{ pour } 0.04 \leq \frac{\tan \phi}{P_e} \leq 10 \quad (\text{II.12})$$

$$\beta_p = 0.3 - 0.15 \log \left(\frac{\tan \phi}{P_e} \right) \text{ pour } \frac{\tan \phi}{P_e} > 10 \quad (\text{II.13})$$

Où P_e est le nombre de Peclet donné par :

$$P_e = \frac{k_m}{\rho C_p V_c f} \quad (\text{II.14})$$

Des tendances linéaires sont considérées pour les propriétés thermiques du matériau usiné ; par exemple, pour un acier à 0.38% de carbone, l'auteur a utilisé les équations suivantes :

$C_p = 420 + 0.504T$ et $k_m = 52.61 - 0.298T$. Où (C_p) et (k) sont respectivement la chaleur spécifique et la conductivité thermique du matériau usiné.

B. Cisaillement secondaire :

Les déformations dans la zone de cisaillement secondaire étant bien supérieures à l'unité, valeur à partir de laquelle nous pouvons considérer que l'érouissage est saturé ; donc, la contrainte d'écoulement peut être écrite selon :

$$\varepsilon_{AC} = \sigma_1(\dot{\varepsilon}, T_{AC}) \quad (\text{II.15})$$

En considérant un profil de vitesse linéaire dans l'épaisseur de la bande de cisaillement secondaire (δl_c), on écrit la vitesse de cisaillement selon (AC) sous la forme :

$$\dot{\varepsilon}_{AC} = \frac{V_c \sin \phi}{\sqrt{3} \delta l_c \cos(\phi - \gamma)} \quad (\text{II.16})$$

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

$$T_{AC} = T_0 + \frac{2(1-\beta_p)\sigma_{AB} \varepsilon_{AB}}{\rho C_p} + \Psi \Delta T_M \quad (\text{II.17})$$

Oxley a pris la valeur de 0.7 pour le coefficient d'ajustement thermique Ψ .

Les travaux de Boothroyd donnent l'expression de ΔT_M comme suit :

$$\log \frac{\Delta T_M}{\Delta T_c} = 0.06 - 0.195 \delta l_c \sqrt{\frac{l_c}{P_e Y}} + 0.5 \log \left(\frac{l_c}{P_e Y} \right) \quad (\text{II.18})$$

Avec ΔT_c est un échauffement moyen calculé selon :

$$\Delta T_c = \frac{\sigma_{AC} Y}{\sqrt{3} \rho C_p l_c} \quad (\text{II.19})$$

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

$$Y = \frac{f \cos \theta}{\cos \lambda \sin \phi} \left[1 + 2 \left(\frac{\pi}{4} - \phi \right) - \frac{2}{3} C_v n \right] \quad (\text{II.20})$$

La dernière inconnue (δl_c) est déterminée à partir d'une minimisation de la puissance de coupe totale.

II.2.3.2. Modèle de Gilormini :

Gilormini [31] a développé deux modèles : le premier utilise la méthode des différences finies pour tracer des cartes détaillées des champs de vitesses, des températures et des déformations dans la racine du copeau. Le second modèle est une modélisation thermomécanique basée sur un champ de vitesses réaliste dans les deux zones de déformations.

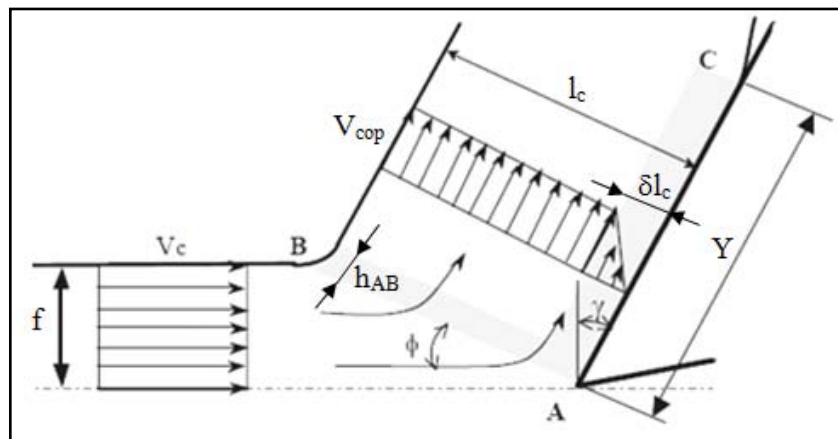


Figure II.7 : Cinématique simplifiée de la formation du copeau d'après Gilormini.

Il suppose qu'il existe deux zones de champ de vitesses dans le copeau : une première zone d'épaisseur δl_c dans laquelle le champ de vitesse a une forme triangulaire avec une vitesse nulle à l'interface outil/copeau. Une deuxième zone de champ de vitesse uniforme

correspondant à la vitesse d'évacuation du copeau. Ce profil de champ de vitesse rend compte des conditions de glissement à l'interface outil/copeau.

II.2.3.3. Modèle de Moufki :

Moufki et Dudzinski [32] ont utilisé des lois de comportement thermo-viscoplastique pour modéliser respectivement la coupe orthogonale et la coupe oblique. Dans leurs modélisations, ils indiquent que l'effet d'inertie est important dans le cas des grandes vitesses de coupe et a une influence significative sur le comportement du matériau.

Dudzinski et Moufki ont réalisé leurs études en considérant des aciers C18 (moins écrouissable) et C20 (plus écrouissable). Ils indiquent que le phénomène de viscoplasticité est plus important à l'entrée de la zone de cisaillement primaire lorsque le matériau est écrouissable et que ce comportement produit un auto-échauffement. En outre, pour étudier l'influence de la température et de la pression sur le comportement de l'interface outil/copeau, Moufki et al. [33] ont proposé une loi de frottement qui tient compte de la température du contact outil/copeau et par la suite utilisent cette loi pour modéliser la coupe oblique. Cette modélisation se base sur l'hypothèse de l'écoulement stationnaire et unidimensionnel de la matière dans la zone de cisaillement primaire.

La prise en compte, dans les modèles de comportement du matériau, de l'échauffement et d'autres paramètres ont rendu les modèles thermomécaniques plus complexes. Ainsi, les lois de comportement thermomécanique ont conduit au développement de modèles numériques thermomécaniques. Ces derniers sont des moyens de prédiction et d'analyse des procédés d'usinage dont leur utilisation est favorisée par l'amélioration des performances des ordinateurs.

Comme complément à la modélisation analytique, l'approche numérique de la coupe devient de plus en plus performante notamment grâce aux avancées de la technologie informatique (performances des ordinateurs). Elle réduit le nombre d'hypothèses souvent trop simplificatrices des modèles analytiques. Néanmoins cette modélisation reste le plus souvent bidimensionnelle à cause du coût excessif de la modélisation tridimensionnelle en termes de temps de calcul et de ressources (espace de stockage de données). La simulation numérique permet de tenir compte de plusieurs paramètres et de leur interaction comme : la déformation, la vitesse de déformation, la sensibilité à la vitesse de déformation, l'écrouissage, le frottement à l'interface de contact outil/pièce, la température à l'interface de contact.

Cependant, la simulation numérique manque de données qui peuvent tenir compte de la

rhéologie réelle du matériau usiné afin d'obtenir des résultats numériques fiables. En effet, pour représenter le comportement réel du matériau, plusieurs paramètres sont introduits ; ce qui engendre des lois de comportement complexes. L'intégration de nombreux paramètres pose des difficultés dans leur détermination. L'identification de ces paramètres nécessite des moyens importants et parfois difficiles à mettre en œuvre et à maîtriser (essais aux très grandes vitesses de déformation, à différentes températures, barre d'Hopkinson notamment). En usinage, bien que les modèles numériques intègrent le comportement du matériau, il existe encore des difficultés notamment dans la modélisation de l'interface de frottement outil/copeau. Dans certaines conditions, la gestion du contact outil/copeau (coefficient de frottement) devient un paramètre d'optimisation.

Nous allons maintenant présenter l'approche thermique de Komanduri et Hou [36], [37]. Ce modèle va nous permettre d'estimer la cartographie de température dans les zones primaire et secondaire.

II.3. Approche thermique Komanduri et Hou :

II.3.1. Modélisation dans la zone de cisaillement primaire :

Les travaux de Komanduri et Hou [34] sur l'étude des transferts thermiques dans la zone de cisaillement primaire ont été inspirés des développements de Hahn qui a utilisé les résultats de Jaeger et de Rosenthal tout en proposant des sources de chaleur mobiles. À cet effet, il considère la pièce et le copeau comme un seul corps (un milieu infini) dans lequel se déplace obliquement une source de chaleur. 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 sources de chaleur adoptées par Komanduri et Hou.

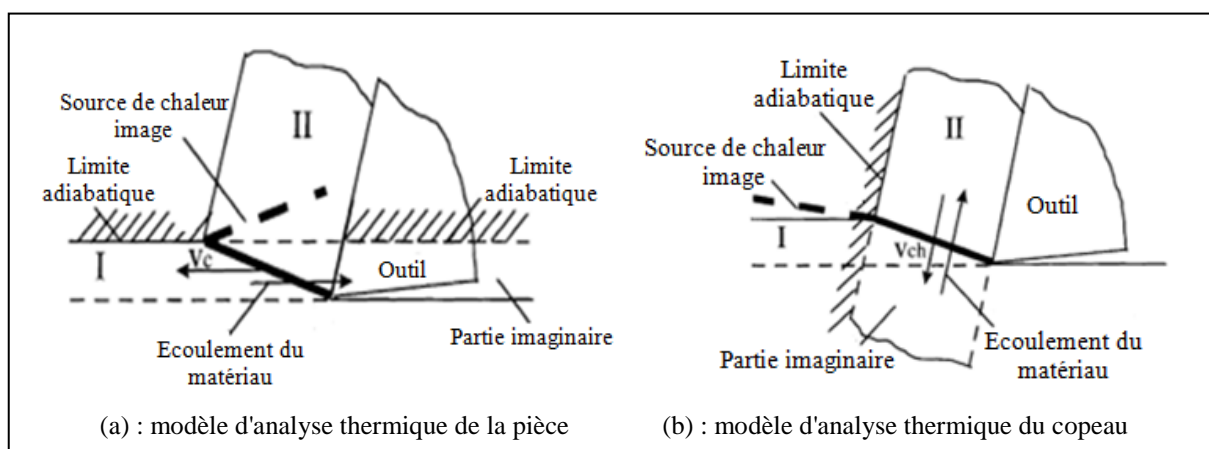


Figure II.8 : Modèle de Komanduri et Hou.

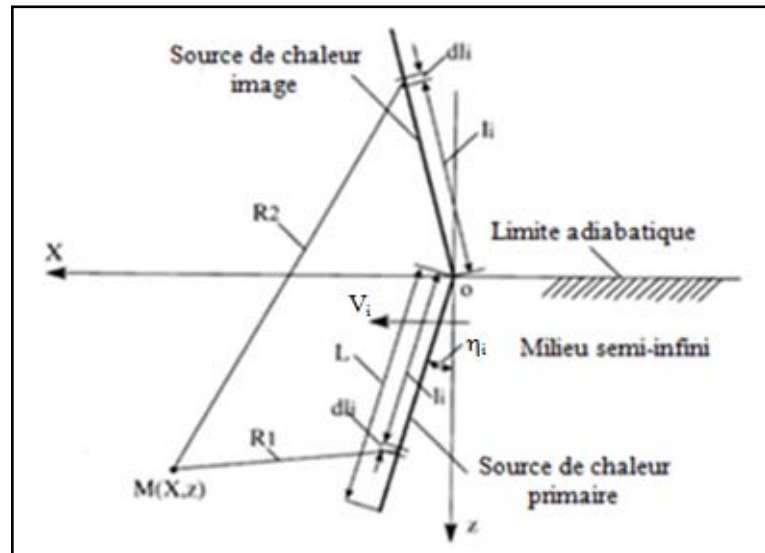


Figure II.9 : Source de chaleur oblique.

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 (η_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 limite adiabatique étant la surface de la pièce et du copeau en contact avec l'air ambiant (voir figure II.9).

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 :

$$T_M = \frac{q_i}{2\pi k_{mil}} \int_0^L e^{-\frac{(X-l_i \sin \eta_i)V_i}{2\alpha_{mil}} K_0 \left(\frac{V_i}{2\alpha_{mil}} \sqrt{(X-l_i \sin \eta_i)^2 + (z-l_i \cos \eta_i)^2} \right)} dl_i \quad (II.21)$$

Les propriétés thermiques du milieu (k_{mil}) et (α_{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 :

$$dT_M = \frac{q_i dl_i}{2\pi k_{mil}} \cdot e^{-\frac{(X - l_i \sin \eta_i)V_i}{2\alpha_{mil}}} \left[K_0 \frac{V_i}{2\alpha_{mil}} R_1 + K_0 \frac{V_i}{2\alpha_{mil}} R_2 \right] dl_i \quad (II.22)$$

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

$$T_M = \frac{q_i}{2\pi k_{mil}} \int_0^L e^{-\frac{(X - l_i \sin \eta_i)V_i}{2\alpha_{mil}}} \left[K_0 \frac{V_i}{2\alpha_{mil}} R_1 + K_0 \frac{V_i}{2\alpha_{mil}} R_2 \right] dl_i \quad (II.23)$$

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 : $\eta_i = -90^\circ + \phi$,
- l'intensité de source de chaleur primaire : $q_i = q_1$,
- La largeur de la bande de chaleur : $L = L_{AB}$,
- les propriétés thermiques : $k_{mil} = k_m$ 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.

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_{ch}) et l'angle $\eta_i = \phi - \gamma$.

II.3.2. Modélisation dans la zone de cisaillement secondaire :

Dans le modèle de Komanduri et Hou [35], le copeau est considéré comme un milieu semi-infini. La source de chaleur de largeur (Y), d'extension infinie et d'intensité $q_2 = \frac{T_2 V_{ch}}{a_p \delta l_c}$, se déplace à la vitesse (V_{ch}) sur la frontière du milieu ; le reste de la frontière étant adiabatique. Une source image de la source de chaleur à l'interface outil-copeau est ajoutée pour tenir compte de la faible épaisseur (l_c) du copeau. En effet, l'épaisseur du copeau est très faible et l'effet de la conduction se limite à la surface supérieure du copeau qui 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.10 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 = √(X - l_i)² + z² et à un segment élémentaire (dl_i) de la source image à la distance R''_i = √(X - l_i)² + (2l_c - z)² est:

$$dT_M = \frac{q_2 dl_i}{\pi k_m} e^{-(X-l_i)V_{ch}/2\alpha_m} \left[K_0 \left(R'_i V_{ch} / 2\alpha_m \right) + K_0 \left(R''_i V_{ch} / 2\alpha_m \right) \right] \quad (II.24)$$

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

$$T_M = \frac{q_2}{\pi k_m} \int_0^Y e^{-(X-l_i)V_{ch}/2\alpha_m} \left[K_0 \left(R'_i V_{ch} / 2\alpha_m \right) + K_0 \left(R''_i V_{ch} / 2\alpha_m \right) \right] dl_i \quad (II.25)$$

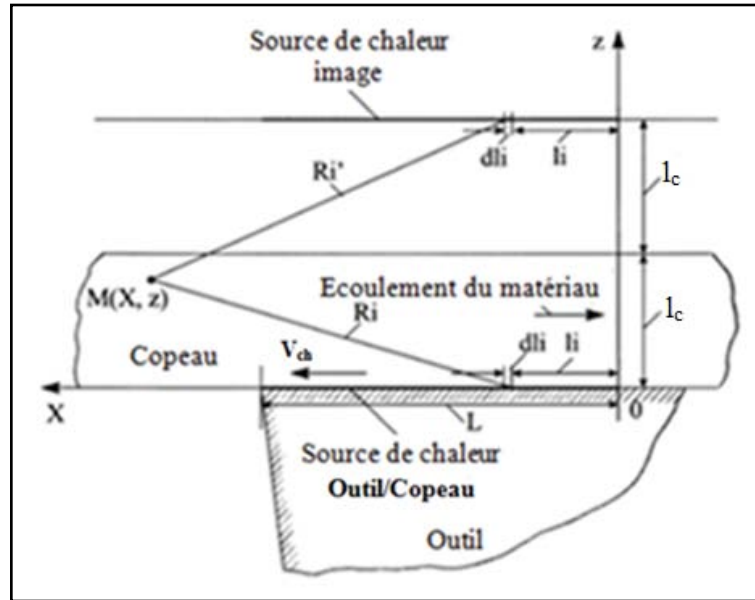


Figure II.10 : Modèle pour l'analyse thermique du copeau.

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 (primaire) + T_M (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 :

$$T_M = \frac{q_1}{2\pi k_m} \int_{w_i=0}^{l_c/\cos(\phi-\gamma)} e^{-(X-X_i)V_{ch}/2\alpha_m} \left\{ K_0 \left[\frac{V_{ch}}{2\alpha_m} \sqrt{(X-X_i)^2 + (z-z_i)^2} \right] + K_0 \left[\frac{V_{ch}}{2\alpha_m} \sqrt{(X-X_i)^2 + (2l-z-z_i)^2} \right] \right\} dw_i + \frac{q_2}{\pi k_m} \int_{l_i=0}^Y e^{-(X-l_i)V_{ch}/2\alpha_m} \left[K_0 \left(R'_i V_{ch} / 2\alpha_m \right) + K_0 \left(R''_i V_{ch} / 2\alpha_m \right) \right] dl_i \quad (II.26)$$

Avec : X_i = L_{AB} - w_i sin(φ - γ) et z_i = w_i cos(φ - γ).

II.4. Détermination des termes sources de chaleur :

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

$$\frac{\partial W}{\partial V} = \bar{\sigma} : \bar{\varepsilon} \quad (\text{II.27})$$

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

$$P_{c1} = (\sigma_{AB} \cdot \dot{\varepsilon}_{AB}) \cdot v_1 \quad (\text{II.28})$$

Avec : $v_1 = h_{AB} \times L_{AB} \times a_p = (L_{AB}/C_v) \times L_{AB} \times a_p$.

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

$$\sigma_{AB} = \left(A + B \varepsilon_{AB}^n \right) \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_{AB}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \quad (\text{II.29})$$

La vitesse de déformation dans la zone de cisaillement primaire peut être exprimée par l'équation (II.9).

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

$$Q_1 = \sigma_{AB} \cdot \dot{\varepsilon}_{AB} \quad (\text{II.30})$$

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

$$P_{c2} = (\sigma_{AC} \cdot \dot{\varepsilon}_{AC}) \cdot v_2 + \mu \cdot N_2 \cdot V_g \quad (\text{II.31})$$

Avec : $v_2 = \delta l_c \times Y \times a_p$.

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

$$\sigma_{AC} = \left(A + B \varepsilon_{AC}^n \right) \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_{AC}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T_{AC} - T_0}{T_{fus} - T_0} \right)^m \right] \quad (\text{II.32})$$

La vitesse de déformation dans la zone du cisaillement secondaire est donnée selon l'équation (II.16).

Etant donnée la complexité des phénomènes intervenant dans la zone de cisaillement secondaire, il est difficile de connaître la vitesse de glissement (V_g) entre le copeau et l'outil. Le contact entre ces deux éléments est alternativement collant et glissant mais on ne sait pas dans quelle proportion. La vitesse de glissement est certainement dépendante de celle du copeau ; elle peut être prise de l'ordre de 20 % de la vitesse du copeau. Le coefficient de frottement (μ) peut être pris égal à 0.4 [9].

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

$$Q_f = \frac{\mu \cdot N_2 \cdot (0.2 V_{ch})}{a_p \cdot Y} \quad (\text{II.33})$$

Avec :

$$V_{ch} = \frac{V_c \sin \phi}{\cos(\phi - \gamma)} \quad (\text{II.34})$$

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

$$Q_2 = \sigma_{AC} \cdot \dot{\epsilon}_{AC} + Q_f \quad (\text{II.35})$$

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

Chapitre III

Résultats de simulation et interprétation

Dans ce chapitre, nous allons exposer les résultats relatifs à la simulation des modèles retenus ; à savoir : le modèle d'Oxley modifié et le modèle de Komanduri et Hou. Dans une première étape, le modèle d'Oxley sera modifié et simulé pour pouvoir déterminer les données nécessaires à la simulation du modèle de Komanduri et Hou. Dans une seconde étape, seront présentés les résultats relatifs aux distributions de température dans la pièce et dans le copeau dues à la source de chaleur de la zone de cisaillement primaire. Ensuite, nous reportons les distributions de température dans le copeau dues à l'effet combiné des sources de chaleur des zones de cisaillements primaire et secondaire.

III.1. Amélioration du modèle d'Oxley :

En vue d'améliorer le modèle d'Oxley, nous avons apporté certaines modifications ; à savoir :

- La considération d'une loi de Johnson–Cook pour la rhéologie du matériau usiné car on ne dispose pas de graphes qui permettent d'utiliser la loi de Norton-Hoff.
- La distribution des contraintes à l'interface outil-copeau. La contrainte normale a une répartition triangulaire ; à cet effet, la longueur de contact dans l'équation (II.20) sera pondérée par (3/2) pour la prise en charge de la distribution triangulaire ; soit :

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

La contrainte tangentielle est donnée selon la formule [36] :

$$\tau_{AC} = H_c \frac{T_2}{Y a_p} \quad (\text{III.2})$$

Avec : H_c est un facteur correcteur qui peut être ajusté en simulation.

Le choix de ces distributions a été guidé par les travaux de Zorev [37] inspirés de constatations expérimentales. La figure qui suit montre les répartitions typiques des contraintes normale et tangentielle à l'interface outil-copeau.

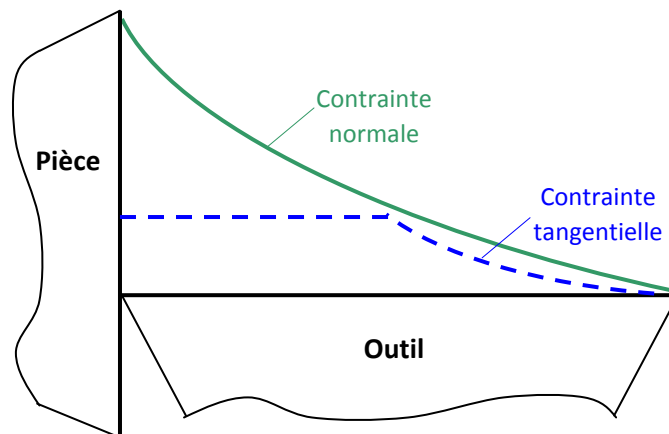


Figure III.1 : Distributions typiques des contraintes.

Et la valeur de la constante de vitesse (C_v) est déterminée par l'égalité des contraintes σ_{AB}^N et σ_{AC}^N :

$$\sigma_{AB}^N = \frac{\sigma_{AB}}{\sqrt{3}} \left[1 + \left(\frac{\pi}{2} - 2\gamma \right) - 2C_v \cdot n \right] \quad (\text{III-3})$$

$$\sigma_{AC}^N = \frac{2N_2}{Y \cdot a_p} \quad (\text{III-4})$$

À noter que la contrainte σ_{AC}^N est pondérée par (2) du fait que nous avons considéré une distribution triangulaire de la contrainte normale à l'interface outil-copeau.

III.2. Données et démarche de simulation :

Rappelons que le modèle d'Oxley modifié permet de prédire les efforts de coupe, la géométrie du copeau, et les déformations, les vitesses de déformations, les températures moyennes dans les zones de cisaillement primaire et secondaire, et ce à partir des données d'entrée qui suivent :

- la vitesse de coupe V_c ,
- l'avance f ,
- la profondeur de passe a_p ,
- l'angle de coupe γ ,
- les propriétés rhéologiques du matériau,
- les propriétés thermiques du matériau usiné ; à savoir : la diffusivité thermique α_m , la chaleur spécifique C_p et la conductivité k_m .

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

Conditions de coupe			
V_c (m/min)	f (mm/tr)	a_p (mm)	γ (°)
100	0.1	1	-6
Paramètres rhéologiques du matériau 42CrMo4			
A = 598 (MPa)	B = 768 (MPa)	C = 0.0137	n = 0.2092
m = 1	$T_0 = 293$ K	$T_{fus} = 1810$ K	$\dot{\epsilon}_0 = 0.001$ s ⁻¹

Tableau III.1 : Conditions de coupe et propriétés rhéologiques du matériau usiné.

Le choix des conditions de coupe et des propriétés rhéologiques a été fait de manière à se

référer aux résultats reportés dans la référence [9].

Les propriétés thermiques du matériau usiné sont reportées dans le tableau qui suit.

Propriétés thermiques du matériau 42CrMo4	
Masse volumique moyenne ρ (kg.m^{-3})	7690
Conductivité thermique k_m ($\text{W.m}^{-1}.\text{°C}^{-1}$)	$49.84 - 0.0242 T$
Chaleur spécifique C_p ($\text{J.Kg}^{-1}.\text{°C}^{-1}$)	$397.965 + 0.825 T - 5.507 \cdot 10^{-4} T^2$
Diffusivité thermique α_m ($\text{m}^2.\text{s}^{-1}$)	$\alpha_m = \frac{k_m}{\rho C_p}$

Tableau III.2 : Propriétés thermiques du matériau usiné.

Les tendances de k_m et C_p en fonction de la température ont été déterminées à partir de valeurs numériques présentées sous forme d'un tableau dans la référence [19].

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

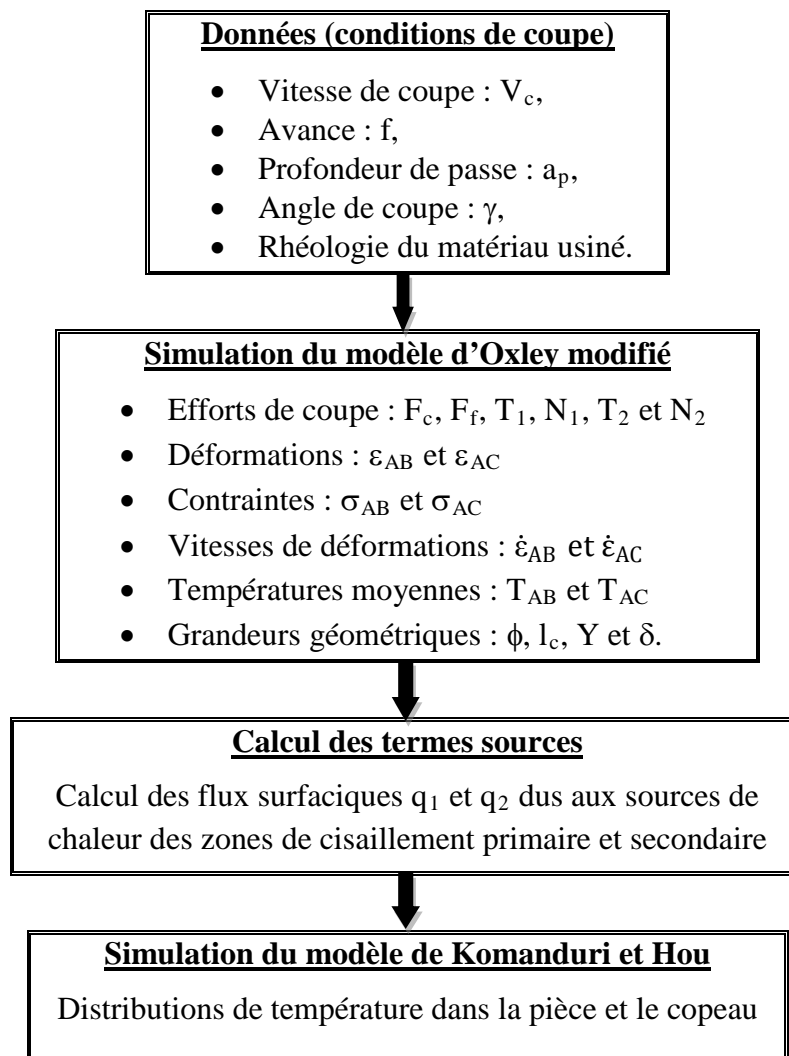


Figure III.2 : Représentation globale de la méthode de simulation.

Les programmes relatifs à la simulation du modèle de Komanduri et Hou sont reportés dans l'annexe.

Nous allons maintenant procéder à la simulation du modèle d'Oxley modifié.

III.3. Simulation du modèle d'Oxley modifié :

Pour la détermination des données nécessaires à la simulation du modèle thermique de Komanduri et Hou, nous avons procédé à la simulation du modèle d'Oxley modifié. Le programme pour la simulation a été élaboré sous l'environnement Microsoft Developer Studio (Fortran Power Station 4.0). Les résultats obtenus par simulation du modèle d'Oxley modifié sont reportés dans le tableau qui suit.

F_c (N)	F_f (N)	T_1 (N)	N_1 (N)	T_2 (N)	N_2 (N)	ε_{AB}	ε_{AC}
251.19	116.38	164.05	223	90.28	262	0.73	53.62
σ_{AB} (MPa)	σ_{AC} (MPa)	$\dot{\varepsilon}_{AB}$ (s ⁻¹)	$\dot{\varepsilon}_{AC}$ (s ⁻¹)	T_{AB} (°C)	T_{AC} (°C)	ϕ (°)	l_c (mm)
1368.89	1340.2	5374.67	188185.2	280.37	690.48	28.8	0.17
	C_v	L_{AB} (mm)	h_{AB} (mm)	Y (mm)	δ		
	0.957	0.207	0.216	0.279	0.018		

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

Le calcul des termes sources nous a conduits à obtenir :

$$Q_1 = \sigma_{AB} \times \dot{\varepsilon}_{AB} = 7.357 \times 10^{12} \text{ (W.m}^{-3}\text{)} ;$$

$$Q_2 = \sigma_{AC} \times \dot{\varepsilon}_{AC} = 2.522 \times 10^{14} \text{ (W.m}^{-3}\text{)}.$$

Les flux thermiques surfaciques sont donnés comme suit :

$$q_1 = Q_1 \times h_{AB} = (7.357 \times 10^{12})(0.216 \times 10^{-3}) = 1.589 \times 10^9 \text{ (W.m}^{-2}\text{)} ;$$

$$q_2 = Q_2 \times \delta l_c = (2.522 \times 10^{14})(0.018 \times 0.17 \times 10^{-3}) = 7.7176 \times 10^8 \text{ (W.m}^{-2}\text{)}.$$

À noter que ces flux surfaciques seront départagés à parts égales, d'une part, entre la pièce et le copeau (pour q_1), et, d'autre part, entre le copeau et l'outil (pour q_2).

Nous allons maintenant procéder à la simulation du modèle thermique de Komanduri et Hou.

III.4. Simulation du modèle de Komanduri et Hou et interprétation des résultats :

Nous allons maintenant schématiser les isothermes de température dans la pièce et le copeau. Rappelons que les données d'entrée du modèle thermique sont :

- l'angle de cisaillement primaire (ϕ),
- la vitesse du copeau (V_{ch}),

- les largeurs des bandes de cisaillement primaire (L_{AB}) et secondaire (Y),
- les flux thermiques surfaciques q_1 et q_2 .

Les sorties correspondent aux isothermes de température dans la zone de la coupe. Ces dernières sont relatives aux distributions de température dues :

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

La simulation du modèle de Komanduri et Hou a été effectuée sous l'environnement Matlab-R2013a ; les dimensions des cartographies sont en centimètres.

La figure qui suit montre la distribution de la température dans la pièce due à la source de chaleur dans la zone de cisaillement primaire.

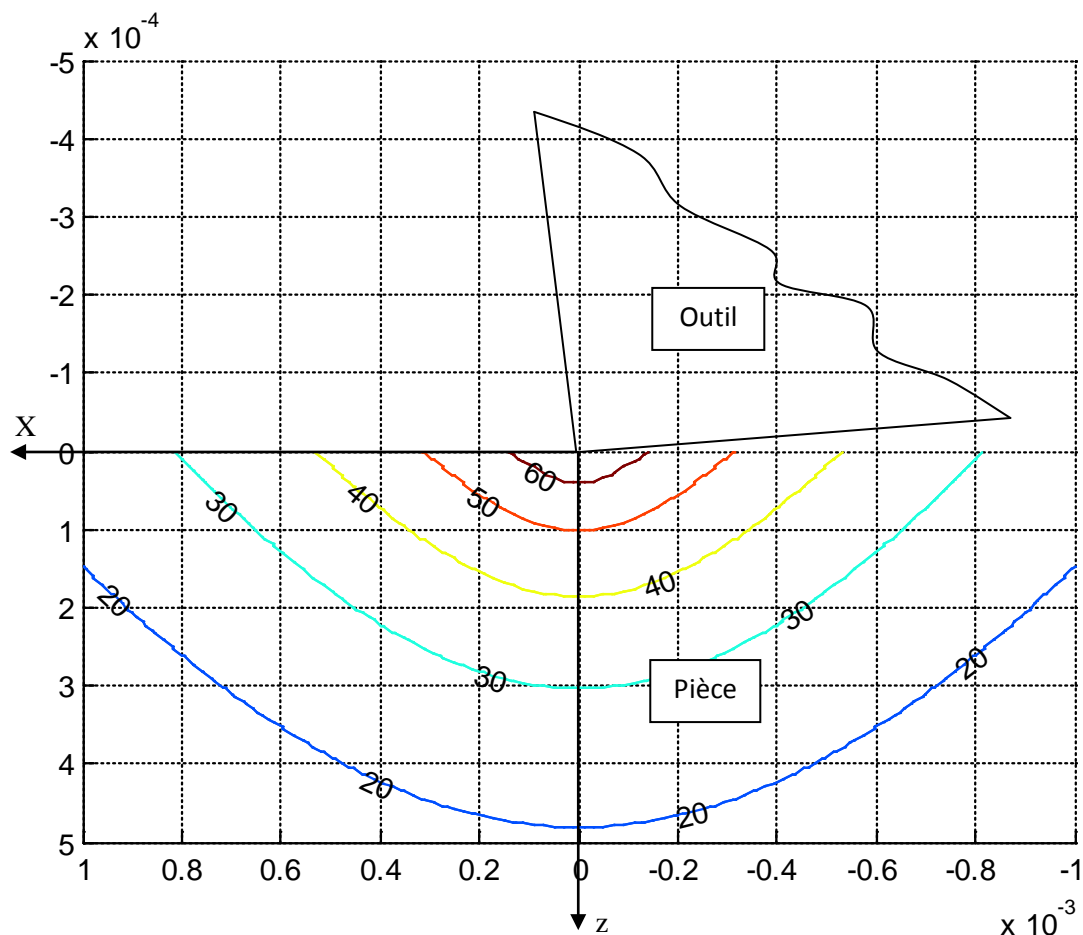


Figure III.3 : Distribution de la température dans la pièce.

Nous remarquons que le maximum de température se situe au point $(0, 0)$ qui correspond à la pointe de l'outil. La température est en baisse au cœur de la pièce. La température maximale atteinte dans la pièce est aux alentours de 60 °C.

Les résultats obtenus sont relatifs à des conditions de coupe bien définies ($V_c = 100$ m/min ; $f = 0.1$ mm/tr ; $a_p = 1$ mm). Pour remarquer l'influence des paramètres de coupe sur la prédiction des échauffements, il faut disposer impérativement de résultats expérimentaux qui correspondent à la mesure de l'épaisseur du copeau et des efforts de coupe. Ces mesures nous permettent d'ajuster les paramètres dans le modèle d'Oxley modifié afin d'assurer une bonne prédiction, en particulier, celle des données nécessaires au modèle thermique.

La figure qui suit montre la distribution de la température dans le copeau due à l'effet de la source de chaleur dans la zone de cisaillement primaire.

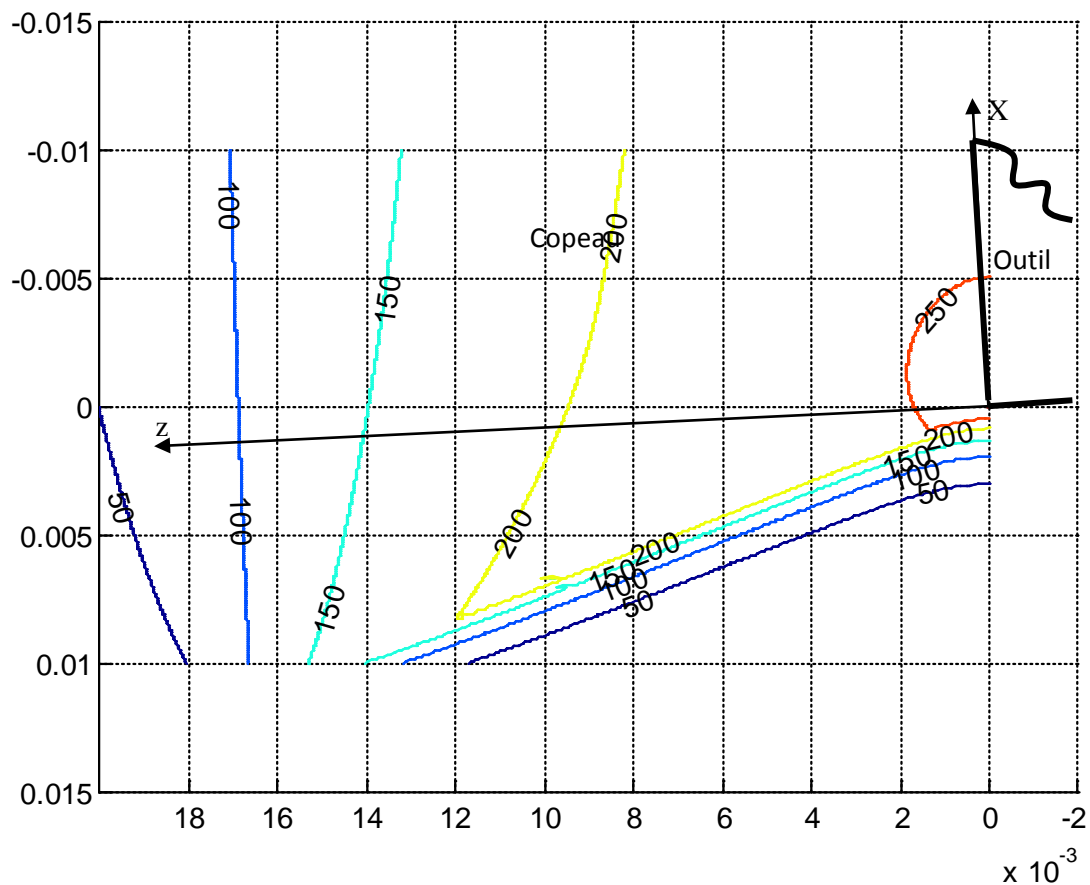


Figure III.4 : Distribution de la température dans le copeau.

Nous remarquons que la température est maximale dans le copeau du côté de l'outil. La température maximale atteinte est aux alentours de 250 °C sur la partie active de l'outil. Ceci rejoint aussi la température moyenne trouvée selon la simulation du modèle d'Oxley modifié. La figure qui suit montre la distribution de la température dans le copeau due à l'effet combiné de la source de chaleur dans la zone de cisaillement primaire et la source de chaleur dans la zone de cisaillement secondaire.

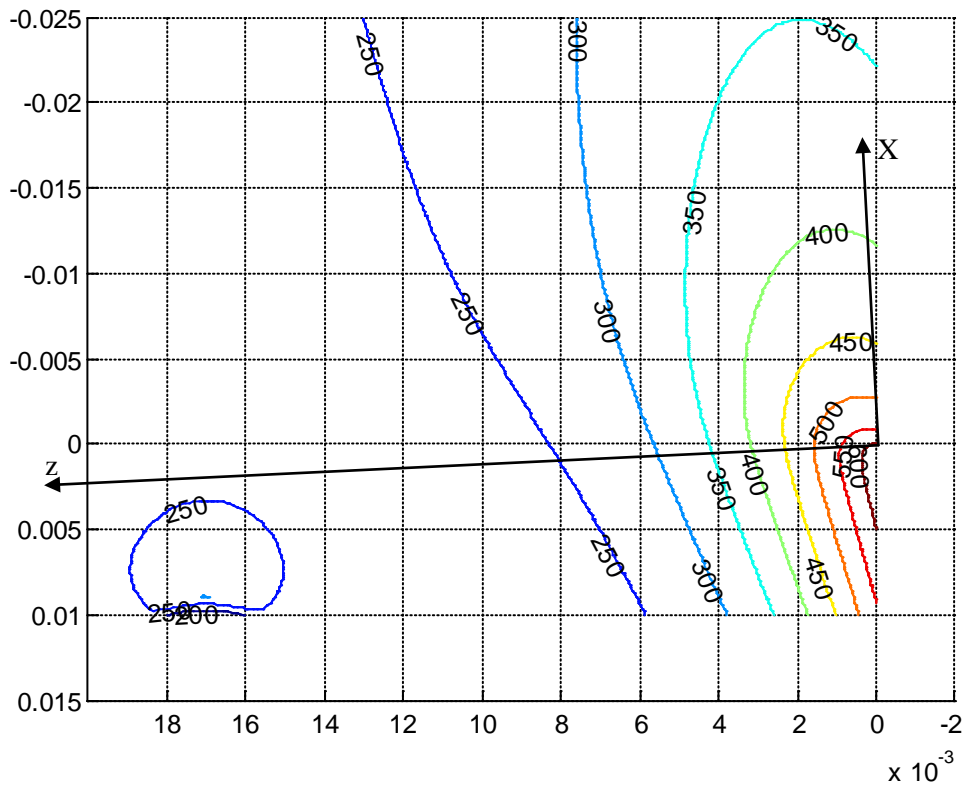


Figure III.5 : Distribution de la température dans le copeau due à l'effet combiné.

Conclusion générale

Le travail effectué dans le présent mémoire a pour objet la simulation du modèle thermique de Komanduri et Hou en vue de la prédiction des échauffements dans la zone de coupe et le tracé des cartographies de distribution de la température dans le copeau et dans la pièce.

Dans une première étape, nous avons effectué une synthèse sur les lois rhéologiques utilisées en usinage ; les lois les plus rencontrées en usinage sont celles de Norton-Hoff et de Johnson-Cook. Puis, nous avons ciblé le matériau usiné qui est l'acier 42CrMo4 afin que nous puissions confronter nos résultats de simulation par rapport à des travaux déjà effectués. La loi rhéologique retenue est celle de Johnson-Cook ; à cet effet, différents jeux de paramètres ont été revus et reportés dans le second chapitre. Après avoir choisi un jeu de paramètres et avoir considéré des distributions plus réalistes des contraintes à l'interface outil-copeau, nous avons simulé le modèle analytique thermomécanique d'Oxley modifié en Fortran pour déterminer les données nécessaires à la simulation du modèle thermique de Komanduri et Hou.

Dans une seconde étape, le modèle de Komanduri et Hou a été simulé sous l'environnement Matlab. À effet, nous avons pu tracer les cartographies de température dans la zone de coupe. Les résultats obtenus sont relatifs à des conditions de coupe bien définies. Pour remarquer l'influence des paramètres de coupe sur la prédiction des échauffements, il faut disposer impérativement de résultats expérimentaux qui correspondent à la mesure de l'épaisseur du copeau et des efforts de coupe.

À travers cette modeste étude, nous avons acquis des connaissances sur les modèles analytiques de formation du copeau et thermiques de prédiction des échauffements dans la zone de coupe et sur la programmation en langage évolué Fortran et sous l'environnement Matlab.

Nous souhaitons que la présente étude soit étendue à la prédiction de la température dans l'outil de coupe et de s'intéresser à la coupe oblique.

Références bibliographiques

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [1] E. FELDER, " Procédés d'usinage ", Techniques de l'Ingénieur, traité Génie mécanique, B 7000 / 1-16.
- [2] K. DJELLOULI, " Synthèse et analyse des effets tribologiques associés à l'usinage des matériaux ", Mémoire de Master, Département de Génie Mécanique, Université de Tiaret, 2016.
- [3] P. BOURDET & F. VILLENEUVE, " La gamme automatique en usinage ", Hermès, 1990.
- [4] B. KARI, " Etude thermomécanique du comportement d'outils de coupe ", Mémoire d'Ingénieur, Département de Génie Mécanique, Université de Tiaret, 2004.
- [5] M. HABAK, " Etude de l'influence de la microstructure et des paramètres de coupe sur le comportement en tournage dur de l'acier à roulement 100Cr6 ", Thèse de Doctorat, ENSAM Angers, 2006.
- [6] S. BICHA & K. KASDI, " Simulation du modèle thermique de Komanduri et Hou de prédiction des échauffements dans la zone de coupe ", Mémoire d'Ingénieur, Département de Génie Mécanique, Université de Tiaret, 2011.
- [7] J. YANG, " Etude expérimentale et modélisation du formage superplastique d'un alliage d'aluminium Al7475 ", Thèse de Doctorat, ENSAM de Paris, 2014.
- [8] G. POULACHON et al., " Tournage dur de l'acier à roulement 10Cr6 ", Matériaux, 2002.
- [9] L. PUIGSEGUR, " Caractérisation thermique d'un procédé d'usinage par tournage : Approche analytique et par identification de systèmes non entiers ", Thèse de Doctorat, Université Bordeaux I, 2002.
- [10] A. MONDELIN, " Modélisation de l'intégrité des surfaces usinées : Application au cas du tournage finition de l'acier inoxydable 15-5PH ", Thèse de Doctorat, Ecole Centrale de Lyon, 2012.
- [11] P. GILORMINI, " Modélisation de la coupe des métaux ", Techniques de l'Ingénieur, traité génie mécanique, B 7 041, 1992.
- [12] T. H. LEE, " Development of a Theoretical Model to Predict Cutting Forces for Hard machining ", International Journal Of Precision Engineering And Manufacturing, Vol. 12, No. 5, pp. 775-782.
- [13] T. H. LEE, " An experimental and theoretical investigation for the machining of hardened alloy steels ", PhD Thesis, School of Mechanical & Manufacturing Engineering, The University of New South Wales, 2007.

- [14] O. PANTALÉ & G. BABACAR, " Influence of the Constitutive Flow Law in FEM Simulation of the Radial Forging Process ", Journal of Engineering, Hindawi Publishing Corporation, Volume 2013, Article ID 231847, 8 pages.
- [15] M. AGMELL et al." The Link Between Plasticity Parameters and Process Parameters in Orthogonal Cutting ", Procedia CIRP 8 (2013) 224 – 229.
- [16] M. B. YEGIN, " High strain rate characterization of engineering materials ", M.Sc. THESIS, Department of Mechanical Engineering, Istanbul Technical University, 2013.
- [17] A. MOLINARI & al., " Numerical and analytical modeling of orthogonal cutting: The link between local variables and global contact characteristics ", Laboratory of Physics and Mechanics of Materials, University-Metz, France.
- [18] O. DALVERNY, "Contribution à la modélisation non linéaire des matériaux et des structures ", Mémoire d'Habilitation à Diriger des Recherches, Institut National Polytechnique de Toulouse, 2012.
- [19] G. GERMAIN, " Contribution a l'optimisation du procédé d'usinage assisté laser ", Thèse de Doctorat, ENSAM CER d'Anger, 2006.
- [20] M. BARGE, " Etude expérimentale et numérique des mécanismes de coupe par abrasion ", Thèse de Doctorat, École Centrale de Lyon, 2005.
- [21] L. HIMED & B. BENMOHAMMED, "Evolutions des efforts de coupe en simulant la coupe orthogonale ", 22^{ème} Congrès Français de Mécanique, Lyon, 24 au 28 Août 2015.
- [22] D. BOIS & A. GRAVE, " Simulation numérique d'essais d'impact et comparaison de lois de comportement ", Journal de Physique, Colloque C5 supplément au n08, Tome 46, août 1985.
- [23] T. ÖZEL and E. ZEREN, "Determination of work material flow stress and friction for fea of machining using orthogonal cutting tests ", Department of Industrial and Systems Engineering, Rutgers, The State University of New Jersey.
- [24] R LAHEURTE, Application de la théorie du second gradient à la coupe des matériaux, Thèse de doctorat, Université Bordeaux I, 2004.
- [25] M. E. MERCHANT, " Mechanics of the metal cutting process I: Orthogonal cutting and a type 2 chip ", Journal of Applied Physics, ASME, 16: 267 – 275, 1945.
- [26] E. H. LEE AND B. W. SHAFFER," The theory of plasticity applied to the problem of machining ", Journal Applied Mechanics, ASME, 18: 405 – 413, 1951.
- [27] M. REMADNA, " Le comportement du système usinant en tournage dur, Application au cas d'un acier trempé usiné avec des plaquettes CBN ", Thèse de Doctorat, Institut

National des Sciences Appliquées de Lyon, 2001.

- [28] N. FANG, " Machining with tool-chip contact on the tool secondary rake face–Part I: a new slip-line model ", *International Journal of Mechanical Sciences*, 44 (11): 2337–2354, 2002.
- [29] P. L. B. OXLEY, " Modeling machining processes with a view to their optimization and to the adaptive control of metal cutting machine tools ", *Robotics & computer-Integrated Manufacturing*, Vol. 4, n° 1/25, 1988, pp. 103 – 119.
- [30] G. BOOTHROYD, " Temperatures in orthogonal metal cutting ", *Institution of the Mechanical Engineers*, G. I. London, 1963, pp. 789 – 802.
- [31] P. GILORMINI, " Contribution à la modélisation de la formation du copeau en usinage des métaux ", *Thèse Ecole des mines Paris*, 1982.
- [32] A. MOUFKI et al., " Thermoviscoplastic modelling of oblique cutting: forces and chip flow predictions", *International Journal of Mechanical Sciences*, 42 (6): 1205 – 1232, 2000.
- [33] A. MOUFKI et al., " Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law ", *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 46 (10): 2103 – 2138, 1998.
- [34] R. KOMANDURI & Z. B. HOU, " Thermal modeling of the metal cutting process, Part I: Temperature rise distribution due to shear plane heat source ", *Int. J. Mech. Sci.*, 42, 2001, pp. 1715 – 1752.
- [35] 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 ", *Int. J. Mech. Sci.*, 43, 2001, pp. 57 – 88.
- [36] H. ATHMANI, " Étude des manifestations thermiques et énergétiques associées à l'usinage des matériaux ", *Mémoire de Magister, Département de Génie Mécanique, Université de Tiaret*, 2008.
- [37] N. N. ZOREV & H. S. H. MASSEY, "Metal Cutting Mechanics", *Pergamon Press*, 1966.

ملخص:

من خلال هذه الدراسة، نهتم بعملية محاكاة للتنبؤ الحراري فيما يخص ارتفاع درجة الحرارة في مجال قطع المعادن. تحقيقاً لهذه الغاية، كان النموذج التحليلي الحراري لـ Komanduri و Hou محل محاكاة لمعرفة درجة الحرارة في القطعة والرقاقة. وقد استعمل برنامج Matlab لرسم خرائط درجة الحرارة.

المعطيات المتمثلة في المقادير الهندسية لمحاكاة النموذج الحراري تم حسابها من خلال محاكاة النموذج الحراري الميكانيكي لـ Oxley الذي قمنا بتعديله.

كلمات المفاتيح: النموذج الحراري، النموذج الحراري الميكانيكي، المحاكاة، التنبؤ الحراري.

Résumé :

Dans la présente étude, nous nous intéressons à la simulation des modèles thermiques de prédiction de la chaleur dans la zone de coupe des métaux. À cet effet, le modèle analytique thermique de Komanduri et Hou a été simulé sous l'environnement Matlab pour le tracé des cartographies de température dans la pièce et le copeau.

Les données d'entrée (grandeurs géométriques) pour le modèle thermique sont obtenues via la simulation du modèle thermomécanique d'Oxley modifié.

Mots clés : Modèle thermique, Rhéologie, Modèle thermomécanique, Simulation, Prédiction de la température.

Abstract:

In the present study, we are interested to the simulation of the thermal models for predicting the heat in the metal cutting zone. For this purpose, the thermal analytical model of Komanduri and Hou was simulated by using Matlab software for mapping the thermal cartographies in the work-piece and chip.

The input data (geometrical sizes) of the thermal model are obtained via the modified thermomechanical model of Oxley.

Keywords: Thermal model, Rheology, Themomechanical model, Simulation, Temperature prediction.

ANNEXE

```

%Cartographie de la température dans la pièce
Vc=100e2/60;%cm/s
phi=28.8;%° (Angle du CP)
TAB=280.37;% °C
lamda=(1/100)*(49.84-0.0242*TAB); %W/cm.°C (Conductivité)
cp=397.965+0.825*TAB-5.507e-4*TAB^2; % J/kg.°C(Chaleur spéc.)
ro=7690/1e6;%kg/cm3 (Masse vol.)
alpha=lamda/(ro*cp);%cm2/s (Diffusivité)
L=0.0207;%cm
flux1=0.5*1.589e+5;%W/cm2

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
x=linspace(0,100e-5,100);
z=linspace(-100e-5,100e-5,100);
    etap=-(90-phi);
    for i=1:length(x)
        for j=1:length(z)
            xi=x(i);
            zj=z(j);
            fun=@(li)exp(-(xi-
li*sind(etap))*Vc/(2*alpha)).*(besselk(0,(Vc/(2*alpha))*sqrt((xi-
li*sind(etap)).^2+(zj-
li*cosd(etap)).^2))+besselk(0,(Vc/(2*alpha))*sqrt((xi-
li*sind(etap)).^2+(zj+li*cosd(etap)).^2)));
            integral=quadl(fun,0,L);
            Tm(i,j)=(flux1/(2*pi*lamda)).*integral;
        end
    end
    X=z;
    Y=x;
    Z=Tm;
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
axes1=axes('XDir','reverse','YDir','reverse');
axis(axes1,[-100e-5 100e-5 -50e-5 50e-5]);
hold(axes1,'all');
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
contour(X,Y,Z)
[C,h] = contour(X,Y,Z);
clabel(C,h);
grid on

```

```

%Distribution de la température dans le copeau due au CP
Vc=100e2/60;%cm/s
gamma=-6;%°
phi=28.8;%°(Angle du CP)
TAB=280.37;% °C
lamda=(1/100)*(49.84-0.0242*TAB); %W/cm.°C (Conductivité)
cp=397.965+0.825*TAB-5.507e-4*TAB^2; % J/kg.°C(Chaleur spéc.)
ro=7690/1e6;%kg/cm3 (Masse vol.)
alpha=lamda/(ro*cp);%cm2/s
L=0.0207;%cm
flux1=0.5*1.589e+5;%W/cm2
Vcop=(Vc*sind(phi))./cosd(phi-gamma);%cm/s
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
x=linspace(-100e-4,100e-4,400);
z=linspace(0,250e-4,100);
etac=(phi-gamma);
for i=1:length(x)
    for j=1:length(z)
        xi=x(i);
        zj=z(j);
        fun= @(li) exp(-(xi-
li*sind(etac))*Vcop/(2*alpha)).*(besselk(0,(Vcop/(2*alpha))*sqrt((xi-
li*sind(etac)).^2+(zj-
li*cosd(etac)).^2))+besselk(0,(Vcop/(2*alpha))*sqrt((xi-
li*sind(etac)).^2+(zj+li*cosd(etac)).^2)));
        integral=quadl(fun,0,L);
        Tm(i,j)=(flux1/(2*pi*lamda)).*integral;
    end
end
X=z;
Y=x;
Z=Tm;
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
axes1=axes('XDir','reverse','YDir','reverse');
axis(axes1,[-20e-4 200e-4 -150e-4 150e-4]);
hold(axes1,'all');
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
contour(X,Y,Z)
[C,h] = contour(X,Y,Z);
clabel(C,h);
grid on

```

```

%Distribution de la température dans le copeau due à l'effet combiné
Vc=100e2/60;%cm/s
gamma=-6;%°
phi=28.8;%°
TAB=280.37;%°C
TAC=690.48;%°C
ro=7690/1e6;%kg/cm3 (Masse vol.)
lamda1=(1/100)*(49.84-0.0242*TAB); %W/cm.°C (Conductivité)
cp1=397.965+0.825*TAB-5.507e-4*TAB^2; % J/kg.°C(Chaleur spéc.)
alpha1=lamda1/(ro*cp1);%cm2/s (Diffusivité)
lamda2=(1/100)*(49.84-0.0242*TAC);
cp2=397.965+0.825*TAC-5.507e-4*TAC^2; %
alpha2=lamda2/(ro*cp2);%cm2/s
L=0.0207;%cm
flux1=0.5*1.589e5;%W/cm2
Vcop=(Vc*sind(phi))./(cosd(phi-gamma));
lc=0.017;%cm
y=0.0279;%cm
flux2=0.5*7.717e4;%W/cm2

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
x=linspace(-250e-4,100e-4,200);
z=linspace(0,250e-4,200);
etac=(phi-gamma);
for i=1:length(x)
    for j=1:length(z)
        xi=x(i);
        zj=z(j);
        fun1=@(wi)exp(-(xi-
L+wi*sind(etac))*Vcop/(2*alpha1)).*(besselk(0,(Vcop/(2*alpha1))*sqrt((xi-
L+wi*sind(etac)).^2+(zj-
wi*cosd(etac)).^2))+besselk(0,(Vcop/(2*alpha1))*sqrt((xi-
L+wi*sind(etac)).^2+(2*lc-zj-wi*cosd(etac)).^2)));
        integrall1=quadl(fun1,0,(lc./cosd(etac)));
        Tm1(i,j)=(flux1./(2*pi*lamda1)).*integrall1;
        %*****
        fun2=@(li)exp(-(xi-
li)*Vcop/(2*alpha2)).*(besselk(0,(Vcop/(2*alpha2))*sqrt((xi-
li).^2+zj.^2))+besselk(0,(Vcop/(2*alpha2))*sqrt((xi-li).^2+(2*lc-zj).^2)));
        integral2=quadl(fun2,0,y);
        Tm2(i,j)=(flux2./(pi*lamda2)).*integral2;
        Tm(i,j)=Tm1(i,j)+Tm2(i,j);
    end
end
X=z;
Y=x;
Z=Tm;
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
axes1=axes('XDir','reverse','YDir','reverse');
axis(axes1,[-20e-4 200e-4 -250e-4 150e-4]);
hold(axes1,'all');
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
contour(X,Y,Z)
[C,h] = contour(X,Y,Z);
clabel(C,h);
grid on

```