



AVERTISSEMENT

Ce document est le fruit d'un long travail approuvé par le jury de soutenance et mis à disposition de l'ensemble de la communauté universitaire élargie.

Il est soumis à la propriété intellectuelle de l'auteur. Ceci implique une obligation de citation et de référencement lors de l'utilisation de ce document.

D'autre part, toute contrefaçon, plagiat, reproduction illicite encourt une poursuite pénale.

Contact : ddoc-theses-contact@univ-lorraine.fr

LIENS

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 122. 4

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 335.2- L 335.10

http://www.cfcopies.com/V2/leg/leg_droi.php

<http://www.culture.gouv.fr/culture/infos-pratiques/droits/protection.htm>

ISGMP

INSTITUT SUPERIEUR DE GENIE MECANIQUE
ET PRODUCTIQUE

THESE

Présentée à



UNIVERSITE DE METZ
PAR

BIBLIOTHEQUE UNIVERSITAIRE - METZ	
N° inv.	19980205
Cote	SM3 98/9
Loc	Magasin

Michel RAUSCH

Pour l'obtention du grade de :
DOCTEUR de l'UNIVERSITÉ de METZ

SPECIALITE : Sciences de l'ingénieur

OPTION : Mécanique

**Modélisation du chariotage et du fraisage de face
à partir d'une approche thermomécanique de la coupe.**

Soutenue le 20 février 1998 devant le jury composé de :

Mr. D. Dudzinski	L.P.M.M.	Metz	Directeur de thèse
Mr. J.C. Hamann	Ecole Centrale	Nantes	Examineur
Mr. J.R. Klepaczko	L.P.M.M.	Metz	Président
Mr. F. Leroy	CREAS	USINOR	Rapporteur
Mr. A. Molinari	L.P.M.M.	Metz	Examineur
Mr. J. Vigneau	SNECMA	Moissy Cramayel	Examineur
Mr. C. Wielgosz	Université	Nantes	Rapporteur

Laboratoire de Physique et Mécanique des Matériaux
U.M.R. C.N.R.S. 7554
Université de Metz, Ile du Saulcy, 57045 METZ Cedex 01.

Ce travail a été réalisé au Laboratoire de Physique et Mécanique des Matériaux de l'Université de Metz sous la direction du Professeur Daniel Duzinski au sein de l'équipe du Professeur Alain Molinari.

Je tiens à remercier, en premier lieu, Daniel Duzinski qui a accepté de diriger et de suivre cette thèse tout en m'accordant une grande autonomie de travail. Je lui suis reconnaissant de m'avoir aidé et conseillé pendant ces années au laboratoire.

Je remercie profondément Alain Molinari de m'avoir accueilli dans son équipe et de m'avoir donné le goût de la recherche pendant mes études universitaires.

J'adresse mes vifs remerciements à Monsieur Klepaczko, Directeur de Recherche au C.N.R.S., pour son aide et ses conseils lors de la réalisation d'une partie de cette thèse. Je suis honoré qu'il ait accepté de présider ce jury.

J'exprime mes plus sincères remerciements à Messieurs François Leroy, directeur technique du CREAS (Centre de Recherches des Aciers Spéciaux, groupe USINOR) et Christain Wielgosz, Professeur à l'Université de Nantes, pour avoir rapporté ce travail de manière constructive.

Je suis également reconnaissant à Monsieur Joël Vigneau, Ingénieur à la SNECMA, et Monsieur Jean-Christophe Hamann, Ingénieur de Recherches à l'Ecole Centrale de Nantes, de m'avoir fait l'honneur de participer à mon jury.

Pour leur précieuse collaboration qu'ils m'ont apportée au cours de ces travaux (lors des essais d'usinage), je tiens à remercier les techniciens de l'Ecole Centrale de Nantes et du CREAS, ainsi que toutes les personnes du laboratoire qui ont contribué de près ou de loin à l'aboutissement de ce travail.

Je remercie, enfin, mes amis, amis et ma famille pour le soutien qui m'ont accordé pendant la réalisation de cette étude.

NOTATIONS UTILISEES

t	Temps
θ	Température
τ	Contrainte de cisaillement
γ	Glissement
γ_p	Pré-déformation
$\dot{\gamma}$	Vitesse de déformation
$\bar{\sigma}$ et $\bar{\epsilon}$		Contrainte et déformation équivalentes de Von Mises
n	Coefficient d'écrouissage
m	Sensibilité à la vitesse de déformation
h	Epaisseur de la bande de cisaillement
V_N	Vitesse normale à la bande de cisaillement
V_S	Vitesse de cisaillement de la bande
ϕ	Angle de cisaillement
η_c	Angle d'écoulement du copeau dans le plan de la face de coupe
ρ	Masse volumique du matériau
c	Capacité calorifique du matériau
k	Coefficient de conduction
β	Coefficient de Taylor-Quinney
μ_f	Frottement à l'interface outil-copeau
λ_f	Angle de frottement moyen à l'interface outil-copeau
V	Vitesse de coupe
V_f	Vitesse d'avance
V_c	Vitesse du copeau sur la face de coupe
f	Avance par tour (tournage)
f_z	Avance par tour et par dent (fraisage)
b	Largeur de coupe
R	Rayon de la pièce usinée (tournage)
l	Longueur de la pièce usinée
t_1	Epaisseur du copeau non déformé ou profondeur de coupe dans le cas d'une seule arête de coupe
t_2	Epaisseur du copeau
κ_r	Angle de direction d'arête de l'outil
ψ_r	Angle de direction complémentaire de l'outil

κ'_r	Angle de direction de l'arête secondaire de l'outil
λ_s	Angle d'inclinaison de l'arête de coupe
α_n	Angle de coupe normal (normalisé γ_n)
α_p	Angle de coupe vers l'arrière (ou axial)
α_f	Angle de coupe latéral (ou radial)
r_ε	Rayon de bec de la plaquette
r_n	Rayon d'arête de la plaquette
a_p	Profondeur de passe (tournage)
a_a	Engagement axial (fraisage)
β_i	Position angulaire de la dent i (fraisage)
α_e	Angle d'entrée d'engagement de la dent dans la matière
α_s	Angle de sortie d'engagement de la dent dans la matière
ω	Rotation de la fraise
η_0	Angle entre l'arête réelle et l'arête fictive dans le plan de la face de coupe
η'_0	Angle entre les projections de l'arête réelle et de l'arête fictive dans le plan de référence
P_r	Plan de référence de l'outil (\vec{y}_0, \vec{z}_0)
P_f	Plan de travail conventionnel de l'outil (\vec{x}_0, \vec{z}_0)
P_p	Plan vers l'arrière de l'outil (\vec{x}_0, \vec{y}_0)
P_s	Plan d'arête de l'outil (\vec{x}_s, \vec{y}_s)
P_n	Plan normal de l'outil (\vec{x}_n, \vec{z}_n)
P_{ϕ_n}	Plan normal de cisaillement ($\vec{x}_{\phi_n}, \vec{y}_n$)
F_p	Effort de coupe
F_Q	Effort d'avance
F_R	Effort de réaction
F_t	Effort tangentiel à la dent (fraisage)
F_r	Effort radial à la dent (fraisage)
F_a	Effort axial à la dent (fraisage)
F_X	Effort suivant la direction verticale (tournage) ou longitudinale (fraisage)
F_Y	Effort suivant la direction d'avance (tournage) ou transversale (fraisage)
F_Z	Effort suivant la direction radiale (tournage) ou axiale (fraisage)

Les variables dimensionnelles introduites dans le modèle de la bande de cisaillement (chapitre I paragraphe 2.2.2) sont représentées par des lettres surmontées du symbole " \sim ".

Le symbole "*" désigne l'arête équivalente dans le chapitre II.

SOMMAIRE

<i>INTRODUCTION GENERALE</i>	7
<i>CHAPITRE I : Coupe orthogonale et coupe oblique</i>	16
1. COUPE ORTHOGONALE	17
1.1 Introduction	17
1.2 La modélisation de la coupe orthogonale	20
2. COUPE OBLIQUE	22
2.1 Ecoulement du copeau	25
2.2 Généralisation de la bande de cisaillement en coupe oblique	28
2.2.1 Introduction	28
2.2.2 Equations	29
2.2.2.1 Hypothèses	29
2.2.2.2 Relations cinématiques	30
2.2.2.3 Equations dimensionnelles	35
2.2.2.4 Equations adimensionnelles	39
2.2.3 Détermination des efforts	41
<i>CHAPITRE II : Applications au chariotage et au surfacage</i>	45
1. LES ESSAIS	46
1.1 Les essais de coupe orthogonale	47
1.2 Les essais de chariotage	49
1.3 Les essais de fraisage	50

2. COUPE ORTHOGONALE - COMPARAISON AVEC LES ESSAIS	52
2.1 Détermination de l'angle de cisaillement normal	52
2.2 Résultats	54
3. PRINCIPE DE L'ARETE EQUIVALENTE	56
4. APPLICATION AU CHARIOTAGE	57
4.1 Calcul de l'arête équivalente	57
4.2 Calcul des efforts	60
4.3 Résultats et discussion	61
5. APPLICATION AU FRAISAGE	66
5.1 Calcul de l'arête équivalente	66
5.2 Calcul des efforts	69
5.3 Résultats et discussion	72
6. CONCLUSION	78
 <i>CHAPITRE III : Comportement mécanique du 42CrMo4</i>	 80
1. MODELISATION DU COMPORTEMENT PLASTIQUE	81
2. TECHNIQUES EXPERIMENTALES	85
2.1 Double cisaillement	85
2.2 Torsion	86
2.3 Compression dynamique	88
3. RESULTATS EXPERIMENTAUX	89

3.1 Essais de double de cisaillement	89
3.2 Essais de torsion	92
3.3 Essais de compression dynamique	95
3.3.1 Essais de compression dynamique à température ambiante	95
3.3.2 Essais de compression dynamique à différentes températures sur les barres d'Hopkinson	97
4. MODELISATION DU COMPORTEMENT	100
4.1 Loi de JOHNSON-COOK	100
4.2 Loi Puissance Thermoviscoplastique	104
5. CONCLUSION	109
 <i>CONCLUSION GENERALE</i>	 110
 <i>ANNEXES</i>	 113
 A. DEFINITION DES REPERES EN COUPE OBLIQUE AVEC	
 UNE SEULE ARETE - DETERMINATION DES VITESSES	114
A.1 Définition des repères	114
A.2 Détermination des vitesses	118
A.2.1 Vitesses de coupe et de cisaillement	118
A.2.2 Vitesses de cisaillement à l'entrée et à la sortie de la bande	118
 B. PASSAGE DU SYSTEME ADIMENSIONNEL A UNE SEULE	
 EQUATION	119

C. GEOMETRIE DE L'OUTIL	122
C.1 Système de référence de l'outil	122
C.2 Angles de l'outil	126
D. GEOMETRIE DE L'ARETE EQUIVALENTE	130
D.1 Définition des plans correspondants à l'arête équivalente	130
D.2 Calcul de η_0	132
D.3 Calcul des autres paramètres équivalents	133
E. MISE EN PLACE DU FOUR SUR LA MACHINE ZWICK	135
 <i>REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES</i>	 139

Introduction générale

Les efforts de coupe sont actuellement estimés à partir de banques de données. De nombreux résultats d'essais sont nécessaires pour tenir compte des différentes conditions d'usinage (type de procédé, géométrie et matériau de l'outil, matériau usiné, conditions de coupe). Un autre inconvénient des bases de données est qu'elles ne fournissent aucune information sur les mécanismes de formation du copeau. Les modèles mécaniques prédictifs de la coupe sont alors d'un grand intérêt pour la compréhension des problèmes rencontrés en usinage, ils permettent la simulation de fonctionnement, l'estimation des efforts de coupe, l'orientation vers les meilleurs choix technologiques et surtout ils limitent le nombre des essais.

La modélisation des procédés de fabrication a été et reste un des objectifs principaux de la recherche industrielle. Plus particulièrement nous avons vu ces dernières années se mettre en place des plans de recherche sur l'usinage (exemple en France : Saut Technologique Usinage à Grande Vitesse [1]). Malgré le développement de machines sophistiquées et de l'introduction de la grande vitesse (vitesses de 5 à 8 fois supérieures à celle du domaine conventionnel), les connaissances scientifiques concernant les phénomènes de la formation d'un copeau et leur modélisation restent limitées. Toutefois nous savons que lors de la formation d'un copeau, les vitesses de déformation sont très importantes (10^4 à 10^6 s⁻¹) et les déformations sont grandes de l'ordre de 2 à 3. De plus, elles s'accompagnent d'un échauffement important dans les zones déformées et à l'interface outil-copeau où la matière enlevée frotte sur la face de coupe (de l'ordre de 800 ° à 1000 °C, Bittès [2]).

Notre objectif dans ce travail est de présenter, à partir d'études théoriques précédentes concernant la coupe orthogonale, la généralisation de celles-ci à la coupe oblique et leur application à la modélisation de deux procédés d'usinage :

- le chariotage
- le fraisage de face.

Pour cette modélisation, seuls sont utiles :

- la connaissance du processus (mouvement d'avance, mouvement de coupe),
- la géométrie de l'outil utilisé,
- le comportement thermomécanique du matériau usiné, et
- les conditions de frottement à l'interface outil-copeau.

Avant de développer notre approche, nous présentons les deux processus modélisés en mettant correctement en évidence les problèmes posés.

Le chariotage

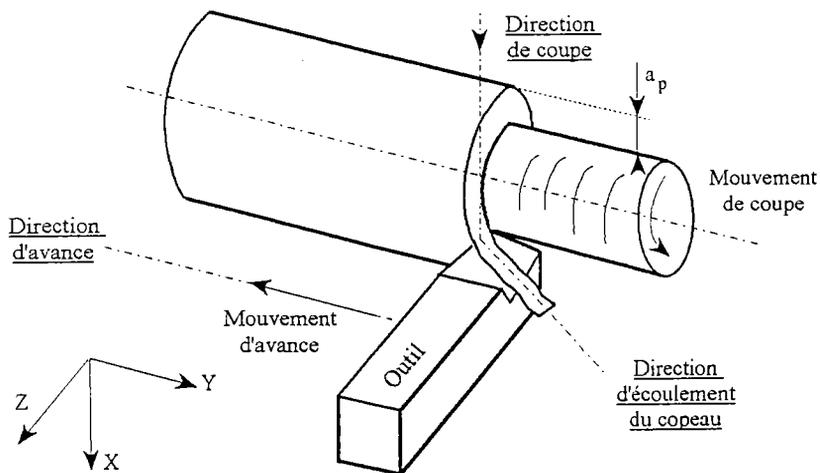


Figure 1 - Opération de chariotage. Le mouvement d'avance est donné par l'outil alors que le mouvement de coupe est réalisé par la rotation de la broche.

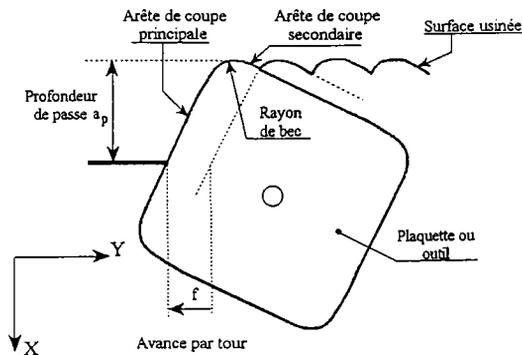


Figure 2 - Etat de surface de la pièce usinée, dû aux conditions de coupe utilisées (profondeur de passe a_p et avance f) et à la forme de la plaquette (arêtes de coupe principale et secondaire et le rayon de bec r).

Le chariotage consiste à réaliser par tournage des pièces de forme cylindrique circulaire par enlèvement de matière à l'aide d'un outil qui se déplace par rapport au banc de la machine suivant un mouvement d'avance (mouvement de translation rectiligne parallèle à l'axe de la broche). Le mouvement de coupe est donné par la broche qui entraîne un mandrin dans lequel est fixé la pièce à usiner (figure 1).

L'outil est le plus souvent constitué d'un porte plaquette et d'une plaquette (carbure revêtue ou non revêtue, céramique ...). Sur la pièce en cours d'usinage, on définit l'avance par tour (tour de broche) et la profondeur de coupe a_p . L'usinage est réalisé au niveau des deux arêtes en contact avec la matière (figure 2) :

- l'arête principale dont on définira plus loin la position géométrique par rapport aux vitesses d'avance et de coupe,
- l'arête secondaire qui dépend de l'avance.

Entre ces deux arêtes, se situe le bec de l'outil défini par un rayon de raccordement r_g .

Le copeau se déroule sur la face de coupe de l'outil suivant une direction appelée direction d'écoulement (figure 1).

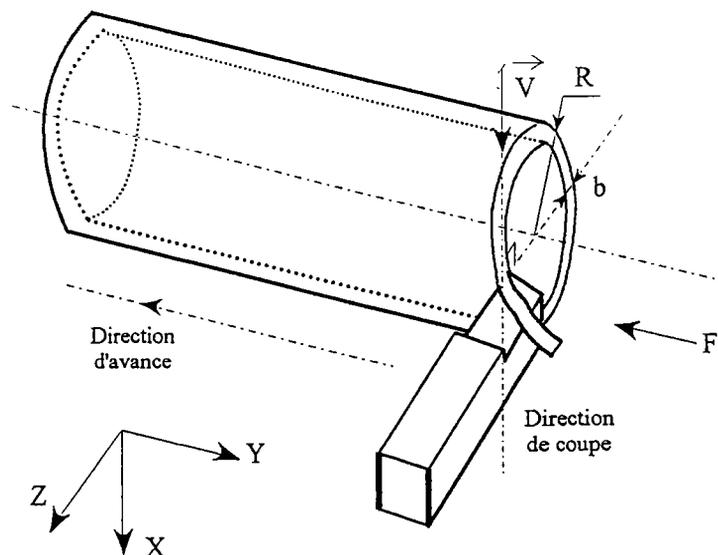


Figure 3 - Dressage d'un tube à paroi mince d'épaisseur b et de rayon moyen R . Ce processus de coupe simule la coupe orthogonale (la vitesse de coupe V est perpendiculaire à l'arête de coupe).

Bien que rarement rencontrées dans les processus industriels, les premières études ont porté sur un processus simple, la coupe orthogonale. On en obtient une bonne approximation lorsqu'on dresse un tube à paroi mince $b \ll R$ (où b et R représentent respectivement la largeur de coupe et le rayon moyen du tube) et lorsque l'arête principale de coupe (pas d'arête secondaire, ici) est orthogonale à la direction de coupe (figure 3).

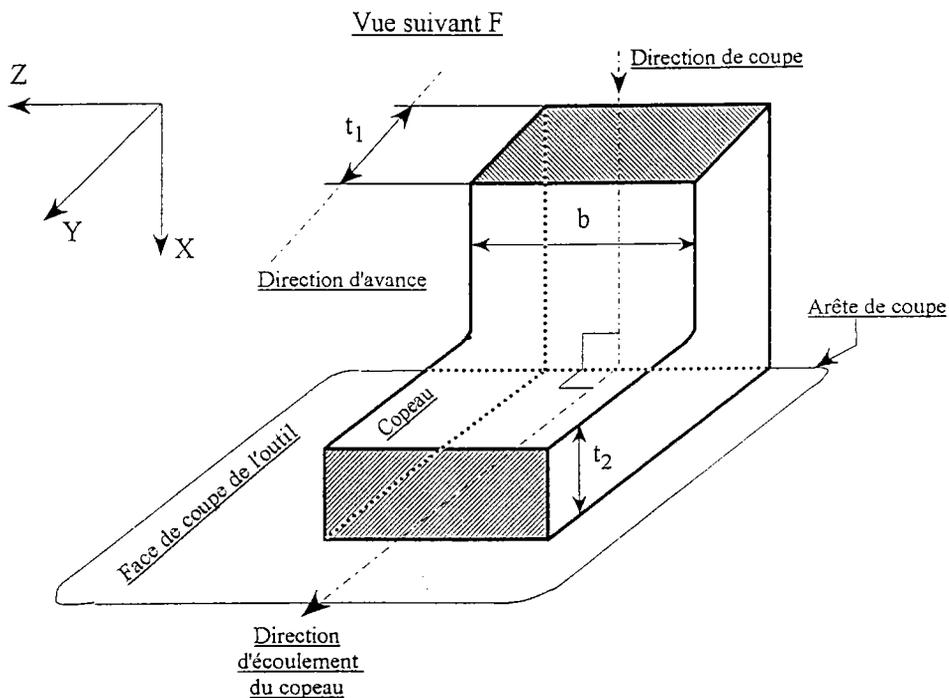


Figure 4 - Formation du copeau, lors d'un dressage de tube à paroi mince (grossissement de l'arête de coupe de la figure 3). t_1 est l'épaisseur du copeau avant sa formation et correspond à l'avance par tour (f suivant la normalisation). t_2 est l'épaisseur du copeau formé sur la face de coupe. Directions de coupe et d'écoulement du copeau sont perpendiculaires l'une par rapport à l'autre. Compte tenu de $b \ll R$, la vitesse de coupe est supposée uniforme sur toute la largeur b du copeau. D'autre part $b \gg t_1$ on peut alors considérer que le copeau se forme suivant des conditions de déformations planes.

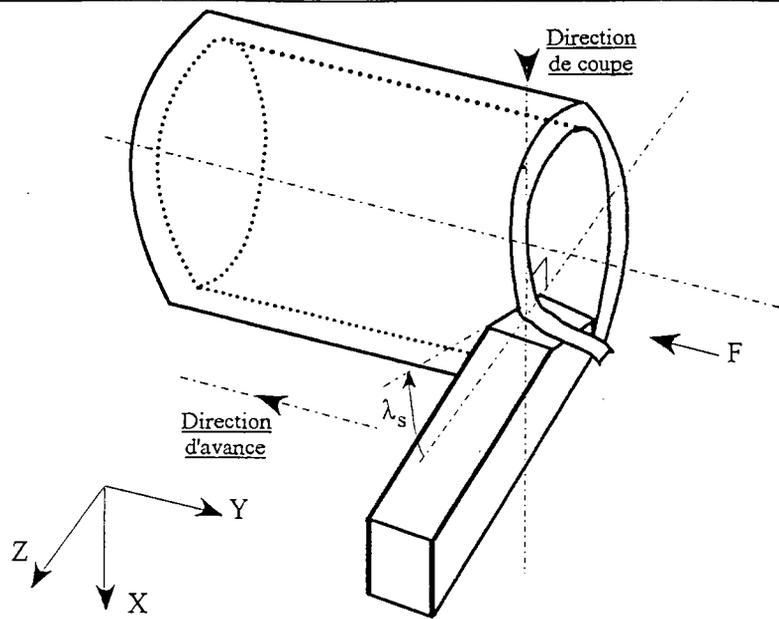


Figure 5 - Processus de coupe oblique sur un tube. L'arête de coupe principale n'est plus orthogonale à la direction de coupe mais elle est inclinée d'un angle λ_s .

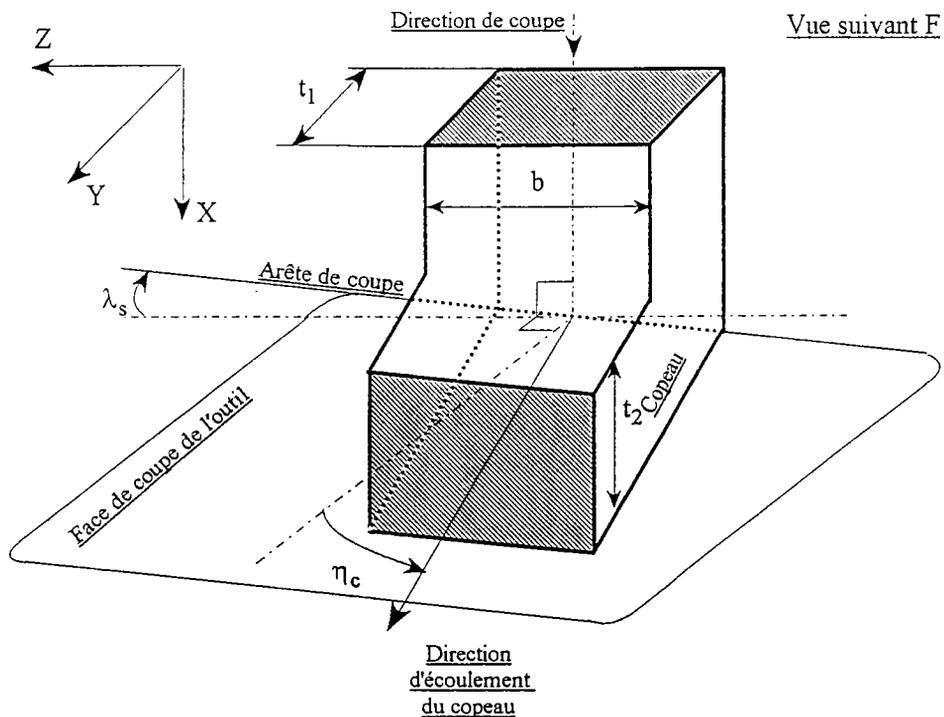


Figure 6 - Formation du copeau, lors d'un dressage de tube à paroi mince (grossissement de l'arête de coupe de la figure 5). t_1 est l'épaisseur du copeau avant sa formation et correspond à l'avance par tour f . t_2 est l'épaisseur du copeau formé sur la face de coupe. La direction d'écoulement n'est plus perpendiculaire à l'arête de coupe.

Lorsque la largeur de coupe, b , est grande par rapport à l'avance de l'outil par tour t_1 (égale à f en coupe orthogonale), le copeau se forme approximativement suivant les conditions de déformations planes : la direction de l'écoulement du copeau est aussi perpendiculaire à l'arête de coupe (figure 4).

La coupe devient oblique lorsque la direction de l'arête de coupe n'est plus perpendiculaire à la direction de coupe (figures 5 et 6). La direction d'arête forme alors un angle λ_s par rapport à la normale à la direction de coupe. De plus l'écoulement du copeau sur la face de coupe ne se fait plus perpendiculairement à l'arête. La direction d'écoulement du copeau forme un angle η_c par rapport à la normale à l'arête.

Le surfaçage

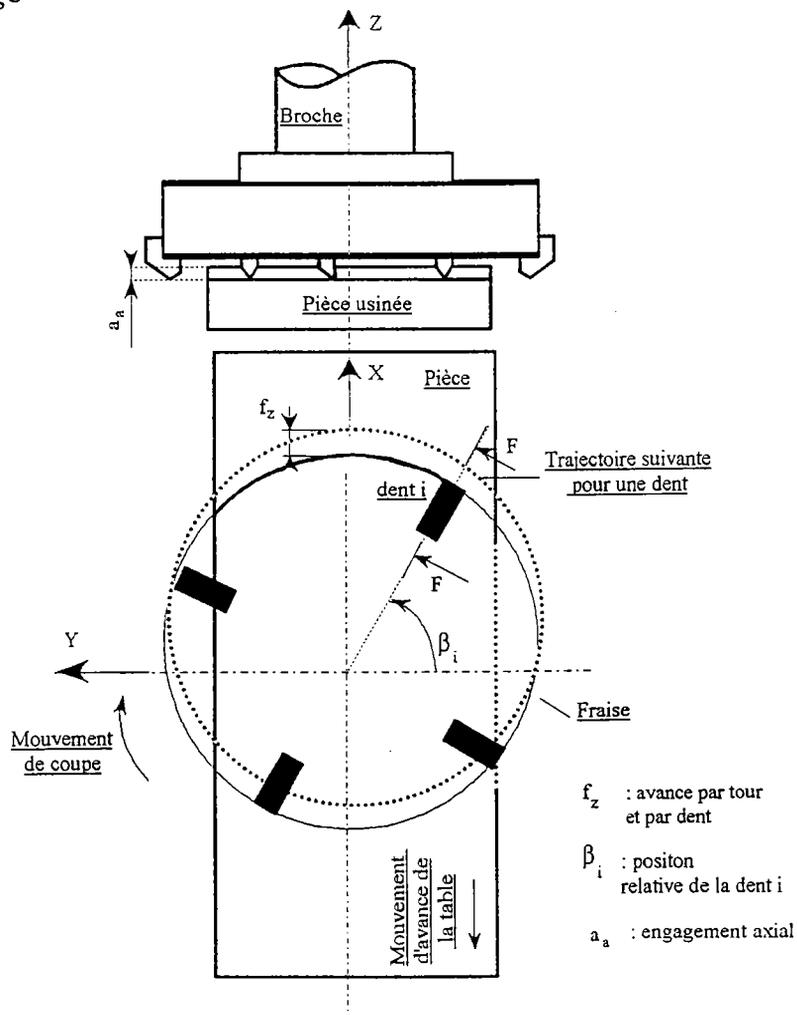


Figure 7 - Fraissage de face avec une fraise multidents.

Coupe F-F

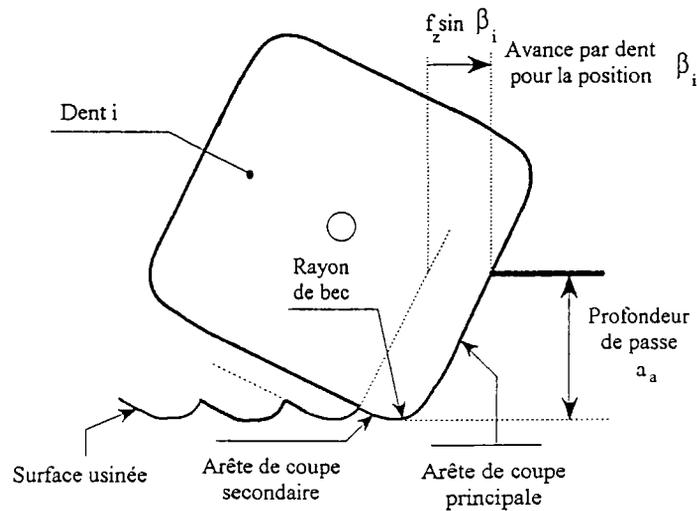


Figure 8 - Coupe F-F de la figure 7. Etat de surface de la pièce usinée, dû aux conditions de coupe utilisées (profondeur de passe a_a et avance par dent f_z) et à la forme de la plaquette (arêtes de coupe principale et secondaire et le rayon de bec r_c).

Le fraisage de face consiste à réaliser des surfaces planes. L'outil est une fraise placée dans la broche de la machine et le mouvement de coupe est donné à la fraise par la rotation de la broche. La pièce est fixée sur une table en mouvement de translation rectiligne, c'est le mouvement d'avance. La fraise comporte le plus souvent plusieurs dents qui sont des outils ou des plaquettes. Comme précédemment on définit sur la pièce en cours d'usinage (figure 7), la profondeur de coupe ou l'engagement axial a_a , l'avance mais cette fois-ci définie pour chaque dent et par tour de fraise (figure 8). Deux arêtes de coupe sont en contact avec la matière : arêtes principale et secondaire. Là aussi, le processus de coupe au niveau d'une dent (ou plaquette) est tridimensionnel.

Présentation de l'étude

Le plan de notre travail est le suivant :

-dans un premier chapitre, nous présentons la généralisation à la coupe oblique du modèle de la bande de cisaillement (Dudzinski et Molinari [3]) initialement développé pour

la coupe orthogonale. Cette généralisation a été effectuée en collaboration avec Moufki [4, 5].

-nous appliquons, *dans le deuxième chapitre*, ce modèle généralisé aux processus industriels, chariotage et fraisage de face. Nous prenons en compte les deux arêtes de coupe en considérant une arête équivalente. Nous comparons les résultats de nos calculs à ceux d'essais réalisés au CREAS et à l'Ecole Centrale de Nantes.

-*dans le troisième chapitre*, nous montrons comment le comportement du matériau usiné a été étudié du point de vue expérimental et modélisé ensuite. En effet, le modèle de la coupe présenté au premier chapitre nécessite l'introduction de la loi de comportement du matériau usiné et des conditions de frottement à l'interface outil-copeau. Ces conditions sont déterminées par des essais de coupe présentés au deuxième chapitre.

Dans la conclusion, nous donnons quelques éléments pour améliorer notre modélisation et appliquer notre démarche à d'autres procédés tels que le fraisage en roulant, le fraisage boule pour l'usinage des moules ou des structures complexes en aéronautique.

CHAPITRE I

Coupe orthogonale et coupe oblique

Nous présentons dans ce chapitre la généralisation du modèle de la bande de cisaillement. Ce modèle a été développé pour la coupe orthogonale [3]. Comme nous l'avons vu dans l'introduction, ce type de coupe est rarement rencontré en usinage industriel, néanmoins, nous trouvons lors de la coupe orthogonale les principaux phénomènes physiques présents lors de l'enlèvement de matière par outil coupant (zones primaire et secondaire de cisaillement, frottement intense à l'interface outil-copeau).

Nous rappelons, dans un premier temps, ces phénomènes et la modélisation retenue pour la formation du copeau, puis dans un deuxième temps, nous généralisons le modèle à la coupe oblique.

1. COUPE ORTHOGONALE

1.1 Introduction

On parle de coupe orthogonale lorsque l'arête de coupe est perpendiculaire à la direction de coupe (figure I. 1). Lorsque la largeur usinée b est grande devant l'épaisseur du copeau non déformé t_1 (ou avance, $f \equiv t_1$), on peut alors considérer que le copeau se forme suivant des conditions de déformations planes. Sur la figure I. 2 présentant l'enlèvement de matière dans le plan (direction de coupe, direction d'avance), nous remarquons distinctement que le copeau se forme par cisaillement approximativement suivant le long du plan AB (appelé plan de cisaillement). La matière se déforme peu avant ce plan, et elle subit un cisaillement intense dans une zone au voisinage du plan AB (zone de cisaillement primaire).

Une seconde zone de cisaillement est présente (figure I. 2) au voisinage de l'interface outil-copeau. Le cisaillement diminue, le contact devient glissant puis le copeau se décolle de l'outil (figure I. 4). Cette zone secondaire n'est pas étudiée en détails dans le modèle de la bande de cisaillement.

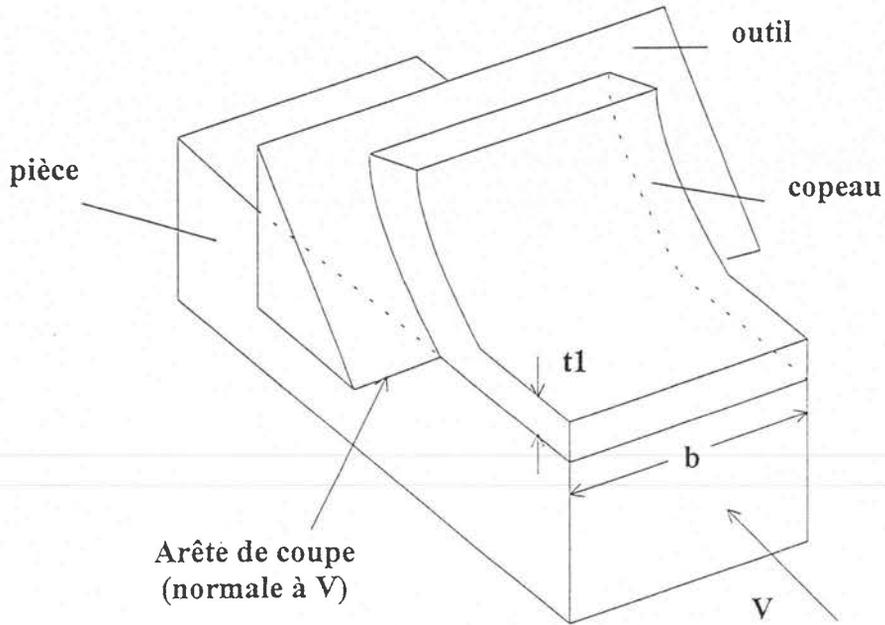


Figure I. 1 - Processus de la coupe orthogonale.
L'arête de coupe est perpendiculaire à la vitesse de coupe V .

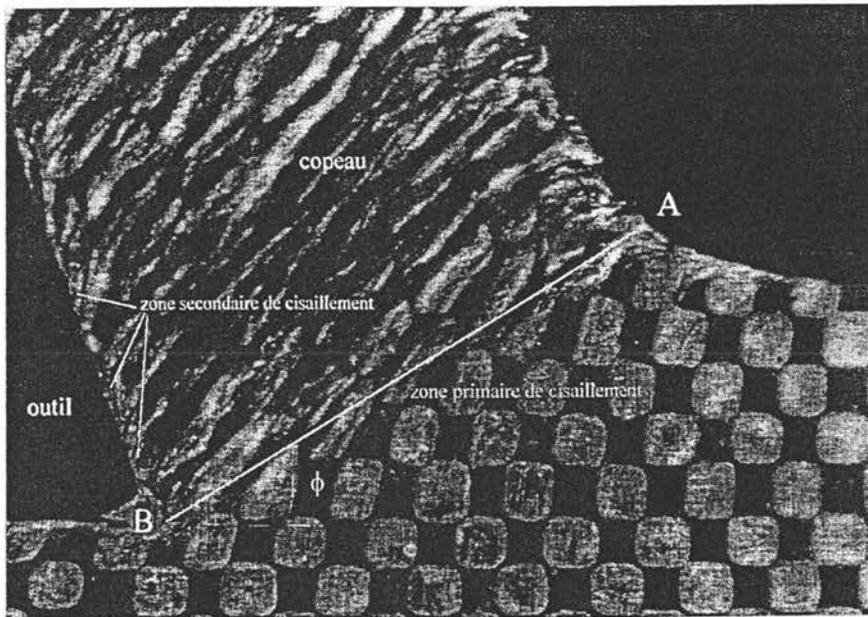


Figure I. 2 - Zones de cisaillement intense en coupe orthogonale, d'après Oxley [6], pour une vitesse de coupe $V=105 \text{ m/min}$, taille de la grille : carrés de côté 0.05 mm . L'écoulement plastique a été obtenu par la méthode "quick-stop".

L'arête de l'outil n'est pas parfaite, le raccordement entre le plan de coupe et le plan en dépouille est supposé être un arc de cercle de rayon r_n (rayon d'arête, figure I. 3).

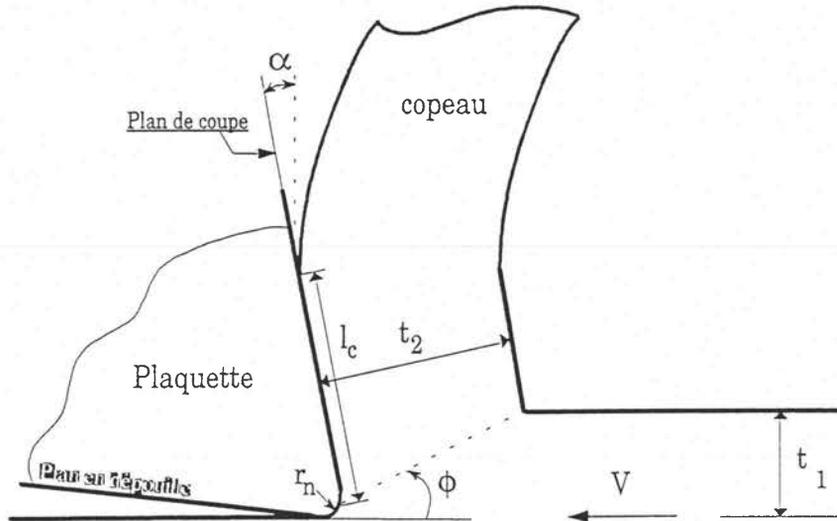


Figure I. 3 - Formation du copeau en coupe orthogonale. Sur la plaquette nous définissons deux plans : plan de coupe et plan en dépouille. Le copeau est supposé continu.

Le copeau peut être de différents types : continu avec ou sans arête rapportée, discontinu avec ou sans segmentation (figure I. 4).

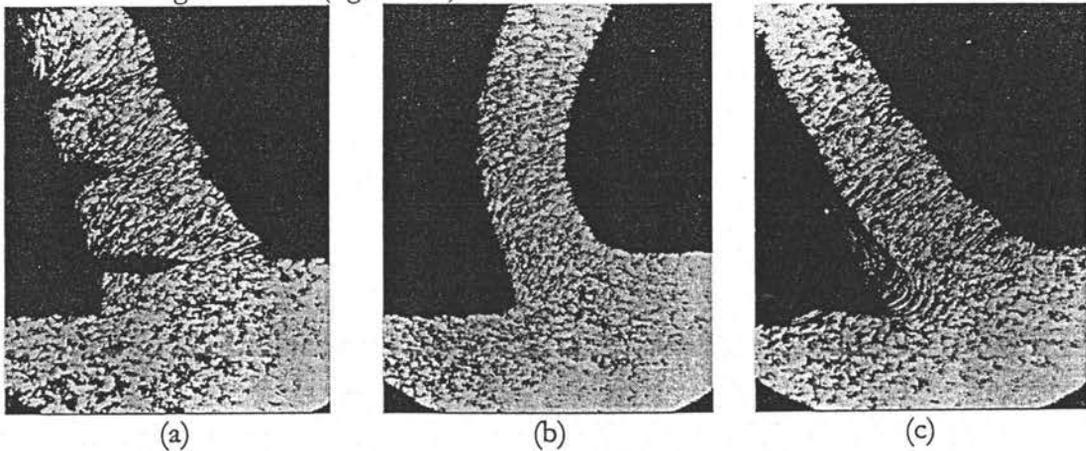


Figure I. 4 - Trois types caractéristiques de copeaux [7] :
(a) copeau segmenté (b) copeau continu (c) copeau continu avec arête rapportée.

Nous supposons dans la suite le copeau continu sans arête rapportée et l'arête de coupe parfaite ($r_n \approx 0$).

1.2 La modélisation de la coupe orthogonale

L'un des premiers a développé un modèle de coupe orthogonale fut Merchant [8]. Il introduisit le plan de cisaillement, et mit en place une relation donnant l'angle de cisaillement ϕ en fonction de l'angle de coupe $\alpha^{(1)}$ et l'angle de frottement λ_f à l'interface outil-copeau (figures I. 5 et I. 6). Le frottement à l'interface outil-copeau est modélisé par la loi de Coulomb avec un coefficient μ_f supposé constant sur toute la surface de contact, $\lambda_f = \tan^{-1}(\mu_f)$:

$$\phi = \frac{1}{2} \left(\frac{\pi}{2} + \alpha - \lambda_f \right) \quad (\text{I} - 1)$$

Lee et Shaffer [9] ont proposé une solution basée sur les lignes de glissement, mais comme pour le modèle précédent, le matériau est supposé rigide parfaitement plastique. Ces modèles sont alors incomplets dans la mesure où ils négligent l'écrouissage, la sensibilité à la vitesse de déformation et le couplage thermo-mécanique. Dans le but de mettre en place un modèle de la coupe plus réaliste, Oxley [6, 10] a considéré le comportement thermo-viscoplastique du matériau usiné, il a obtenu des résultats en meilleur accord avec l'expérience. Toutefois ce dernier modèle comporte plusieurs relations empiriques permettant d'estimer la vitesse de déformation dans le plan de cisaillement et le champ de température dans le copeau. Les vitesses de coupe étudiées se limitent à 400 m/min et il ne prend pas en compte les forces d'inertie.

Le modèle de la bande de cisaillement (Molinari et Dudzinski [11], 1992) suppose la zone primaire de cisaillement est assimilée à une couche d'épaisseur constante h petite et inclinée d'un angle ϕ par rapport à la surface libre. L'arête de l'outil est supposée parfaite (rayon d'arête nul), le copeau est continu et le régime d'écoulement permanent.

L'avance t_1 , l'angle de coupe α , et la vitesse de coupe V sont connus (figure I. 5). Le matériau usiné est supposé isotrope, rigide (l'élasticité est négligée), à comportement

⁽¹⁾ la notation normalisée de l'angle de coupe est γ mais nous préférons garder cette lettre pour désigner le glissement.

thermo-viscoplastique [3]. En écrivant les équations gouvernant la zone primaire, le modèle de la bande cisaillement en coupe orthogonal peut calculer les différents paramètres physiques dans cette zone (champ de température, champ de déformation, champ de vitesse de déformation) et aussi les efforts appliqués à l'outil.

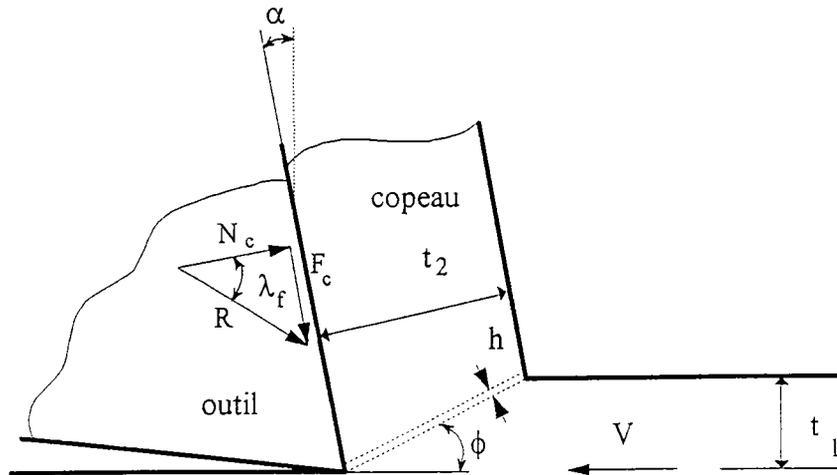


Figure I. 5 - La zone primaire de cisaillement est modélisée par une couche d'épaisseur constante h , inclinée d'un angle ϕ par rapport à la surface libre. R est la résultante des efforts appliqués par l'outil sur le copeau.

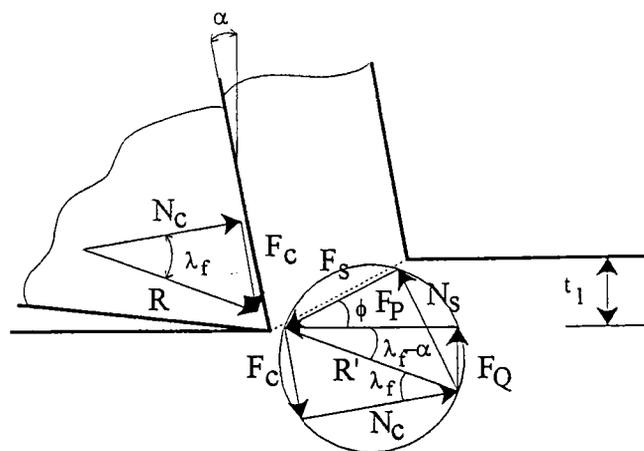


Figure I. 6 - Décomposition des efforts de coupe dans le plan de cisaillement et dans le plan de la face de coupe (Merchant [8]). Les résultantes R des efforts appliqués par l'outil et R' des efforts appliqués par la pièce avant le plan de cisaillement sont décomposées de trois manières différentes :

- suivant les directions horizontale et verticale par l'effort de coupe F_P et l'effort d'avance F_Q respectivement,
- dans le plan de cisaillement et perpendiculairement à celui-ci : F_S et N_S
- dans le plan de coupe et perpendiculairement à celui-ci : F_C et N_C

Cette approche a l'avantage d'être relativement simple pour pouvoir clairement et rapidement mettre en évidence le rôle joué par chacun des paramètres du problème. Elle donne des résultats aussi satisfaisants que ceux d'Oxley aux vitesses conventionnelles. Par contre, le modèle s'étend aux grandes vitesses de coupe. Un autre avantage est que différents types de comportement thermo-mécanique du matériau usiné peuvent être considérés.

2. COUPE OBLIQUE

En coupe orthogonale, nous l'avons vu précédemment, la géométrie et la cinématique de la coupe se limitent à la connaissance de la vitesse de coupe V , de l'avance t_1 et de l'angle de coupe α . Dans le cas général, d'autres paramètres géométriques et cinématiques s'ajoutent, tels que le rayon de bec, le nombre d'arêtes en contact avec la matière usinée, l'inclinaison de ces arêtes, la direction d'écoulement du copeau sur la face de coupe ... Avant d'aborder le cas général relatif à une opération réelle d'usinage telle que le chariotage et le surfacage, nous étudions d'abord la coupe oblique avec une seule arête en contact avec la matière, ici aussi nous supposons que le rayon d'arête est nul.

La figure I. 7 présente une telle opération de coupe oblique. Deux nouveaux paramètres géométriques sont définis, le premier est connu, c'est l'inclinaison λ_s de l'arête de coupe définie par le plan $(P, \vec{x}_0, \vec{y}_0)$ où P est un point de l'arête, le deuxième est inconnu, c'est l'angle d'écoulement η_c du copeau sur la face de coupe. Cet angle η_c est mesuré sur la face de coupe entre la direction d'écoulement et la normale à l'arête.

* *

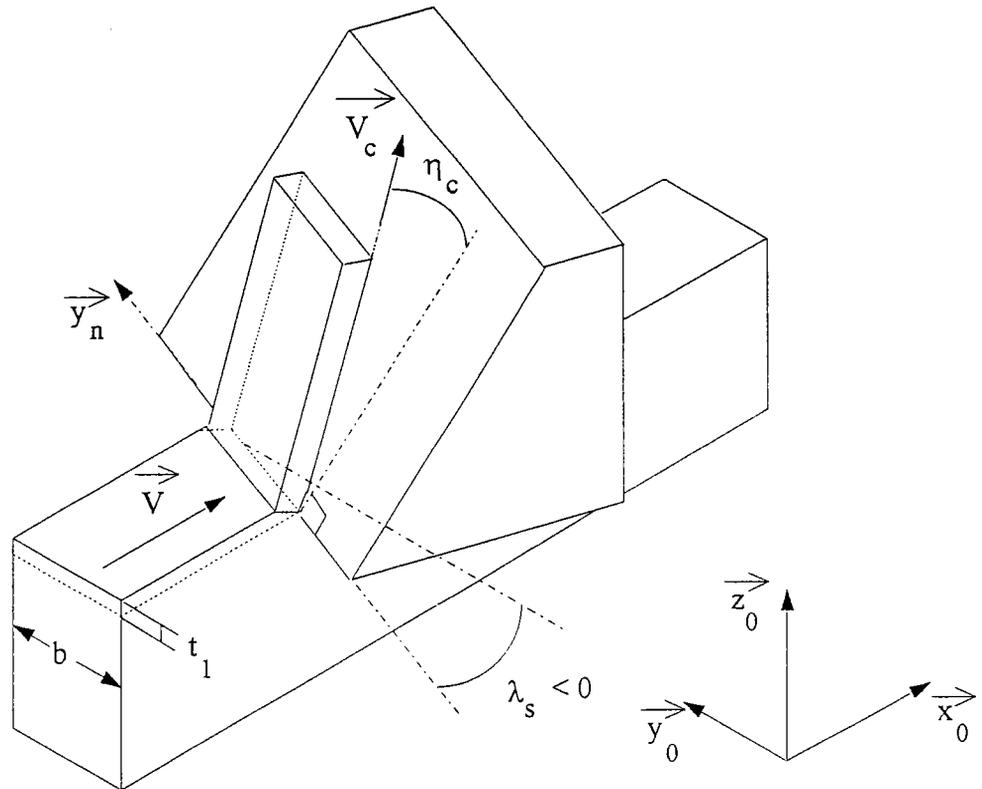


Figure I. 7 - Processus de la coupe oblique. L'arête de coupe n'est plus perpendiculaire à la vitesse de coupe V . L'écoulement du copeau est orienté par η_c . L'outil est supposé fixe. Les axes sont définis comme suit :

- \bar{x}_0 est suivant la direction et le sens de la vitesse de coupe (matière / outil)
- \bar{z}_0 est suivant la direction et le sens de la vitesse d'avance (matière / outil).

Merchant [22] a prolongé son approche dite de plan de cisaillement à la coupe oblique avec une seule arête. A l'aide des théorèmes généraux de la dynamique et en isolant le copeau après le plan de cisaillement, il obtient les résultantes des efforts appliqués par l'outil, pour un matériau parfaitement plastique, la démarche est analogue à celle utilisée pour la coupe orthogonale. Plus récemment, Usui et al. [12], en 1978, ont présenté un modèle de coupe oblique. L'outil est composé de deux arêtes (principale et secondaire). Le principe est de considérer que l'écoulement plastique de la matière peut être étudié comme une succession d'écoulement plastique plan et d'utiliser les informations de la coupe orthogonale pour la prédiction des efforts en coupe oblique. Shaw [13] a été le premier à

développé cette idée, il a introduit deux angles relatifs à la coupe orthogonale : l'angle de coupe effectif α_c et l'angle effectif de cisaillement ϕ_c . Ces deux angles sont définis dans le plan contenant la vitesse de coupe V et la vitesse de copeau V_c . Lin et Oxley [14], Lin et al. [15] ont aussi repris en compte les informations de la coupe orthogonale pour modéliser la coupe tridimensionnelle en introduisant une loi de comportement plus réaliste. Le matériau est alors considéré comme rigide thermoviscoplastique. Enfin Venuvinod [16] modélise la coupe oblique en utilisant la méthode énergétique de la borne inférieure (cf. Conolly et Rubenstein [17], Rubenstein [18, 19], Lau et Rubenstein [20]). Le modèle détermine la géométrie du copeau et de son écoulement et la distribution des contraintes. Mais pour déterminer les efforts de coupe, ils doivent mesurer expérimentalement l'angle de cisaillement, l'angle d'écoulement du copeau et la contrainte de cisaillement. Le matériau est considéré comme parfaitement plastique, à la fois dans le modèle de Venuvinod et d'Usui. Oxley prend en compte les propriétés thermomécaniques du matériau pour déterminer les efforts. Cependant il suppose que les efforts de coupe et d'avance sont indépendants de l'inclinaison de l'outil et utilise la règle de Stabler [21], relation (I - 2), pour déterminer l'angle d'écoulement du copeau. Ces hypothèses ont été vérifiées expérimentalement pour certains matériaux et pour des conditions de coupe bien précises.

2.1 Ecoulement du copeau

De nombreuses recherches ont été réalisées afin d'établir une relation entre l'angle d'écoulement du copeau et les autres paramètres du processus d'usinage.

Stabler [21] propose en première approche et d'après des observations expérimentales que l'angle d'écoulement η_c est approximativement égal à l'angle d'inclinaison d'arête λ_s .

$$\eta_c = \lambda_s \quad (\text{I} - 2)$$

Stabler ne fut pas le premier à proposer cette relation. Merchant [22] a obtenu l'angle de cisaillement dans le plan normal ϕ_n et l'angle d'écoulement en minimisant la déformation dans le plan de cisaillement :

$$[\phi_n]_{\varepsilon=\min} = \frac{\alpha_n}{2} + \frac{\pi}{4} \quad (\text{I - 3})$$

$$\left[\frac{\tan \lambda_s}{\tan \eta_c} \right]_{\varepsilon=\min} = \left[\frac{\sin \phi_n}{\cos(\phi_n - \alpha_n)} \right]_{\varepsilon=\min} = 1 \quad (\text{I - 4})$$

où ϕ_n est l'angle de cisaillement dans le plan normal à l'arête de coupe. L'équation (I - 4) est équivalente à la règle de Stabler seulement si la relation (I - 3) est satisfaite. Cette dernière n'est pas constamment vérifiée puisque ϕ_n est aussi fonction du frottement à l'interface.

D'autres expressions reliant l'angle d'inclinaison à l'angle d'écoulement du copeau ont été proposées. Merchant [22] et Shaw [23] ont aussi suggéré une relation empirique, à partir de la simple géométrie du copeau :

$$\cos \eta_c = \frac{b_2}{b_1} \cos \lambda_s \quad (\text{I - 5})$$

b_1 et b_2 sont respectivement les largeurs de coupe et du copeau (cf. figure I. 8). Pour obtenir cette relation, les auteurs ont supposé que le copeau s'identifie à un parallélogramme parfait. Cette hypothèse est valable pour de petites profondeurs de coupe. Ils ont de plus négligé les fortes distorsions présentes sur les bords du copeau.

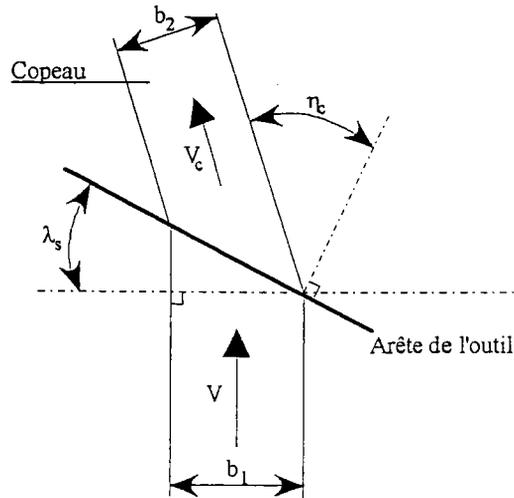


Figure I. 8 - Vue de dessus en coupe oblique de la matière. L'angle d'écoulement du copeau est seulement fonction de la géométrie du copeau et de la pièce, Shaw [23].

En 1964, Stabler [24] a introduit un facteur correctif à sa loi (I - 2).

$$\eta_c = k' \lambda_s \quad (\text{I} - 6)$$

Le coefficient k' est compris entre 0.9 et 1 et dépend du matériau et des conditions de coupe.

Russell et Brown [25], en 1966, ont proposé l'équation suivante, basée sur les travaux de Russell en 1964 qui a montré que l'angle d'écoulement varie significativement avec l'angle de coupe normal α_n :

$$\tan \eta_c = \tan \lambda_s \cos \alpha_n \quad (\text{I} - 7)$$

Compte tenu des résultats expérimentaux qui montrent l'influence de la vitesse de coupe V sur l'angle d'écoulement η_c , Zorev [26] a proposé la loi empirique suivante :

$$\eta_c = \frac{\lambda_s}{V^{0.08}} \quad (\text{I} - 8)$$

On constate donc que de nombreuses relations simples existent dans la littérature. Pour tous ces modèles, il suffit de connaître les conditions de coupe pour déterminer l'angle d'écoulement du copeau.

D'autres modèles plus complets prennent en compte l'influence d'autres facteurs, par exemple ϕ_n et λ_n (qui sont l'angle de cisaillement et le frottement à l'interface outil-copeau dans le plan normal à l'arête de coupe).

Ainsi, en 1969, Armarego et Brown [27] ont déterminé l'angle d'écoulement du copeau à partir de la géométrie. Ils ont utilisé un modèle de plan de cisaillement de formation du copeau en faisant les hypothèses suivantes :

- (i) la résultante de la force de cisaillement sur le plan de cisaillement agit dans la direction de la vitesse de cisaillement,
- (ii) la résultante de la force de frottement dans le plan de la face de coupe est colinéaire à la direction de l'écoulement du copeau.

Ils obtiennent alors la relation suivante :

$$\tan \eta_c = \frac{\tan \lambda_s \cos \alpha_n}{\tan(\phi_n + \lambda_n)} + \tan \lambda_s \sin \alpha_n \quad (\text{I} - 9)$$

Luk [28], en 1972, a déterminé une relation basée sur les mêmes hypothèses :

$$\tan \eta_c = \frac{\tan \lambda_s \cos(\phi_n - \alpha_n)}{\frac{\cos \alpha_n \sin \lambda_n}{\cos(\phi_n + \lambda_n - \alpha_n)} + \sin \phi_n} \quad (\text{I} - 10)$$

Lin et Oxley [29], la même année, ont repris l'équation (I - 9) mais en injectant l'angle de frottement normal (λ_n) expérimental et l'angle de cisaillement normal (ϕ_n) calculé par leur modèle de la coupe orthogonale. Ils ont montré une bonne cohérence avec l'angle d'écoulement mesuré à partir des lignes d'usure sur la face de coupe.

2.2 Généralisation de la bande de cisaillement en coupe oblique

2.2.1 Introduction

On s'intéresse au problème de la détermination des efforts d'usinage lors de la coupe oblique avec une seule arête, λ_s étant l'angle d'inclinaison de cette arête (cf. figure I. 9).

La coupe provoque, dans la zone de formation du copeau, un cisaillement intense au voisinage du plan dont la position angulaire par rapport à la surface libre sera cette fois déterminée dans le plan normal à l'arête. On note ϕ_n cet angle, l'angle de cisaillement normal. Comme dans le modèle de la bande de cisaillement, la zone de cisaillement primaire est assimilée à une couche d'épaisseur constante parallèle au plan de cisaillement (figure I. 10). Les objectifs sont maintenant de trouver les contraintes de cisaillement aux bornes de ce plan, de calculer les efforts de coupe et de déterminer l'angle d'écoulement.

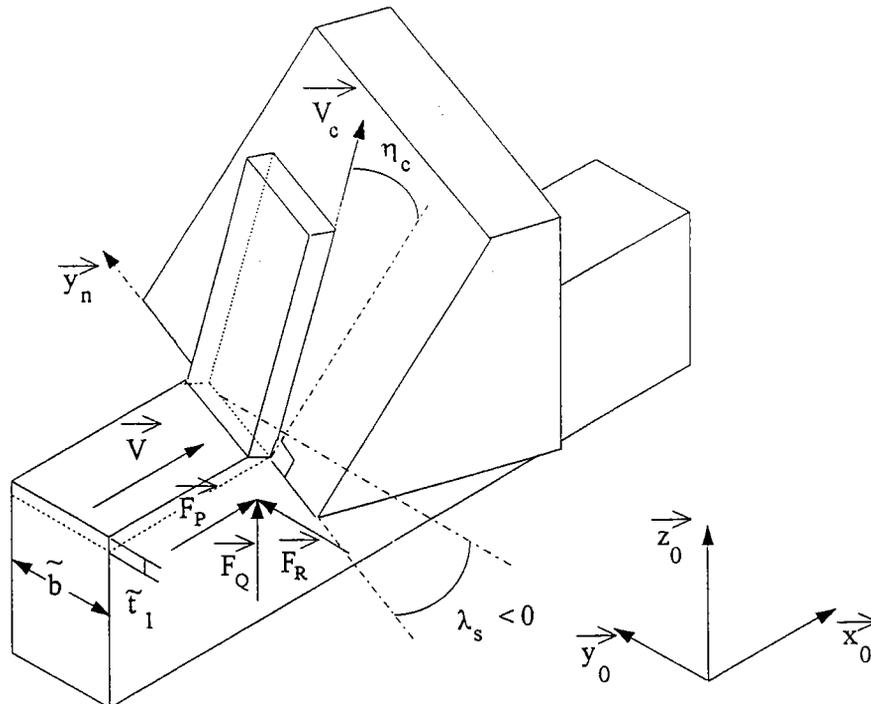


Figure I. 9 - Vue générale d'un outil en coupe oblique avec une seule arête de coupe.

Les axes $(\vec{x}_0, \vec{y}_0, \vec{z}_0)$ sont définis comme précédemment (figure I. 7)

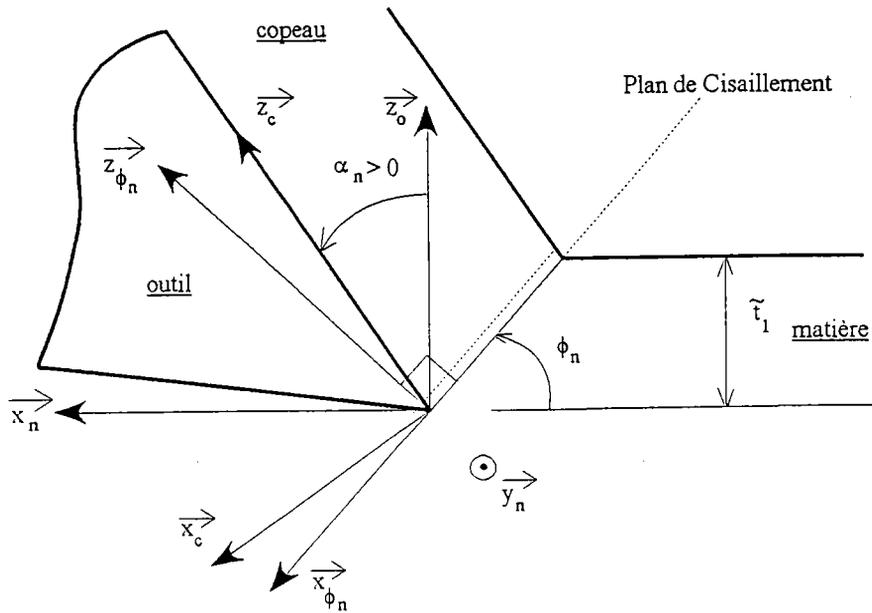


Figure I. 10 - Représentation et repérage du plan et de la bande de cisaillement dans le plan normal à l'arête de coupe d'axe \vec{y}_n , l'axe \vec{x}_n est dans le plan horizontal, $\vec{z}_n \equiv \vec{z}_0$. L'inclinaison du plan de cisaillement dans le plan normal est donnée par ϕ_n . Les axes \vec{x}_{ϕ_n} et $\vec{y}_{\phi_n} \equiv \vec{y}_n$ définissent le plan de cisaillement. Les axes $\vec{y}_c \equiv \vec{y}_n$ et \vec{z}_c définissent le plan de coupe.

2.2.2 Equations

Les variables dimensionnelles introduites dans le modèle de la bande de cisaillement sont représentées par des lettres surmontées du symbole \sim .

2.2.2.1 Hypothèses

La configuration retenue pour la modélisation de la coupe oblique avec une seule arête de coupe est présentée sur les figures I. 9 et I. 10. \tilde{t}_1 représente la profondeur de coupe (ou avance \tilde{f} dans le cas du dressage d'un tube, ou encore épaisseur du copeau non déformé), \tilde{b} la largeur de coupe. Nous supposons, dans la suite, que la profondeur de coupe est petite devant la largeur de coupe. Ainsi le copeau se déforme dans des conditions de déformation quasi-plane dans le plan normal. L'outil est caractérisé par 2 angles : l'angle de coupe normal α_n et l'angle d'inclinaison λ_s , de plus il est considéré parfait sans rayon d'arête et rigide. L'arête de coupe est supposée plus grande que la largeur de coupe.

Le frottement à l'interface outil-copeau est de type Coulomb et le coefficient de frottement μ_f est supposé constant sur toute la surface de contact outil-copeau, il est représenté par la loi suivante :

$$\lambda_f = \tan^{-1}(\mu_f) \quad (\text{I - 11})$$

où λ_f est l'angle de frottement à l'interface outil-copeau.

Le matériau est incompressible, obéissant au critère de Von Mises, et est supposé isotrope, rigide. Son comportement est décrit par une loi puissance thermoviscoplastique.

2.2.2.2 Relations cinématiques

• Dans un premier temps, nous supposons l'existence du plan de cisaillement seul. Nous décomposons la vitesse de coupe $\vec{V} (= \tilde{V} \vec{x}_0)$ de la manière suivante :

$$\begin{aligned} \vec{V} &= \vec{V}(\text{matière / outil}) \\ &= \vec{V}(\text{matière / copeau}) + \vec{V}(\text{copeau / outil}) \end{aligned} \quad (\text{I - 12})$$

La vitesse de la matière par rapport au copeau est notée \vec{V}_s , elle se situe dans le plan de cisaillement défini par $(\vec{x}_{\phi_n}, \vec{y}_n)$ suivant une direction et un sens caractérisés par le vecteur unitaire \vec{x}_s (figure I. 11), celui-ci est repéré par l'angle η_s par rapport à la direction \vec{x}_{ϕ_n} :

$$\vec{V}(\text{matière / copeau}) = \vec{V}_s = \tilde{V}_s \vec{x}_s \quad (\text{I - 13})$$

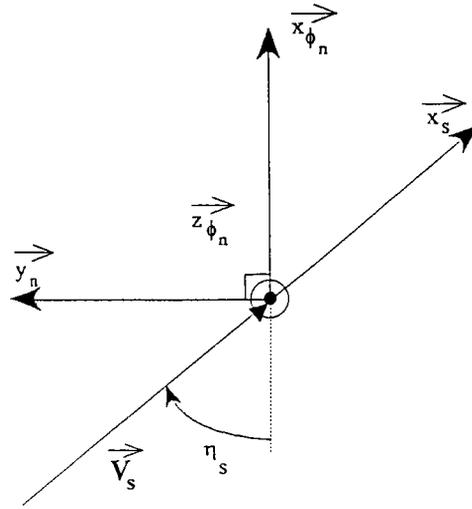


Figure I. 11 - Dans le plan de cisaillement $(\bar{x}_{\phi_n}, \bar{y}_n)$, la matière est déformée suivant l'axe \bar{x}_s . La vitesse de cisaillement \vec{V}_s est repérée par rapport à \bar{x}_{ϕ_n} par l'angle de cisaillement η_s .

La vitesse du copeau par rapport à l'outil est appelée vitesse d'écoulement et est notée \vec{V}_c , elle est portée par la direction \bar{z}_e :

$$\vec{V}(\text{copeau / outil}) = \vec{V}_c = \tilde{V}_c \bar{z}_e \quad (\text{I} - 14)$$

La direction d'écoulement \bar{z}_e du copeau est repérée par un angle η_c , appelé angle d'écoulement du copeau, mesuré dans le plan de coupe entre la vitesse du copeau et la normale à l'arête de coupe (figure I. 12).

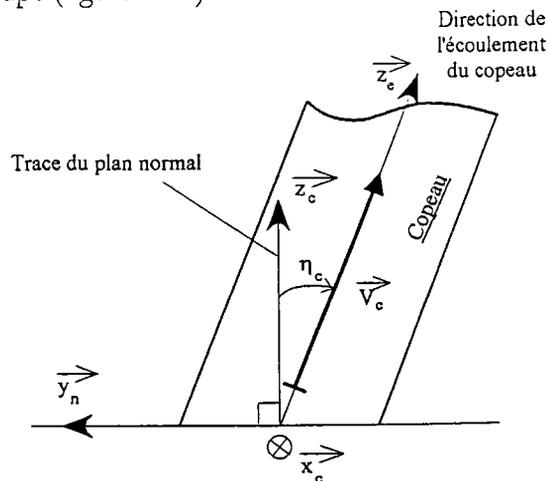


Figure I. 12 - Dans le plan de coupe (\bar{y}_n, \bar{z}_c) lié à l'outil, le copeau s'écoule suivant la direction \bar{z}_e , repérée par rapport à \bar{z}_c par l'angle d'écoulement η_c .

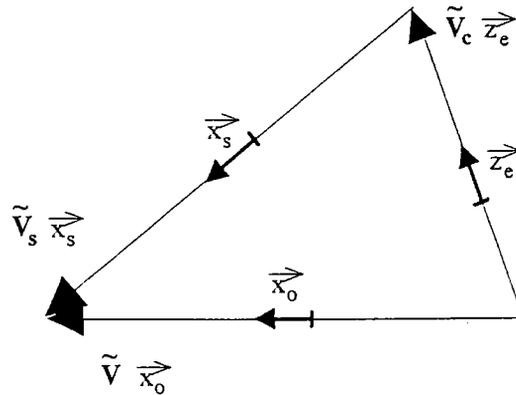


Figure I. 13 - Triangle des vitesses dans le cas d'un plan de cisaillement.

la relation (I - 12) devient (figure I. 13) :

$$\tilde{V}\vec{x}_0 = \tilde{V}_s\vec{x}_s + \tilde{V}_c\vec{z}_e \quad (\text{I} - 15)$$

Nous montrons en annexe A comment sont calculés les modules des vitesses \tilde{V}_s et \tilde{V}_c et nous obtenons :

$$\begin{aligned} \tilde{V}_c &= \tilde{V} \frac{\cos \lambda_s \sin \phi_n}{\cos \eta_c \cos(\phi_n - \alpha_n)} \\ \tilde{V}_s &= \tilde{V} \frac{\cos \lambda_s \cos \alpha_n}{\cos \eta_s \cos(\phi_n - \alpha_n)} \end{aligned} \quad (\text{I} - 16)$$

- Nous introduisons ensuite la bande de cisaillement d'épaisseur \tilde{h} , parallèle au plan de cisaillement $(\vec{x}_{\phi_n}, \vec{y}_n)$. Nous notons avec l'indice 0 les composantes des vitesses à l'entrée et avec l'indice 1, celles à la sortie de la bande (figure I. 14).

A l'entrée de la bande, la vitesse de la matière par rapport à l'outil (ou vitesse de coupe $\tilde{V}\vec{x}_0$) est décomposée suivant la normale au plan de cisaillement et suivant une direction et un sens \vec{x}_{s_0} appartenant au plan 0 de la bande. Les deux composantes sont respectivement la vitesse normale et la vitesse de cisaillement à l'entrée de la bande :

$$\begin{cases} \tilde{V}_{N_0} = \tilde{V} \bar{x}_0 \cdot \bar{z}_{\phi_n} \\ \tilde{V}_{s_0} = \tilde{V} - \tilde{V}_{N_0} \bar{z}_{\phi_n} \end{cases} \quad (\text{I - 17})$$

De la même façon, à la sortie de la bande, le copeau se déplace par rapport à l'outil avec une vitesse $\tilde{V}_c \bar{z}_e$. Cette vitesse est décomposée suivant la normale au plan de cisaillement et suivant une direction et un sens \bar{x}_{s_1} appartenant au plan 1 de la bande :

$$\begin{cases} \tilde{V}_{N_1} = \tilde{V}_c \bar{z}_e \cdot \bar{z}_{\phi_n} \\ \tilde{V}_{s_1} = \tilde{V}_c \bar{z}_e - \tilde{V}_{N_1} \bar{z}_{\phi_n} \end{cases} \quad (\text{I - 18})$$

Nous obtenons la vitesse normale et la vitesse de cisaillement à la sortie de la bande, avec pour les vitesses de cisaillement (figure I. 14) la relation suivante :

$$\tilde{V}_s \bar{x}_s = \tilde{V}_{s_0} \bar{x}_{s_0} - \tilde{V}_{s_1} \bar{x}_{s_1} \quad (\text{I - 19})$$

avec \tilde{V}_s est la vitesse de cisaillement de la matière par rapport au copeau,

\tilde{V}_{s_0} est la vitesse de cisaillement de la matière par rapport à l'outil,

\tilde{V}_{s_1} est la vitesse de cisaillement de la copeau par rapport à l'outil.

Nous montrons en annexe A que :

$$\begin{aligned} \tilde{V}_{s_0} &= \tilde{V} [\cos \lambda_s \cos \phi_n \bar{x}_{\phi_n} - \sin \lambda_s \bar{y}_n] \\ \tilde{V}_{s_1} &= \tilde{V}_c [-\cos \eta_c \sin(\phi_n - \alpha_n) \bar{x}_{\phi_n} - \sin \eta_c \bar{y}_n] \end{aligned} \quad (\text{I - 20})$$

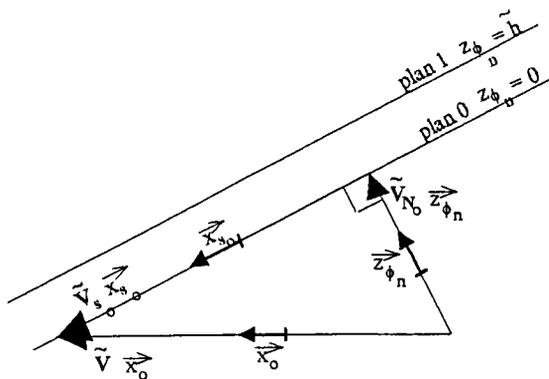


figure I. 14 (a)

à l'entrée de la bande, dans le plan $(\bar{x}_0, \bar{z}_{\phi_n})$

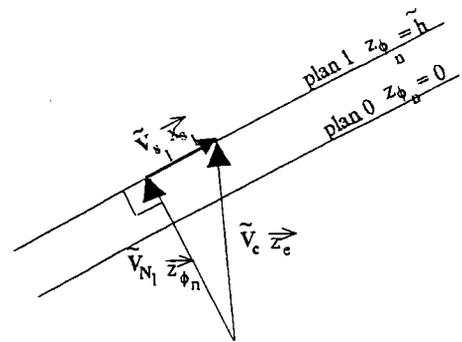


figure I. 14 (b)

à la sortie de la bande, dans le plan $(\bar{z}_{\phi_n}, \bar{z}_e)$

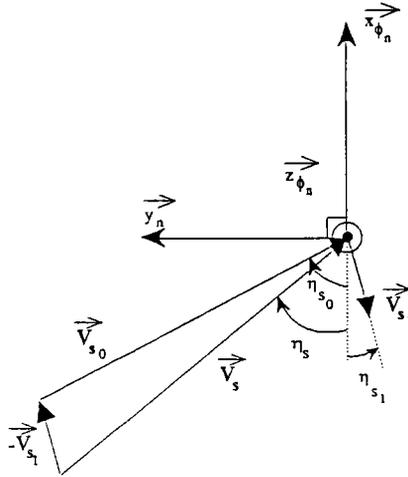


Figure I. 14 - Diagrammes des vitesses à l'entrée (a) et à la sortie (b) de la bande de cisaillement. \vec{V}_{N_0} et \vec{V}_{N_1} sont les vitesses normales de la matière respectivement à l'entrée et à la sortie de la bande de cisaillement. Dans le plan de cisaillement $(\vec{x}_{\phi_n}, \vec{y}_n)$, \vec{V}_{s_0} et \vec{V}_{s_1} sont les vitesses de cisaillement à l'entrée et à la sortie de la bande, repérées respectivement par les angles η_{s_0} et η_{s_1} .

- Comme dans la coupe orthogonale, nous limitons notre étude en supposant l'écoulement unidimensionnel. Autrement dit, toutes les grandeurs du problème ne vont dépendre que de la coordonnée \tilde{z}_{ϕ_n} normale à la bande et du temps \tilde{t} . Pour éviter de surcharger les notations, dans la suite nous noterons $\tilde{z}_{\phi_n} \equiv \tilde{z}$. Dans le cadre de l'approche unidimensionnelle, les composantes de la vitesse d'une particule dans la bande s'écrivent :

$$\vec{v} = \tilde{v}_x \vec{x}_{\phi_n} + \tilde{v}_y \vec{y}_n + \tilde{v}_z \vec{z}_{\phi_n}$$

$$\text{avec } \begin{cases} \tilde{v}_x = \tilde{v}_x(\tilde{z}_{\phi_n}, \tilde{t}) = \tilde{v}_x(\tilde{z}, \tilde{t}) \\ \tilde{v}_y = \tilde{v}_y(\tilde{z}_{\phi_n}, \tilde{t}) = \tilde{v}_y(\tilde{z}, \tilde{t}) \\ \tilde{v}_z = \tilde{v}_z(\tilde{z}_{\phi_n}, \tilde{t}) = \tilde{v}_z(\tilde{z}, \tilde{t}) \end{cases} \quad (\text{I} - 21)$$

- La dérivée particulière d'une fonction scalaire s'écrit (le symbole "." désigne le produit scalaire de deux vecteurs) :

$$\frac{D(\dots)}{D\tilde{t}} = \frac{\partial(\dots)}{\partial\tilde{t}} + \overrightarrow{\text{grad}}(\dots) \cdot \vec{v}$$

Enfin, comme en coupe orthogonale, nous supposons l'écoulement de la matière comme permanent $\left(\frac{\partial(\dots)}{\partial t} = 0\right)$. En considérant le caractère permanent et unidimensionnel de

l'écoulement, on a alors :

$$\frac{D(\dots)}{Dt} = \vec{\text{grad}}(\dots) \cdot \vec{v} = \frac{d(\dots)}{dz} \tilde{v}_z \quad (\text{I} - 22)$$

2.2.2.3 Equations dimensionnelles

• Les vitesses de cisaillement à l'entrée et à la sortie de la bande sont connues en fonction de la vitesse du coupe et de la vitesse du copeau, relations (I - 20) :

- suivant l'axe \vec{x}_{ϕ_n} :

$$\tilde{v}_x(\tilde{z} = 0) = \vec{V}_{s_0} \cdot \vec{x}_{\phi_n} = \tilde{V} \cos \lambda_s \cos \phi_n \quad (\text{I} - 23)$$

$$\tilde{v}_x(\tilde{z} = \tilde{h}) = \vec{V}_{s_1} \cdot \vec{x}_{\phi_n} = -\tilde{V}_c \cos \eta_c \sin(\phi_n - \alpha_n) \quad (\text{I} - 24)$$

- suivant l'axe \vec{y}_n :

$$\tilde{v}_y(\tilde{z} = 0) = \vec{V}_{s_0} \cdot \vec{y}_n = -\tilde{V} \sin \lambda_s \quad (\text{I} - 25)$$

$$\tilde{v}_y(\tilde{z} = \tilde{h}) = \vec{V}_{s_1} \cdot \vec{y}_n = -\tilde{V}_c \sin \eta_c = -\tilde{V} \frac{\tan \eta_c \cos \lambda_s \sin \phi_n}{\cos(\phi_n - \alpha_n)} \quad (\text{I} - 26)$$

Ce sont les conditions aux limites en vitesse du problème de la bande de cisaillement.

• L'incompressibilité du matériau, dans le cadre de l'hypothèse d'écoulement unidimensionnel se réduit à $\frac{\partial(\tilde{v}_z)}{\partial z} = 0$. La vitesse normale d'une particule est donc constante dans la bande. En particulier, aux frontières nous avons (cf. figure I. 14) :

$$\tilde{V}_{N_0} = \tilde{V}_{N_1} = \tilde{V}_N \quad (\text{I} - 27)$$

Les vitesses normales s'écrivent :

$$\tilde{V}_{N_0} = \tilde{V} \cos \lambda_s \sin \phi_n \quad (\text{I - 28})$$

et

$$\tilde{V}_{N_1} = \tilde{V}_c \cos \eta_c \cos(\phi_n - \alpha_n) \quad (\text{I - 29})$$

En écrivant l'égalité entre ces deux vitesses, nous retrouvons la première relation (I - 16).

Dans la suite nous garderons :

$$\tilde{v}_z = \tilde{V}_N = \tilde{V}_{N_0} = \tilde{V}_{N_1} = \tilde{V} \cos \lambda_s \sin \phi_n \quad (\text{I - 30})$$

Toujours en prenant en compte le caractère unidimensionnel et permanent de l'écoulement, la dérivée particulière d'une fonction scalaire (relation (I - 22)) se réduit à :

$$\frac{D(\dots)}{D\tilde{t}} = \frac{d(\dots)}{d\tilde{z}} \tilde{v}_z = \frac{d(\dots)}{d\tilde{z}} \tilde{V}_N \quad (\text{I - 31})$$

• Les vitesses de déformation $\dot{\tilde{\gamma}}_{xz}$ et $\dot{\tilde{\gamma}}_{yz}$ sont reliées aux vitesses \tilde{v}_x et \tilde{v}_y , respectivement, par les conditions de compatibilité :

$$\begin{cases} \dot{\tilde{\gamma}}_{xz} = \frac{d\tilde{v}_x}{d\tilde{z}} \\ \dot{\tilde{\gamma}}_{yz} = \frac{d\tilde{v}_y}{d\tilde{z}} \end{cases} \quad (\text{I - 32})$$

• La conservation de la quantité de mouvement, en l'absence de forces de volume, s'écrit :

$$\vec{\text{div}} \underline{\underline{\tilde{\sigma}}} = \rho \frac{D\vec{v}}{D\tilde{t}}$$

Dans le cadre de notre étude, en projection sur les axes \bar{x}_{ϕ_n} et \bar{y}_n les deux relations suivantes sont obtenues :

$$\begin{cases} \frac{d\tilde{\sigma}_{xz}}{d\tilde{z}} = \rho \dot{\tilde{\gamma}}_{xz} \tilde{V}_N \\ \frac{d\tilde{\sigma}_{yz}}{d\tilde{z}} = \rho \dot{\tilde{\gamma}}_{yz} \tilde{V}_N \end{cases} \quad (\text{I - 33})$$

où ρ est la masse volumique du matériau. $\tilde{\sigma}_{xz}$ et $\tilde{\sigma}_{yz}$ sont les contraintes de cisaillement.

• L'évolution de la température $\tilde{\theta}$ dans la bande est gouvernée par l'équation de la chaleur. En supposant qu'une fraction β (coefficient de Taylor-Quinney) de la puissance de déformation plastique est transformée en chaleur, la conservation de l'énergie conduit à l'équation suivante :

$$\rho c \left[\frac{\partial \tilde{\theta}}{\partial t} + \frac{d\tilde{\theta}}{d\tilde{z}} \tilde{V}_N \right] = \beta \tilde{\sigma}_{ij} \dot{\tilde{\epsilon}}_{ij} + k \frac{d^2 \tilde{\theta}}{d\tilde{z}^2} \quad (\text{I - 34})$$

où c est la capacité calorifique du matériau et k le coefficient de conduction. Le tenseur des vitesses de déformation $\dot{\tilde{\epsilon}}_{ij}$ possèdent deux composantes non nulles : $\dot{\tilde{\epsilon}}_{xz}$ et $\dot{\tilde{\epsilon}}_{yz}$, qui valent respectivement $\frac{\dot{\tilde{\gamma}}_{xz}}{2}$ et $\frac{\dot{\tilde{\gamma}}_{yz}}{2}$. L'équation de la chaleur en régime stationnaire devient :

$$\rho c \frac{d\tilde{\theta}}{d\tilde{z}} \tilde{V}_N = \beta \left(\tilde{\sigma}_{xz} \dot{\tilde{\gamma}}_{xz} + \tilde{\sigma}_{yz} \dot{\tilde{\gamma}}_{yz} \right) + k \frac{d^2 \tilde{\theta}}{d\tilde{z}^2} \quad (\text{I - 35})$$

• La loi d'écoulement plastique, pour un matériau de Von Mises, s'écrit :

$$\underline{\underline{\tilde{d}}}^p = \underline{\underline{\tilde{\epsilon}}} = \dot{\lambda} \underline{\underline{\tilde{s}}} \quad (\text{I - 36})$$

où $\underline{\underline{\tilde{d}}}^p$ est le tenseur des vitesses de déformations, $\underline{\underline{\tilde{s}}}$ le tenseur des contraintes déviatoriques et $\dot{\lambda}$ le multiplicateur plastique égal à :

$$\dot{\lambda} = \frac{3}{2} \frac{\dot{\tilde{\epsilon}}}{\tilde{\sigma}} \quad (\text{I - 37})$$

$\dot{\bar{\epsilon}}$ et $\bar{\sigma}$ représentent la vitesse de déformation équivalente et la contrainte équivalente de Von Mises définies par :

$$\begin{cases} \dot{\bar{\epsilon}} = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\epsilon}_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}} = \frac{1}{\sqrt{3}} \sqrt{\dot{\gamma}_{xz}^2 + \dot{\gamma}_{yz}^2} = \frac{\dot{\gamma}}{\sqrt{3}} \\ \bar{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2} s_{ij} s_{ij}} = \sqrt{3} \sqrt{\bar{\sigma}_{xz}^2 + \bar{\sigma}_{yz}^2} = \sqrt{3} \bar{\tau} \end{cases} \quad (\text{I - 38})$$

avec $\bar{\tau}$ la contrainte de cisaillement et $\dot{\gamma}$ la vitesse de cisaillement .

L'équation (I - 36) devient :

$$\begin{cases} \bar{\sigma}_{xz} = \frac{\bar{\tau}}{\sqrt{3}} \dot{\gamma}_{xz} \\ \bar{\sigma}_{yz} = \frac{\bar{\tau}}{\sqrt{3}} \dot{\gamma}_{yz} \end{cases} \quad (\text{I - 39})$$

• Le matériau usiné est supposé isotrope rigide thermoviscoplastique, l'élasticité est négligée. Son comportement est décrit par la loi suivante :

$$\bar{\sigma} = (a_1 - a_2 \theta) (\bar{\epsilon} + \bar{\epsilon}_p)^{n(\theta)} \left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \right)^m \quad (\text{I - 40})$$

avec θ la température adimensionnelle. a_1 et a_2 sont des constantes. $n(\theta)$ est le coefficient d'écrouissage fonction de la température adimensionnelle. $\bar{\epsilon}_p$ est une pré-déformation. Les coefficients de cette loi sont déterminés dans le chapitre "Comportement Mécanique du 42CrMo4".

• Enfin, la déformation en cisaillement s'écrit sous la forme suivante :

$$\dot{\gamma} = \frac{D\gamma}{D\bar{t}} = \frac{d\gamma}{d\bar{z}} \bar{V}_N \quad (\text{I - 41})$$

2.2.2.4 Equations adimensionnelles

Dans le but d'obtenir des équations adimensionnelles, nous introduisons les variables sans dimension :

$$\begin{aligned} z &= \frac{\tilde{z}}{\tilde{h}} & \theta &= \frac{\tilde{\theta}}{\tilde{\theta}_R} & t &= \tilde{t} \tilde{\gamma}_R & v_i &= \frac{\tilde{v}_i}{\tilde{V}_N} \quad (i = x \text{ ou } y) \\ \sigma_{xz} &= \frac{\tilde{\sigma}_{xz}}{\tilde{\tau}_R} & \sigma_{yz} &= \frac{\tilde{\sigma}_{yz}}{\tilde{\tau}_R} & \gamma_{xz} &= \frac{\tilde{\gamma}_{xz}}{\tilde{\gamma}_R} & \gamma_{yz} &= \frac{\tilde{\gamma}_{yz}}{\tilde{\gamma}_R} \end{aligned}$$

où \tilde{h} est l'épaisseur de la bande de cisaillement, $\tilde{\theta}_R$ la température absolue de la pièce avant la formation du copeau, \tilde{V}_N la vitesse normale, $\tilde{\gamma}_R$ une vitesse de déformation de référence, égale à la vitesse de déformation moyenne, définie par :

$$\tilde{\gamma}_R = \tilde{\gamma}_m = \frac{1}{\tilde{h}} \int_0^{\tilde{h}} \tilde{\gamma} \, d\tilde{z} = \frac{|\tilde{V}_{s1} - \tilde{V}_{s0}|}{\tilde{h}} \quad (\text{I - 42})$$

$\tilde{\tau}_R$ est une contrainte de cisaillement de référence, donnée par :

$$\tilde{\tau}_R = a_1 \quad (\text{I - 43})$$

Le coefficient a_1 provient de la loi de comportement choisie (I - 40).

Le système d'équations gouvernant notre problème est maintenant écrit sous forme adimensionnelle.

- Equations du mouvement :

$$\begin{cases} \frac{d\sigma_{xz}}{dz} = D\dot{\gamma}_{xz} \\ \frac{d\sigma_{yz}}{dz} = D\dot{\gamma}_{yz} \end{cases} \quad (\text{I - 44})$$

- Equations de comptabilité :

$$\begin{cases} \dot{\gamma}_{xz} = C \frac{dv_x}{dz} \\ \dot{\gamma}_{yz} = C \frac{dv_y}{dz} \end{cases} \quad (\text{I - 45})$$

- Loi d'écoulement plastique :

$$\begin{cases} \sigma_{xz} = \frac{\tau}{\dot{\gamma}} \dot{\gamma}_{xz} \\ \sigma_{yz} = \frac{\tau}{\dot{\gamma}} \dot{\gamma}_{yz} \end{cases} \quad (\text{I - 46})$$

- Vitesse de déformation en cisaillement :

$$\dot{\gamma} = C \frac{d\gamma}{dz} \quad (\text{I - 47})$$

- Comportement, contrainte et vitesses de déformation équivalentes, respectivement :

$$\tau = \left(1 - \frac{a_2}{a_1} \theta\right) (\dot{\gamma} + \dot{\gamma}_p)^{n(\theta)} \left(\frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_0}\right)^m \quad (\text{I - 48})$$

avec

$$\begin{cases} \tau = \sqrt{\sigma_{xz}^2 + \sigma_{yz}^2} \\ \dot{\gamma} = \sqrt{\dot{\gamma}_{xz}^2 + \dot{\gamma}_{yz}^2} \end{cases} \quad (\text{I - 49})$$

- Equation de la chaleur :

$$C \frac{d\theta}{dz} = B (\sigma_{xz} \dot{\gamma}_{xz} + \sigma_{yz} \dot{\gamma}_{yz}) + K \frac{d^2\theta}{dz^2} \quad (\text{I - 50})$$

Les nombres sans dimension B, C, D et K sont définis comme suit :

$$\begin{aligned} B &= \frac{\beta \tilde{\tau}_R}{\rho c \tilde{\theta}_R} & C &= \frac{\tilde{V}_N}{\tilde{\gamma}_R \tilde{h}} \\ D &= \frac{\rho \tilde{h} \tilde{V}_N \dot{\gamma}_R}{\tilde{\tau}_R} & K &= \frac{k}{\rho c \dot{\gamma}_R \tilde{h}^2} \end{aligned} \quad (\text{I - 51})$$

Les nombres B, D, K caractérisent respectivement la chaleur produite par la déformation plastique, les effets d'inertie et le phénomène de conduction. Le nombre C est simplement un facteur géométrique.

Compte tenu des vitesses de déformation importantes dans la bande de cisaillement, nous considérons, dans la suite, le processus de coupe comme adiabatique $k=0$ (ou $K=0$). Une résolution semi-analytique est alors possible.

L'inconnue du problème est le champ de vitesse v_x . Les relations (I - 44) à (I - 50) se combinent en donnant l'équation différentielle suivante :

$$\frac{dv_x}{dz} = \frac{\dot{\gamma}}{C \tau} \sigma_{xz} \quad (\text{I - 52})$$

$$\text{avec } \dot{\gamma} = \dot{\gamma}_0 \tau^{1/m} (\gamma + \gamma_p)^{-n(\theta)/m} \left(1 - \frac{a_2}{a_1} \theta\right)^{-1/m},$$

$$\tau = \sqrt{\sigma_{xz}^2 + \sigma_{yz}^2},$$

$$\begin{cases} \sigma_{xz} = DCv_x + c_1 \\ \sigma_{yz} = c_3 \sigma_{xz} \end{cases},$$

c_1 et c_3 sont deux constantes.

Le développement aboutissant à la relation (I - 52) est détaillé en annexe B.

Les conditions aux limites sont données par les relations (I - 23) à (I - 26) :

$$\begin{cases} v_x(z=0) = v_x^0 \\ v_x(z=1) = v_x^1 \end{cases} \text{ et } \begin{cases} v_y(z=0) = v_y^0 \\ v_y(z=1) = v_y^1 \end{cases} \quad (\text{I - 53})$$

La solution de l'équation différentielle a été obtenue par une méthode de Runge-Kutta d'ordre 4. La constante c_1 est déterminée par itération successive afin de vérifier les conditions aux limites.

2.2.3 Détermination des efforts

On isole le copeau à partir de la sortie de la bande ($\tilde{z} = \tilde{h}$ ou $z=1$). L'écoulement étant stationnaire et le copeau se déplaçant comme un bloc rigide (pas de gradient de

vitesse dans le copeau), le théorème de la résultante dynamique appliqué au copeau se réduit à :

$$\vec{R}'(\text{matière / copeau}) + \vec{R}(\text{outil / copeau}) = \vec{0} \quad (\text{I} - 54)$$

\vec{R}' est la résultante des efforts exercés par la matière sur le copeau au niveau $z=1$. \vec{R} est la résultante des efforts exercés par l'outil sur le copeau.

On décompose les résultantes \vec{R} et \vec{R}' de la manière suivante :

$$\begin{cases} N_c = \vec{R} \cdot \vec{x}_c \\ \vec{F}_c = \vec{R} - N_c \vec{x}_c \end{cases} \quad \text{et} \quad \begin{cases} N_s = \vec{R}' \cdot \vec{z}_{\phi_n} \\ \vec{F}_s = \vec{R}' - N_s \vec{z}_{\phi_n} \end{cases} \quad (\text{I} - 55)$$

avec \vec{x}_c est la normale au plan de coupe et \vec{z}_{ϕ_n} est la normale au plan de cisaillement.

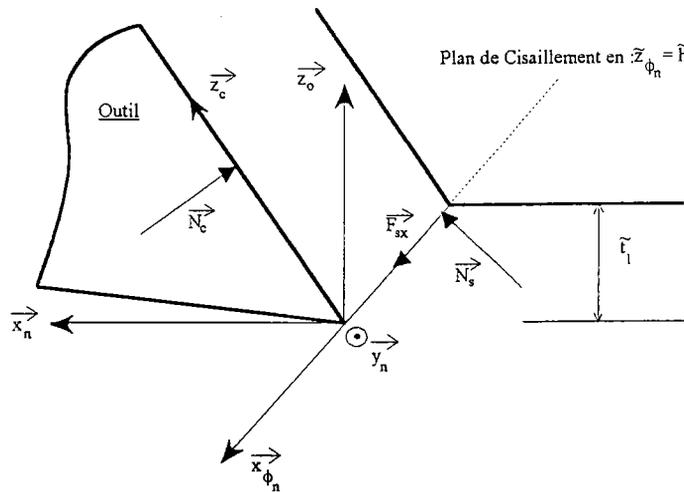


Figure I. 15 - Diagramme des efforts \vec{N}_s et \vec{N}_c dans le plan normal. Le copeau est isolé après la bande de cisaillement ($\tilde{z} = \tilde{h}$). Il existe deux composantes dans le plan de cisaillement : \vec{F}_{sx} et \vec{F}_{sy} (non visible sur la figure). Dans le plan de la face de coupe, on suppose l'effort \vec{F}_c , non représenté, colinéaire à \vec{V}_c .

N_s est l'effort normal au plan de cisaillement (figure I. 15). \vec{F}_s est l'effort de cisaillement à la sortie de la bande, est déterminé par les contraintes de cisaillement à la sortie de la bande obtenues à l'aide de la solution de l'équation différentielle (I - 52) :

$$\begin{aligned}
 \bar{F}_s &= \frac{\tilde{t} \tilde{b}}{\sin \phi_n \cos \lambda_s} (\tilde{\sigma}_{xz} \bar{x}_{\phi_n} + \tilde{\sigma}_{yz} \bar{y}_n) \\
 &= F_{sx} \bar{x}_{\phi_n} + F_{sy} \bar{y}_n \\
 &= \bar{F}_{sx} + \bar{F}_{sy}
 \end{aligned} \tag{I - 56}$$

avec

$$\begin{cases} F_{sx} = \frac{\tilde{t} \tilde{b}}{\sin \phi_n \cos \lambda_s} \tilde{\sigma}_{xz} \\ F_{sy} = \frac{\tilde{t} \tilde{b}}{\sin \phi_n \cos \lambda_s} \tilde{\sigma}_{yz} \end{cases} \tag{I - 57}$$

N_C est l'effort normal à la face de coupe (figure I. 15). L'effort dans la face de coupe \bar{F}_C est supposé colinéaire à la vitesse d'écoulement du copeau $\bar{V}_C = V_C \bar{z}_e$ et par conséquent on pose : $\bar{F}_C = F_C \bar{z}_e$. A partir du rapport des efforts F_C et N_C , on calcule le coefficient moyen de frottement sur la face de coupe :

$$\lambda_f = \tan^{-1} \left(\frac{F_C}{N_C} \right) \tag{I - 58}$$

La force F_C est déterminée par les calculs dans la bande de cisaillement, il reste alors quatre inconnues N_s , N_c , F_c et η_c . La relation (I - 54) écrite dans la base $(\bar{x}_c, \bar{y}_e, \bar{z}_e)$ et la loi de frottement (I - 58) donnent :

$$\begin{cases} N_s = \frac{F_{sx} [\cos(\phi_n - \alpha_n) \tan \lambda_f + \sin(\phi_n - \alpha_n) \cos \eta_c] + F_{sy} \sin \eta_c}{\cos(\phi_n - \alpha_n) \cos \eta_c - \sin(\phi_n - \alpha_n) \tan \lambda_f} \\ N_c = F_{sx} \cos(\phi_n - \alpha_n) + N_s \sin(\phi_n - \alpha_n) \\ F_c = N_c \tan \lambda_f \end{cases} \tag{I - 59}$$

et une équation implicite qui permet de déterminer η_c :

$$\begin{aligned}
 &\sin \eta_c \cos \eta_c [\cos \alpha_n - \sin(\phi_n - \alpha_n) \sin \phi_n] \tan \lambda_f \\
 &+ \cos^2 \eta_c \sin(\phi_n - \alpha_n) \cos(\phi_n - \alpha_n) \tan \lambda_s \tan \lambda_f \\
 &+ \sin \eta_c \cos(\phi_n - \alpha_n) \sin \phi_n - \cos \eta_c \cos^2(\phi_n - \alpha_n) \tan \lambda_s = 0
 \end{aligned} \tag{I - 60}$$

L'angle d'écoulement du copeau est fonction d'une part de la géométrie de l'outil (α_n et λ_s) et d'autre part des propriétés thermomécanique du processus (angle de frottement et angle de cisaillement).

L'angle de cisaillement normal est calculé par la loi de type Zvorykin [30] :

$$\phi_n = C' + \left(\frac{\alpha_n - \lambda_f}{2} \right) \quad (\text{I - 61})$$

où C' est une constante empirique déterminée par l'expérience.

La décomposition de la résultante \vec{R}' dans la base $(\vec{x}_0, \vec{y}_0, \vec{z}_0)$ donne l'efforts de coupe F_p , l'effort d'avance F_Q et l'effort de réaction F_R :

$$\begin{aligned} \vec{R}' &= F_p \vec{x}_0 + F_R \vec{y}_0 + F_Q \vec{z}_0 \\ \text{avec } \begin{cases} F_p = F_{sx} \cos \phi_n \cos \lambda_s - F_{sy} \sin \lambda_s + N_s \sin \phi_n \cos \lambda_s \\ F_Q = -F_{sx} \sin \phi_n + N_s \cos \phi_n \\ F_R = F_{sx} \cos \phi_n \sin \lambda_s + F_{sy} \cos \lambda_s + N_s \sin \phi_n \sin \lambda_s \end{cases} \end{aligned} \quad (\text{I - 62})$$

Les efforts sur l'outil ont pour résultante $-\vec{R} = \vec{R}'$.

CHAPITRE II

Applications au chariotage et au surfaçage

Nous appliquons maintenant le modèle de la bande de cisaillement généralisé à la coupe oblique pour déterminer les efforts de coupe en chariotage et en surfacage. Nous avons montré que le modèle nécessite la connaissance de deux lois : (1) la loi de comportement du matériau usiné, (2) la loi de frottement à l'interface outil-copeau.

L'acier choisi pour valider le modèle est le 42CrMo4, fourni par le Centre de Recherches des Aciers Spéciaux d'ASCOMETAL (groupe USINOR). Deux nuances nous ont été proposées (une nuance classique "U" et une nuance dite de meilleure usinabilité "SVA") dans le cadre d'un contrat pour expliquer la différence entre les deux matériaux. Dans le chapitre III, nous développerons le comportement mécanique de ces deux nuances, alors que dans ce chapitre, nous verrons une différence entre le U et le SVA au niveau du frottement à l'interface outil copeau.

Dans la première partie, nous présentons les essais. En premier, nous avons effectué des essais de coupe orthogonale sur les deux nuances de l'acier 42CrMo4 (U et SVA), puis des essais de chariotage sur la nuance U et enfin sur la nuance SVA pour les essais de fraisage.

Dans la deuxième partie, nous déterminons à partir des essais de coupe orthogonale, l'angle de cisaillement ϕ et nous comparons les résultats expérimentaux en efforts à ceux déterminés par le modèle avec deux lois de comportement.

Dans la partie suivante, nous introduisons la notion d'arête équivalente qui prend en compte les deux arêtes de l'outil en contact avec la matière et le rayon de bec de l'outil.

Enfin dans les dernières parties, nous développons l'approche choisie pour l'arête équivalente et notre modèle de coupe oblique pour l'application au chariotage puis au fraisage de face.

1. LES ESSAIS

Les essais de tournage ont été réalisés au CREAS (Volf [31]) sur un tour à commande numérique pour effectuer des opérations de chariotage sur une billette en 42CrMo4 U et de dressage sur le 42CrMo4 U et SVA. Nous nous plaçons en régime établi. Ainsi,

l'évolution des efforts au début de l'usinage n'est pas prise en compte lors de la mesure des efforts moyens. L'acquisition des efforts est réalisée grâce à des capteurs piézo-électriques (platine 3D KISTLER) sur laquelle est fixée l'outil. La table des efforts transmet les informations à un ordinateur qui traite et sauvegarde les données.

Les essais de fraisage ont été réalisés à l'Ecole Centrale de Nantes sur un centre d'usinage à commande numérique (CINCINNATI SABRE 500).

1.1 Les essais de coupe orthogonale

La pièce usinée est un cylindre de rayon extérieur R , alésé sur une longueur l . Cette partie alésée correspond à un tube d'épaisseur b (figure II. 1). L'outil placé sur la tourelle porte-outils se déplace en translation suivant l'axe du cylindre de manière à usiner la base du tube et à réduire la longueur l de celui-ci. On obtient ainsi une bonne approximation de la coupe orthogonale si $b \ll R$ et si l'arête de coupe est dans un plan horizontal contenant l'axe de la pièce (au niveau de l'arête, la direction de coupe est verticale).

Dans les tableaux 1, 2 et 3, nous donnons les caractéristiques de l'outil et les résultats des essais réalisés sur le 42CrMo4 U et sur le 42CrMo4 SVA.

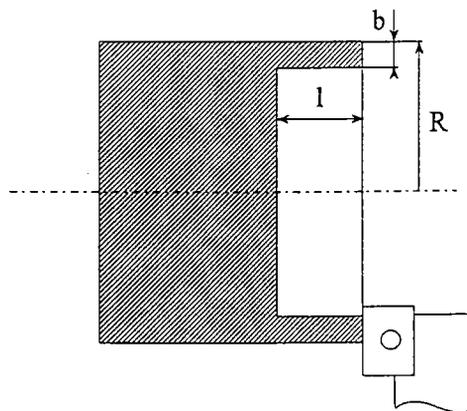


Figure II. 1 - Représentation schématique du dressage de la base d'une pièce cylindrique alésée sur une longueur l .

Caractéristiques de l'outil :				Diamètre de la pièce :
Plaquette	non revêtue	TPGN 16 03 04 P10		
Angle de coupe : $\alpha=6^\circ$	Angle d'inclinaison : $\lambda_s=0^\circ$	Angle de dépouille : $\gamma=11^\circ$	Angle de direction d'arête de l'outil : $\kappa_r=90^\circ$	$\varnothing=98$ mm

Tableau 1 : Caractéristiques de l'outil et de la pièce usinée.

Vitesse de coupe V (m/min)	Avance f (mm/tr)	Largeur de coupe b (mm)	Efforts de coupe et d' avance		Epaisseur du copeau t_2 (mm)	Angle de frottement λ_f (en °)
			F_P (N.)	F_Q (N.)		
100	0.2	2	961.39	535.26	0.430	35
150	0.2	2	960.69	485.7	0.400	31
200	0.2	2	932.13	486.37	0.388	31
200	0.1	2	532.08	367.6	0.21	38
200	0.3	2	1225	486.3	0.54	26

Tableau 2 : Conditions de coupe lors des essais sur le tube sur le 42CrMo4 U, et résultats des efforts de coupe.

Vitesse de coupe V (m/min)	Avance f (mm/tr)	Largeur de coupe b (mm)	Efforts de coupe et d' avance		Epaisseur du copeau t_2 (mm)	Angle de frottement λ_f (en °)
			F_P (N.)	F_Q (N.)		
100	0.2	2	923.01	427.05	0.38	31
150	0.2	2	846.02	348.95	0.36	28
200	0.2	2	833.64	332.34	0.34	27
200	0.1	2	489.92	274.99	0.2	35
200	0.3	2	1173	387.68	0.5	24

* Tableau 3 : Conditions de coupe lors des essais sur le tube sur le 42CrMo4 SVA, et résultats des efforts de coupe.

Les épaisseurs des copeaux ont été mesurées et l'angle de frottement moyen calculé à partir des efforts de coupe F_P et F_Q . En considérant le diagramme des efforts, figure I. 6, nous avons :

$$\lambda_f = \tan^{-1}\left(\frac{F_Q}{F_p}\right) + \alpha_n \quad (\text{II} - 1)$$

1.2 Les essais de chariotage

Nous avons utilisé des plaquettes triangulaires sans brise-copeaux TPGN 16 03 04 et TPGN 16 03 08 P10 non revêtues associées au porte plaquette CTGPL 25 25 M16 ($\lambda_s=0^\circ$, $\alpha_n=6^\circ$ et $\kappa_r=91^\circ$). Pour chaque essai, une nouvelle arête de la plaquette est utilisée.

Dans les tableaux 4 et 5, nous donnons les résultats des efforts moyens mesurés suivant les trois axes (figure II. 2) de la table KISTLER, pour différentes conditions de coupe.

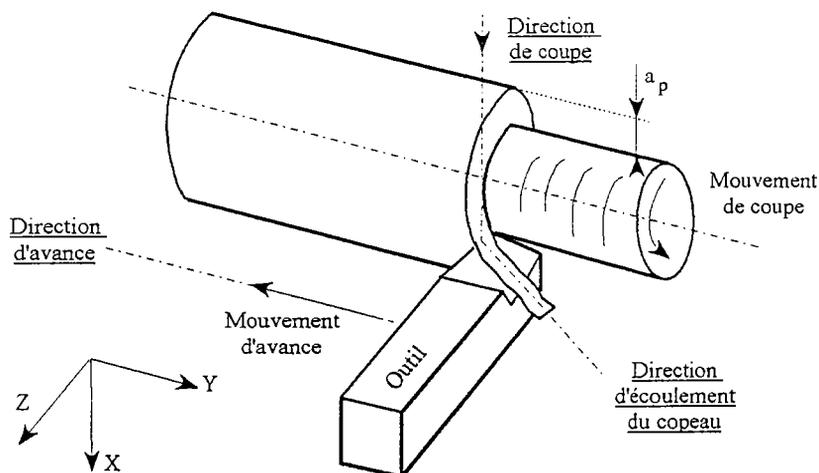


Figure II. 2 - Opération de chariotage. Le trièdre rectangle XYZ est lié à la table de mesure, X est la direction verticale, Y la direction d'avance et Z la direction radiale.

a_p (mm)	$r_\epsilon=0.4$ mm			$r_\epsilon=0.8$ mm		
	F_x (N)	F_y (N)	F_z (N)	F_x (N)	F_y (N)	F_z (N)
1	509.3	214.62	193.38	490.16	205.54	311.62
1	500.62	203.	181.2	458.94	200.6	354.06
2	940.88	384.3	211.08	931.42	432.28	329.8
2	944.22	405.2	206.88	955.8	478.98	373.72
3	1395.28	612.96	316.12	1385.88	653.88	426.16
3	1358.44	577.46	307.88	1370.52	669.84	364.42

Tableau 4 : Valeurs des efforts de coupe en fonction de la profondeur de passe sur le 42CrMo4 U. Les paramètres de coupe sont : $V=200$ m/min et $f=0.2$ mm/tr, $r_\epsilon=0.4$ mm et $r_\epsilon=0.8$ mm.

V (m/min)	F_x (N)	F_y (N)	F_z (N)
100	1006.82	486.42	210.08
100	994.22	487.36	167.82
150	941.7	423.7	174.
150	938.42	423.4	175.82
200	940.88	384.3	211.08
200	944.22	405.2	206.88
250	958.8	397.94	341.48
250	936.44	388.16	273.4

Tableau 5 : Valeurs des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe sur l'acier 42CrMo4 U. Les paramètres de coupe sont :

$$a_p = 2 \text{ mm et } f = 0.2 \text{ mm/tr, } r_e = 0.4 \text{ mm.}$$

1.3 Les essais de fraisage

La pièce usinée est un bloc parallélépipédique de dimensions 150x80x40 mm. L'acquisition des efforts est réalisée grâce à des capteurs piézo-électriques (platine 3D KISTLER) sur laquelle est fixé la pièce. La table des efforts transmet les informations à un ordinateur qui traite et sauvegarde les données. Le temps d'acquisition de chaque essai est de 4 secondes. La platine envoie 1000 points / sec pour chaque axe.

Nous avons utilisé les plaquettes carrées sans brise-copeaux SNUN 12 04 12 K20 non revêtues montées sur une fraise SKF de diamètre 101.45 mm ($R=50.72$ mm). La géométrie de l'outil est $\alpha_p = -6^\circ$, $\alpha_f = -6^\circ$ et $\kappa_r = 88^\circ$. Pour chaque essai, nous avons changé d'arête afin de ne pas faire intervenir l'usure de l'outil.

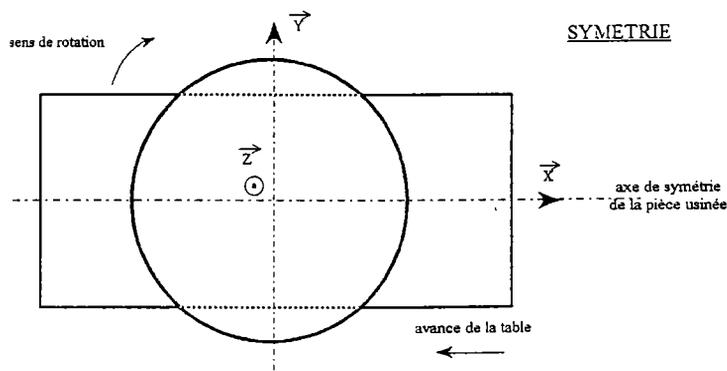
Dans le tableau 6, nous présentons les trois paramètres du plan d'expérience étudié : la vitesse de coupe V , l'avance par tour et par dent f_z et le sens de travail (symétrique, concordance ou avalant). L'engagement axial est fixé à 1 mm ($a_1 = 1$ mm). Et enfin, les essais ont été effectués sur une fraise monodent.

V (m/min)	f_z (mm/tr)	N (tr/min)	V_f (m/min)	Sens de Travail
100	0.2	314	62.8	symétrie
67	0.13	209	27.9	"
150	0.13	471	62.8	"
67	0.3	209	62.8	"
150	0.3	471	141	"
100	0.2	314	62.8	concordance
67	0.13	209	27.9	"
150	0.13	471	62.8	"
67	0.3	209	62.8	"
150	0.3	471	141	"
100	0.2	314	62.8	opposition
67	0.13	209	27.9	"
150	0.13	471	62.8	"
67	0.3	209	62.8	"
150	0.3	471	141	"

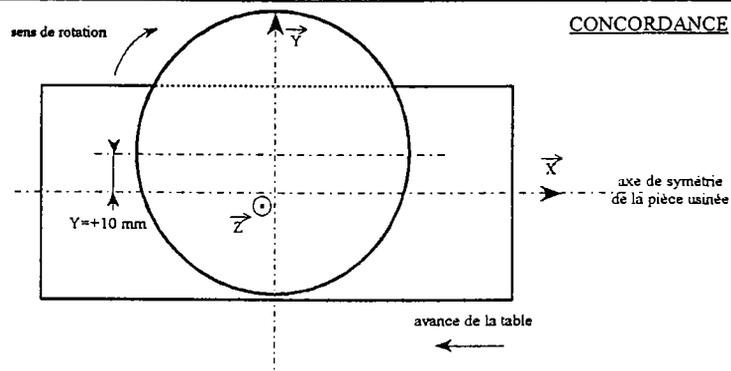
Tableau 6 : Valeurs des conditions de coupe ($a_a=1$ mm) pour l'acier 42CrMo4 SVA pour une fraise monodent ($N_z=1$) avec pour géométrie de l'outil :

$$\alpha_p = -6^\circ, \alpha_f = -6^\circ, \kappa_r = 88^\circ \text{ et } r_g = 12 \text{ mm.}$$

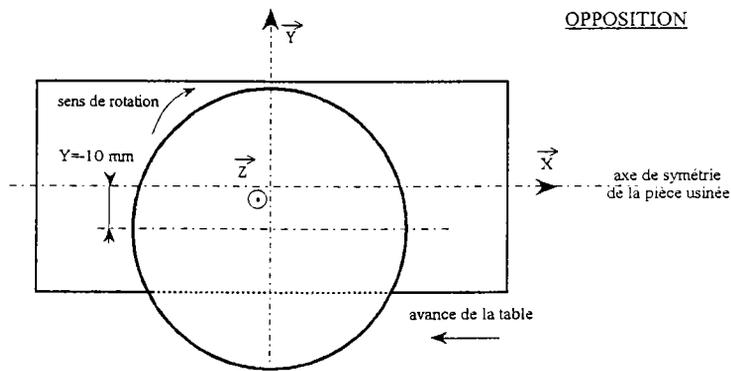
Sur les figures II. 3 (a, b et c), nous représentons les trois sens de travail utilisés. Le sens de travail en concordance a été réalisé en décalant la fraise de l'axe de la pièce d'une longueur de 10 mm ($Y=+10$ mm). De même, pour le travail en opposition, la fraise a été décalé de -10 mm par rapport à l'axe de la pièce ($Y=-10$ mm).



(a)



(b)



(c)

Figure II. 3 - Les trois sens de travail en fraisage : symétrie (a), concordance (b) et opposition (c).

2. COUPE ORTHOGONALE - COMPARAISON AVEC LES ESSAIS

2.1 Détermination de l'angle de cisaillement normal

Brown et Armarego [32] ont montré grâce à leurs résultats expérimentaux que l'angle de cisaillement normal ϕ_n est, pour des conditions de coupe données (V , α_n , t_f), indépendant de l'inclinaison d'arête λ_s . Dans la suite, nous calculons l'angle ϕ_n avec la loi Zvorykin [30] :

$$\phi_n = C' + \frac{\alpha_n - \lambda_f}{2} \quad (\text{II} - 2)$$

déterminé par des essais de coupe orthogonale ($\alpha=\alpha_n$). C' est une constante. λ_f correspond à l'angle moyen de frottement, il est lui aussi déterminé à partir des résultats expérimentaux en coupe orthogonale (relation II - 1). L'angle de cisaillement $\phi_n=\phi$, $\alpha=\alpha_n$ est obtenu par la relation géométrique :

$$\phi = \tan^{-1} \left(\frac{t_1 \cos \alpha_n}{t_2 - t_1 \sin \alpha_n} \right) \quad (\text{II} - 3)$$

t_1 est l'épaisseur du copeau non déformé ou avance, t_2 est l'épaisseur du copeau. La figure II. 4 montre les angles ϕ calculés grâce à la relation précédente pour différentes valeurs de ($\lambda_f - \alpha_n$). A partir de ces angles ϕ calculés, nous en déduisons les valeurs de la constante C' de la loi Zvorykin. Cette constante est identique pour les deux nuances.

Nuances	C'
U	41.5
SVA	41.5

$$\phi_n = \frac{83 + \alpha_n - \lambda_f}{2} \quad (\text{II} - 4)$$

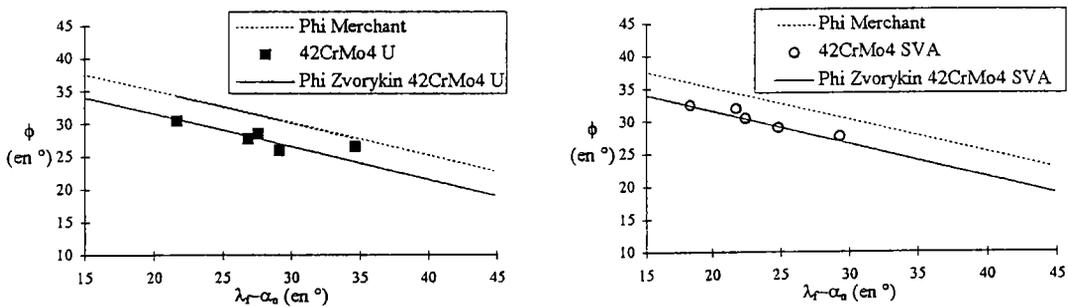


Figure II. 4 - Variation de l'angle de cisaillement ϕ_n en fonction de ($\lambda_f - \alpha_n$) pour les deux nuances 42CrMo4 U et SVA. L'angle de cisaillement normal est proche de celui de Merchant.

2.2 Résultats

Le comportement des matériaux a été identifié et modélisé (voir chapitre III). Pour la nuance U, deux modèles thermoviscoplastiques ont été proposés : loi de Johnson-Cook et loi puissance. Pour la nuance SVA, seule la loi puissance a été utilisée pour la modélisation du comportement. Les coefficients de frottement choisis pour les calculs des efforts sont respectivement : $\lambda_f=31^\circ$ pour la nuance U et $\lambda_f=27.7^\circ$ pour la nuance SVA. L'épaisseur h de la bande de cisaillement est prise égale à $h=50 \mu\text{m}$.

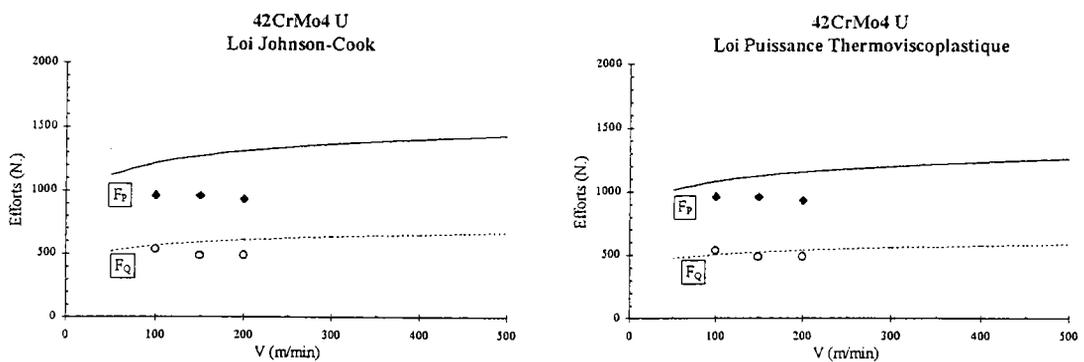


Figure II. 5 - Efforts de coupe (F_P) et d'avance (F_Q), expérimentaux et résultats du modèle, en fonction de la vitesse de coupe. Les paramètres ont les valeurs suivantes :

$$\alpha_n=6^\circ, t_1=0.2 \text{ mm (ou } f=0.2 \text{ mm/tr)}, \lambda_f=31^\circ \text{ et } h=50 \mu\text{m}.$$

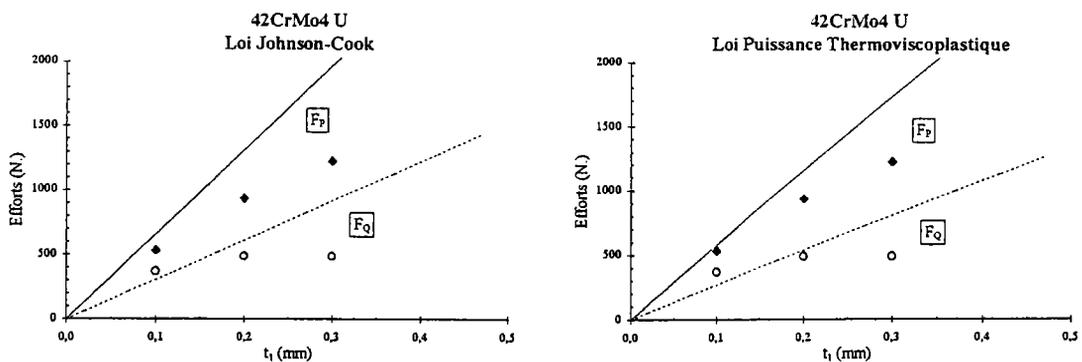


Figure II. 6 - Efforts de coupe (F_P) et d'avance (F_Q), expérimentaux et résultats du modèle, en fonction de l'avance t_1 (ou f). Les paramètres ont les valeurs suivantes :

$$\alpha_n=6^\circ, V=200 \text{ m/min}, \lambda_f=31^\circ \text{ et } h=50 \mu\text{m}.$$

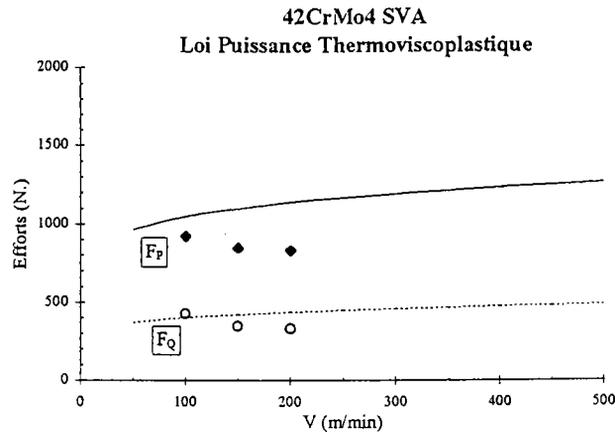


Figure II. 7 - Efforts de coupe (F_p) et d'avance (F_q), expérimentaux et résultats du modèle, en fonction de la vitesse de coupe. Les paramètres ont les valeurs suivantes :

$$\alpha_n = 6^\circ, t_1 = 0.2 \text{ mm (ou } f = 0.2 \text{ mm/tr)}, \lambda_f = 27^\circ \text{ et } h = 50 \text{ }\mu\text{m.}$$

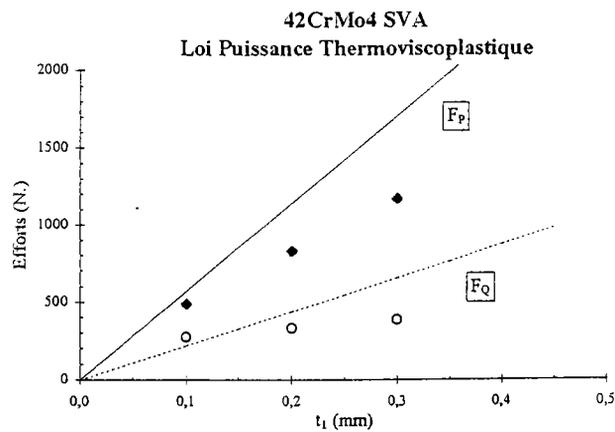


Figure II. 8 - Efforts de coupe (F_p) et d'avance (F_q), expérimentaux et résultats du modèle, en fonction de l'avance t_1 (ou f). Les paramètres ont les valeurs suivantes :

$$\alpha_n = 6^\circ, V = 200 \text{ m/min}, \lambda_f = 27^\circ \text{ et } h = 50 \text{ }\mu\text{m.}$$

Il est à noter qu'une bonne connaissance (1) du comportement thermo-mécanique du matériau et (2) du frottement à l'interface outil-copeau est essentielle pour pouvoir simuler correctement la coupe et trouver les efforts en bon accord avec l'expérience. Dans notre modélisation, nous avons surtout travaillé sur l'influence du comportement, nous obtenons des résultats qui permettent d'approcher ceux de l'expérience. La différence observée est due à la modélisation du frottement qui reste ici élémentaire (loi de Coulomb avec un coefficient moyen de frottement constant). La loi puissance semble donner de meilleurs résultats que celle de Johnson-Cook. Ainsi nous la conservons dans la suite de notre travail.

3. PRINCIPE DE L'ARETE EQUIVALENTE

Jusqu'à présent, nous avons étudié les efforts de coupe sur un outil comportant une seule arête de coupe. En réalité, dans les processus industriels de chariotage et de surfacage, deux arêtes sont en contact avec la matière, et raccordées par un arc de cercle appelé bec de l'outil et défini par un rayon r_ϵ (en annexe C on définit la géométrie d'un outil de tournage et de fraisage).

Colwell [33], Young et al. [34], Wang & Mathew [35] et Arsecularatne et al. [36] ont développé le concept d'arête équivalente. Cette arête équivalente est définie géométriquement ou mécaniquement. Colwell [33] propose de joindre tout simplement les deux points extrêmes en contact avec la matière, puis il suppose que la direction d'écoulement est perpendiculaire à cette arête équivalente (figure II. 9).

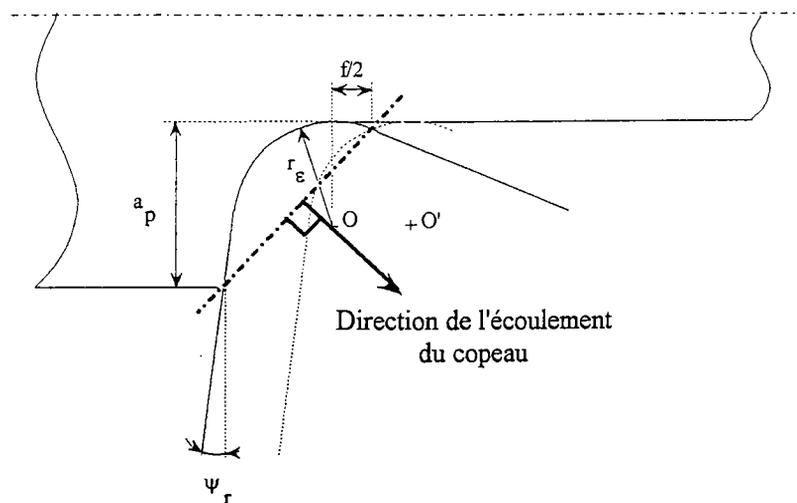


Figure II. 9 - Principe de l'arête équivalente d'après la méthode de Colwell [33].

L'approche de l'équipe d'Oxley [34, 35 et 36] est plus complexe. Ils décomposent la section du copeau en éléments infinitésimaux ; pour chaque élément, la force de frottement est calculée, en la supposant colinéaire à la direction locale d'écoulement. Ils effectuent enfin

une sommation sur toute la section du copeau pour trouver la résultante de frottement et la direction d'écoulement associée.

Notre approche pour l'arête équivalente est géométrique, nous utilisons la démarche de Colwell. L'arête équivalente est dans le cas général, une arête oblique et la direction d'écoulement est déterminée comme nous l'avons montré précédemment. Pour modéliser une opération de chariotage et de surfacage, nous définissons les paramètres équivalents associés à l'arête équivalente désignés par le symbole * :

- t_1^* avance équivalente ou profondeur de coupe équivalente,
- b^* largeur de coupe équivalente,
- α_n^* angle de coupe normal équivalent,
- λ_s^* angle d'inclinaison de l'arête équivalente,
- η_c^* angle d'écoulement du copeau par rapport à l'arête équivalente.

4. APPLICATION AU CHARIOTAGE

4.1 Calcul de l'arête équivalente

Nous définissons en annexe D, le système de plans associés à l'arête équivalente et permettant de déterminer les paramètres de position géométriques. Sur la figure II. 10, nous représentons simplement la projection de l'arête équivalente dans le plan de référence P_c (annexe C). Cette projection fait un angle η_0 par rapport à la trace du plan d'arête de coupe P_s . Cet angle η_0 est aussi l'angle entre les deux plans P_s et P_s^* . Dans le plan de la face de coupe, l'arête équivalente est repérée par l'angle η_0' par rapport à l'arête de coupe principale. Cet angle a pour expression :

$$\eta_0' = \cos^{-1} \left(\frac{\frac{1}{\cos \lambda_s} - \tan \lambda_s \tan \alpha_n \tan \eta_0}{\sqrt{\left(\tan \lambda_s - \frac{\tan \alpha_n \tan \eta_0}{\cos \lambda_s} \right)^2 + \left(\frac{1}{\cos \eta_0} \right)^2}} \right) \quad (\text{II} - 5)$$

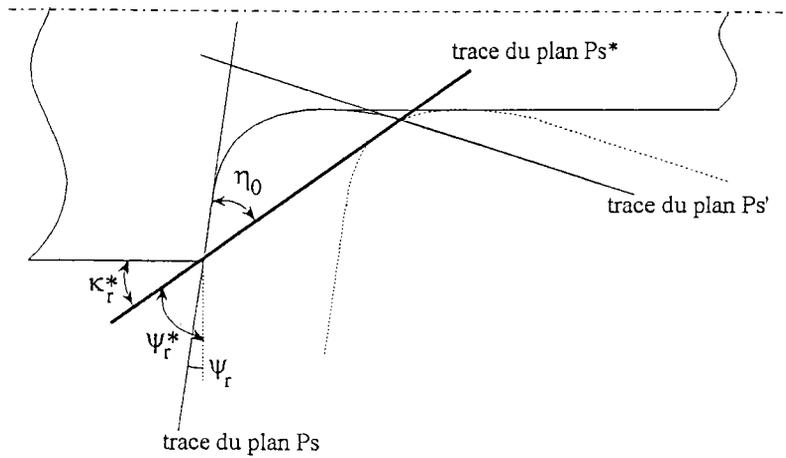


Figure II. 10 - Projection de l'arête équivalente dans le plan de référence P_r . La trace du plan P_s^* est repérée par l'angle η_0 .

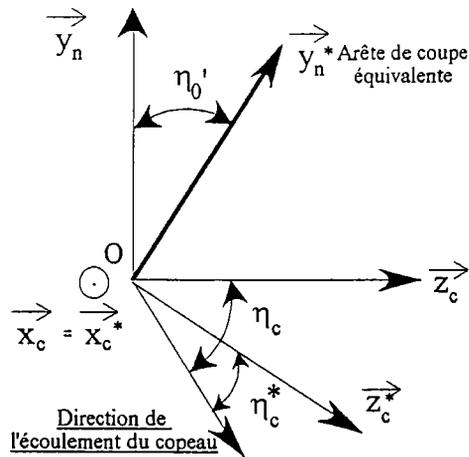


Figure II. 11 - Représentation de l'arête équivalente et de la direction de l'écoulement du copeau dans le plan de la face de coupe (cf. annexe D). L'arête fictive est repérée par l'angle η_0' par rapport à l'arête réelle (repérée par l'axe \bar{y}_n). L'arête de coupe équivalente est repérée par l'axe \bar{y}_n^* .

η_0 est l'angle entre les plans P_s et P_s^* (figure II. 10),

- si $\psi_r < 0$, l'angle η_0 vaut :

$$\eta_0 = \frac{\pi}{2} + \psi_r - \tan^{-1} \left(\frac{\sqrt{r_\varepsilon^2 - \left(\frac{f}{2}\right)^2} + a_p - r_\varepsilon}{\frac{f}{2} + r_\varepsilon \sin \psi_r - \tan \psi_r (a_p - r_\varepsilon (1 + \sin \psi_r))} \right) \quad (\text{II} - 6)$$

- dans le cas contraire si $\psi_r > 0$ il est donné par la relation suivante :

$$\eta_0 = \frac{\pi}{2} - \psi_r - \tan^{-1} \left(\frac{\sqrt{r_\varepsilon^2 - \left(\frac{f}{2}\right)^2} + a_p - r_\varepsilon}{\frac{f}{2} + r_\varepsilon \sin \psi_r + \sin \psi_r (a_p - r_\varepsilon (1 - \sin \psi_r))} \right) \quad (\text{II} - 7)$$

La figure II. 10 nous permet d'écrire que :

$$\psi_r^* = \eta_0 + \psi_r \quad (\text{II} - 8)$$

La géométrie associée à l'arête équivalente est décrite par les angles suivants : α_n^* et λ_s^* . Ils ont pour expression (le calcul est développé en annexe D) [36] :

$$\alpha_n^* = \sin^{-1} \left(\frac{\frac{\sin \lambda_s}{\cos \eta_0'} - \sin \lambda_s^*}{\tan \eta_0' \cos \lambda_s^*} \right) \quad (\text{II} - 9)$$

et

$$\lambda_s^* = \sin^{-1} (\cos \eta_0' \sin \lambda_s - \sin \eta_0' \sin \alpha_n \cos \lambda_s) \quad (\text{II} - 10)$$

L'angle d'écoulement du copeau η_c , mesuré entre la normale à l'arête de coupe principale et la direction d'écoulement du copeau dans la face de coupe, est alors donné par la relation (figure II. 11) :

$$\eta_c = \eta'_0 + \eta_c^* \quad (\text{II} - 11)$$

où η_c^* est l'angle d'écoulement associé à l'arête équivalente (oblique dans le cas général) et calculé par la résolution implicite, relation (I - 60) déterminée lors de l'étude de la coupe oblique.

La figure II. 12 nous permet de déterminer les conditions équivalentes de coupe t_1^* et b^* :

$$\begin{cases} b^* = \frac{a_p}{\cos \psi_r^*} \\ t_1^* = f \cos \psi_r^* \end{cases} \quad (\text{II} - 12)$$

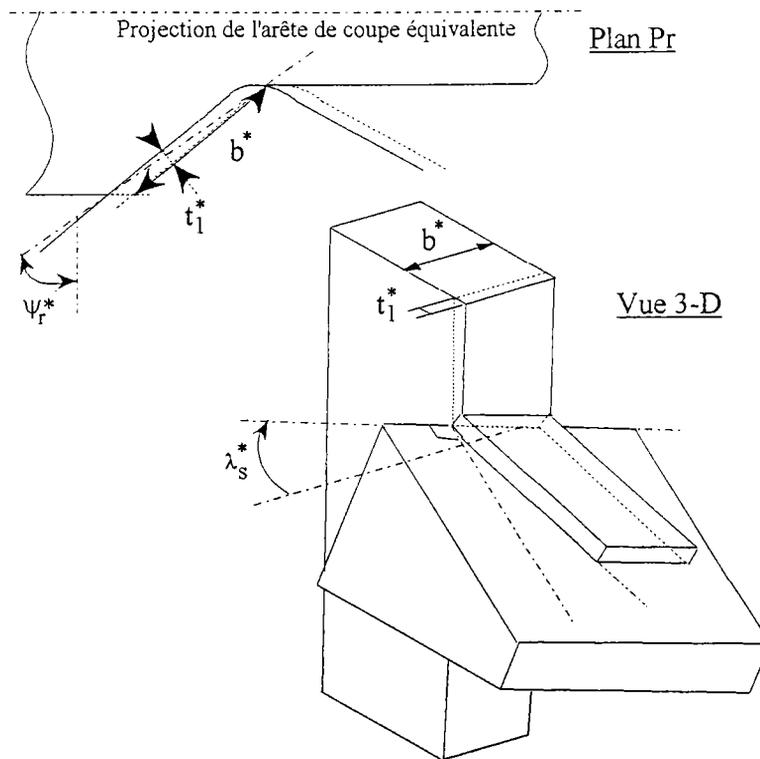


Figure II. 12 - Le modèle de la coupe oblique appliqué au chariotage pour des conditions de coupe équivalentes (le trait épais montre la projection de l'arête équivalente sur le plan P_r).

4.2 Calcul des efforts

Les efforts appliqués sur l'outil sont déterminés à partir du modèle de la coupe oblique qui donne les efforts de coupe F_p , d'avance F_Q et de réaction F_R . Il est alors

nécessaire de projeter ces efforts suivant les axes de la machine-outil $(\bar{X}, \bar{Y}, \bar{Z})$ qui sont visualisés sur la figure II. 13.

La résultante des efforts agissant sur l'outil s'écrit dans le repère $(\bar{X}, \bar{Y}, \bar{Z})$:

$$\begin{aligned} \bar{R} &= F_X \bar{X} + F_Y \bar{Y} + F_Z \bar{Z} \\ \text{avec } \begin{cases} F_X = F_P \\ F_Y = F_Q \cos \psi_r^* + F_R \sin \psi_r^* \\ F_Z = F_Q \sin \psi_r^* - F_R \cos \psi_r^* \end{cases} \end{aligned} \quad (\text{II - 13})$$

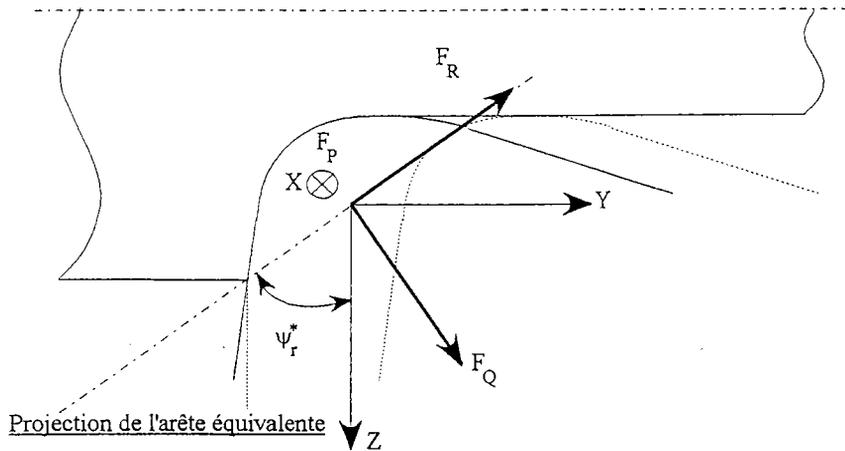


Figure II. 13 - Projection des efforts, déterminés par le modèle de la coupe oblique, sur l'axe de la table à mesurer les efforts.

4.3 Résultats et discussion

Nous avons effectué des essais de chariotage (voir § 1.2 de ce chapitre) avec différentes profondeurs de passe a_p et des plaquettes ayant un rayon de bec r_s égal à 0.4 mm puis égal à 0.8 mm. Les autres conditions géométriques et cinématiques sont :

$$\lambda_s = 0^\circ, \alpha_n = 6^\circ, \kappa_r = 91^\circ \text{ et } f = 0.2 \text{ mm/tr}$$

Pour chaque essai, nous définissons l'arête équivalente, c'est à dire l'angle d'inclinaison d'arête λ_s^* , l'angle de coupe normal α_n^* , l'angle de direction complémentaire de l'outil ψ_r^* , l'avance équivalente t_1^* et enfin la largeur de coupe b^* (tableau 7).

r_s (mm)	a_p (mm)	λ_s^* (en °)	α_n^* (en °)	ψ_r^* (en °)	t_1^* (mm)	b^* (mm)
0.4	1	-2.85	5.27	27.34	0.17	1.125
0.4	2	-1.65	5.77	14.87	0.19	2.07
0.4	3	-1.18	5.88	10.34	0.19	3.05
0.8	1	-4.12	4.36	42.28	0.147	1.35
0.8	2	-2.62	5.4	24.8	0.18	2.2
0.8	3	-1.9	5.7	17.4	17.4	3.14

Tableau 7 : Valeurs des conditions de coupe équivalentes, en fonction de la profondeur de passe a_p et du rayon de bec r_s , pour une géométrie de l'outil égale à : $\lambda_s=0^\circ$, $\alpha_n=6^\circ$ et $\kappa_r=91^\circ$ et $f=0.2$ mm/tr

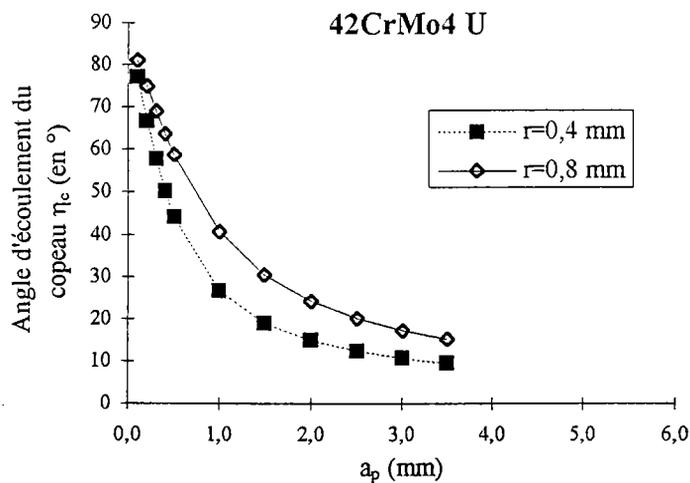


Figure II. 14 - Angle d'écoulement calculé pour deux rayons de bec ($r_s=0.4$ et 0.8 mm) en fonction de a_p .

La figure II. 14 montre l'évolution de l'angle d'écoulement η_c du copeau en fonction de la profondeur de passe a_p (les autres paramètres étant fixés), pour deux rayons de bec r_s . Pour un rayon de bec donné, l'angle η_c augmente fortement lorsque la profondeur de passe diminue. Ceci montre la forte influence du rayon de bec. Pour une profondeur de passe donnée, l'angle d'écoulement augmente avec le rayon de bec. Ces tendances sont

conformes aux résultats expérimentaux présentés dans Colwell [33], Young et al. [34], et Seethaler et Yellowley [37].

Les figures II. 15 et II. 16 montrent l'évolution des efforts de coupe suivant les trois axes : F_X , F_Y et F_Z en fonction de la profondeur de passe a_p . Les efforts calculés sont représentés par des traits continus ou discontinus et les essais par des points. Il existe une assez bonne corrélation entre les efforts prédits et les résultats expérimentaux pour différentes conditions de coupe. Les efforts F_X sont surestimés. Cette surestimation de F_X est due au choix d'un frottement constant, identique quelle que soit la profondeur de passe a_p . L'augmentation de a_p a pour effet de diminuer le coefficient de frottement, Moufki [38]. Enfin pour les faibles profondeurs de passe, nous n'avons pas considéré l'influence du rayon d'arête qui est alors significative, Grolleau [39].

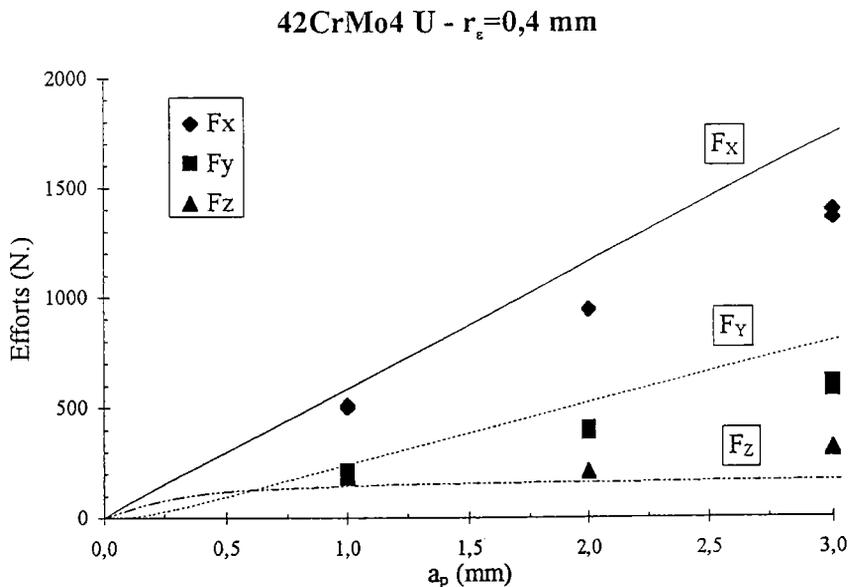


Figure II. 15 - Comparaison des efforts prédits et expérimentaux, en fonction de la profondeur de passe, pour les conditions suivantes :

$$V=200 \text{ m/min}, f=0.2 \text{ mm/tr } r_e=0.4 \text{ mm et } \lambda_f=31^\circ.$$

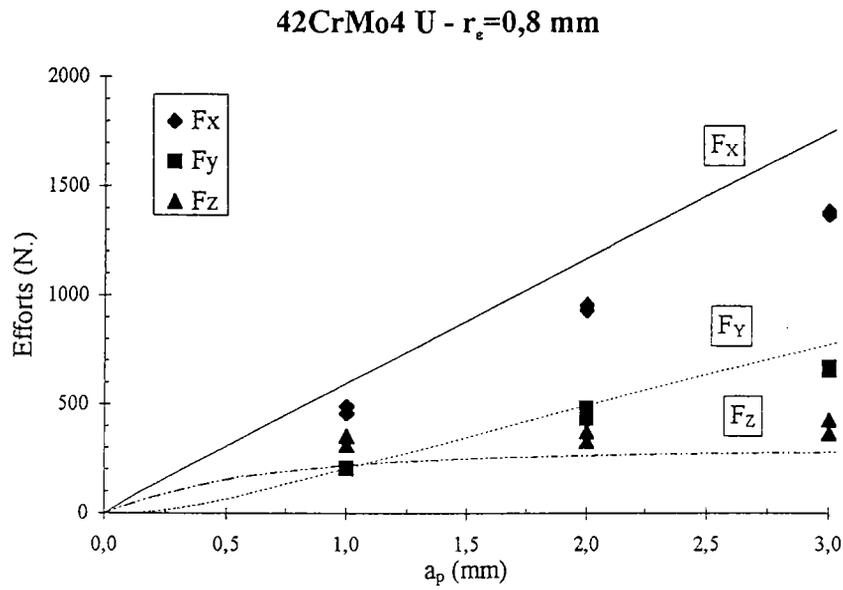


Figure II. 16 - Comparaison des efforts prédits et expérimentaux, en fonction de la profondeur de passe, pour les conditions suivantes :

$V=200$ m/min, $f=0.2$ mm/tr, $r_\epsilon=0.8$ mm et $\lambda_\epsilon=31^\circ$.

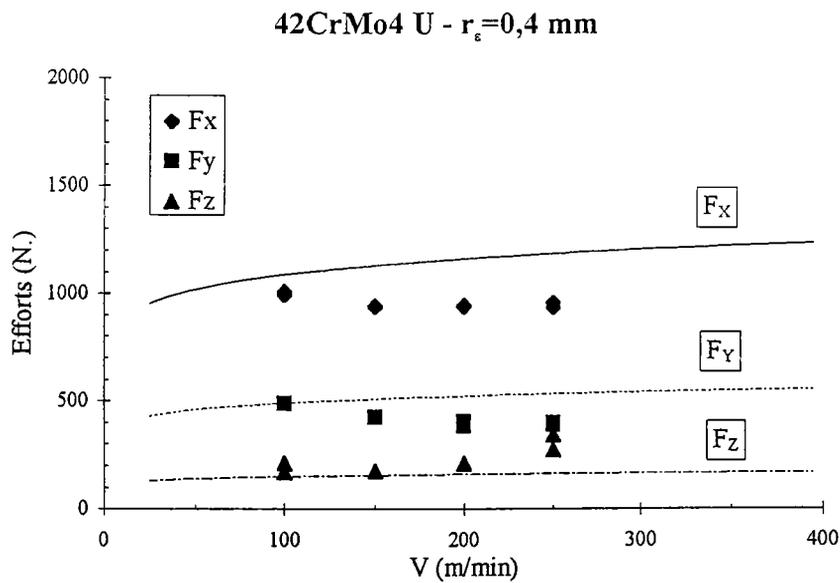
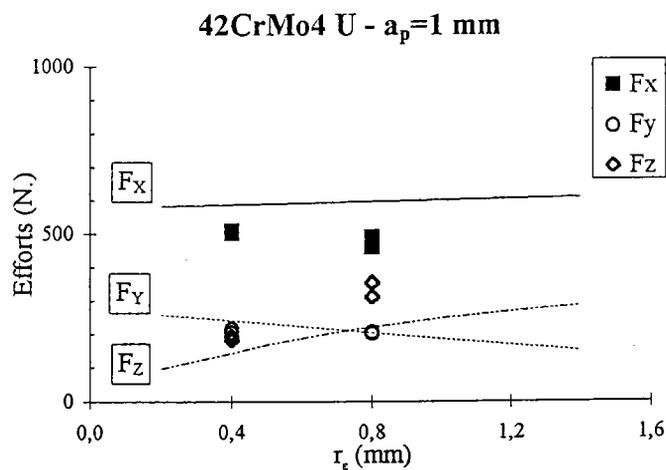


Figure II. 17 - Comparaison des efforts prédits et expérimentaux, en fonction de la vitesse de coupe, pour les conditions suivantes :

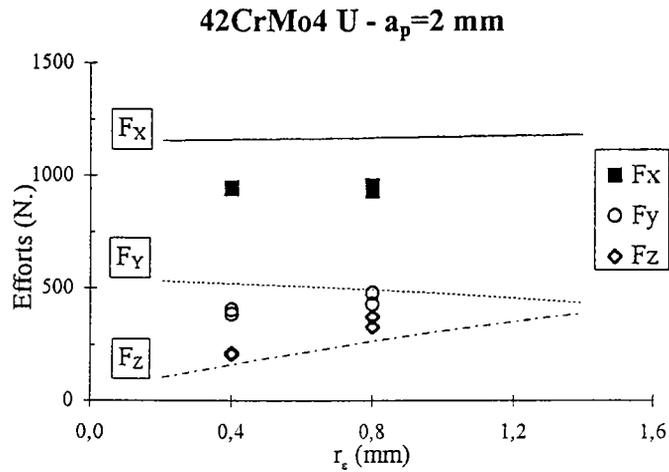
$a_p=2$ mm, $f=0.2$ mm/tr, $r_\epsilon=0.4$ mm et $\lambda_\epsilon=31^\circ$.

Pour l'intervalle des vitesses étudié (figure II. 17), l'influence de V sur les efforts est faible. La différence observée sur F_X entre le calcul et l'expérience est comme nous l'avons dit précédemment liée au choix de la loi de frottement. Pour les efforts calculés, l'augmentation avec la vitesse de ceux-ci est due au comportement thermomécanique du matériau. En effet, en augmentant la vitesse de coupe, la vitesse de déformation dans la bande de cisaillement croît, de même que la température. Une compétition s'engage entre les effets visqueux qui ont tendance à accroître le niveau des contraintes et les effets thermiques qui adoucissent le matériau. Finalement, à la sortie de la bande, la contrainte calculée augmente légèrement avec la vitesse.

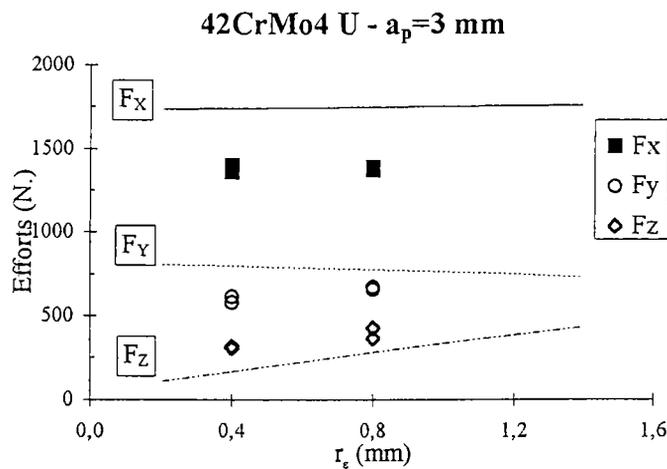
Les figures II. 18 (a, b et c) montrent l'influence du rayon de bec sur les efforts de coupe pour une vitesse V et une avance f données, trois profondeurs de passe a_p ont été choisies. Notre étude est malheureusement trop limitée du point de vue expérimental. Nous n'avons, en effet, testé que deux rayons de bec. Toutefois les tendances trouvées sont comparables à celles d'Oxley [6]. Nous trouvons une faible influence de r_ϵ sur F_X et une augmentation sensible de F_Z avec r_ϵ .



(a)



(b)



(c)

Figure II. 18 (a, b et c)- Comparaison des efforts prédits et expérimentaux, en fonction du rayon de bec, pour les conditions suivantes : $V=200$ m/min, $f=0.2$ mm/tr, $a_p=1$ mm (figure a), $a_p=2$ mm (figure b) et $a_p=3$ mm (figure c).

5. APPLICATION AU FRAISAGE

5.1 Calcul de l'arête équivalente

La dent de la fraise est repérée par les deux angles de coupe (annexe C) : axial (ou vers l'arrière) α_p et radial (ou latéral) α_f , figures C.9 et II. 19, et par l'angle de direction d'arête

de l'outil κ_r , figures C.8 de l'annexe C et II 19. A partir de ces angles, nous définissons pour l'arête de coupe principale, l'angle d'inclinaison d'arête λ_s et l'angle de coupe normal α_n . Puis comme précédemment, compte tenu du rayon de bec r_s et de l'engagement axial a_a , nous calculons l'arête équivalente (formules (II -8) à (II - 12)).

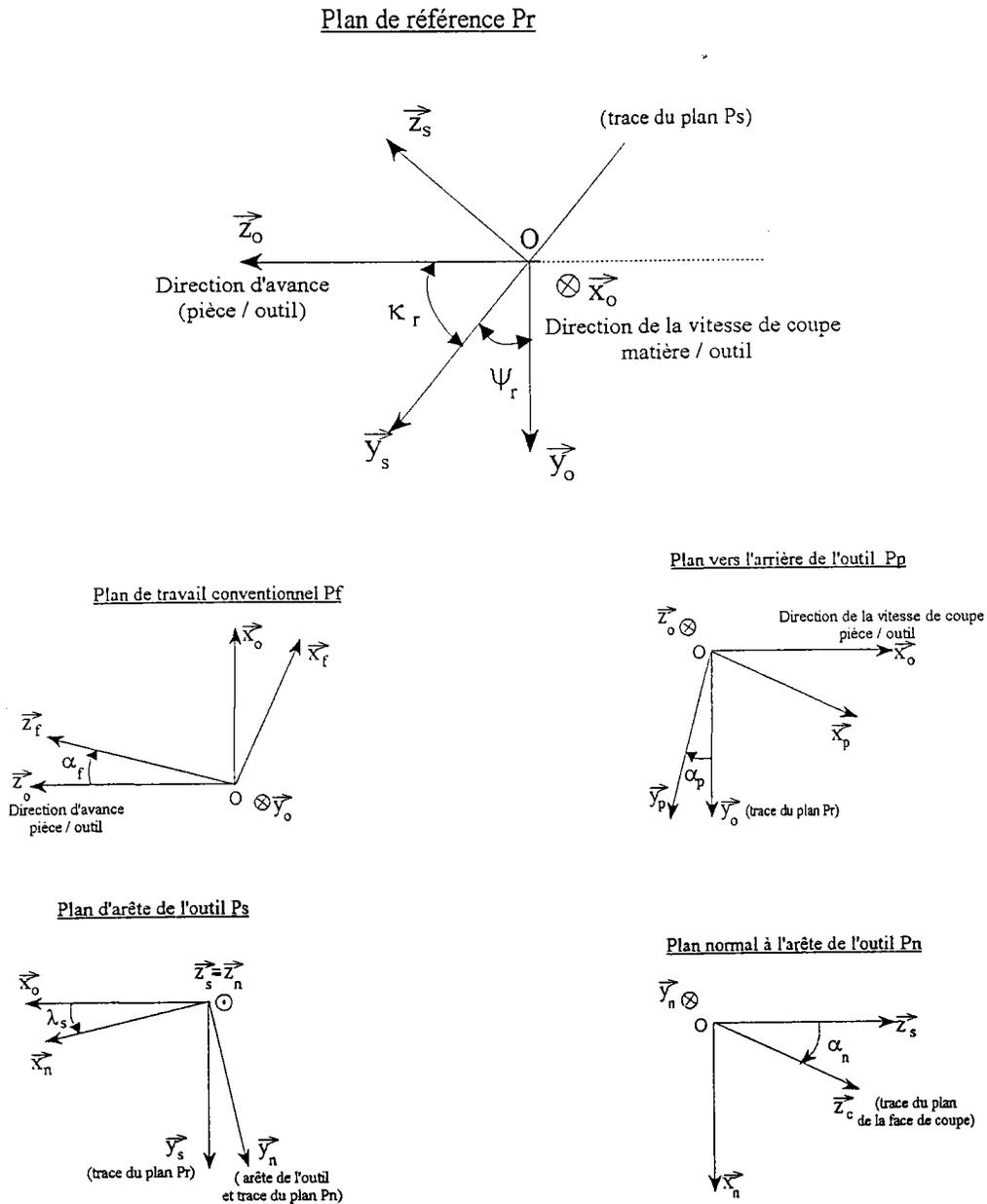


Figure II. 19 - Représentation des différents angles et plans de l'outil.

Les vecteurs unitaires \bar{y}_p et \bar{z}_f repèrent l'arête de l'outil dans le plan vers l'arrière de l'outil P_p et dans le plan de travail conventionnel P_f respectivement.

Calcul de λ_s :

Les trois vecteurs \bar{y}_n , \bar{y}_p et \bar{z}_f (ils appartiennent au plan de coupe) sont coplanaires, leur produit mixte est nul. \bar{y}_n représente l'arête de coupe principale réelle.

On en déduit :

$$\lambda_s = \tan^{-1}(\sin \kappa_r \tan \alpha_p - \cos \kappa_r \tan \alpha_f) \quad (\text{II - 14})$$

Calcul de α_n :

De la même façon, les trois vecteurs \bar{z}_c , \bar{y}_p et \bar{z}_f sont coplanaires, leur produit mixte est nul. \bar{z}_c représente la trace du plan de la face de coupe dans le plan normal à l'arête de coupe.

On obtient :

$$\alpha_n = \tan^{-1} \left(\frac{\cos \kappa_r \tan \alpha_p + \sin \kappa_r \tan \alpha_f}{\cos \lambda_s + \tan \alpha_p \sin \kappa_r \sin \lambda_s - \tan \alpha_f \cos \kappa_r \sin \lambda_s} \right) \quad (\text{II - 15})$$

Dans le cas particulier où l'angle de direction d'arête, κ_p , vaut 90° alors les relations (II - 14) et (II - 15) conduisent aux relations proposées par Budak et al. [40] :

$$\lambda_s = \alpha_p$$

et

$$\tan \alpha_n = \tan \alpha_f \cos \alpha_p$$

5.2 Calcul des efforts

En fraisage, la détermination des efforts est plus compliquée qu'en tournage. Il faut tenir compte de la rotation de la fraise. Ainsi, pour déterminer les efforts à chaque instant de la rotation, il est nécessaire de connaître la trajectoire de la pointe d'une dent.

Martellotti, 1941 [41] et 1945 [42], a montré que la trajectoire de la pointe d'une dent est une cycloïde, mais si la vitesse d'avance est petite devant la vitesse de rotation cette trajectoire peut être assimilée à un arc de cercle (figure II. 20).

L'épaisseur du copeau enlevé par la dent i dépend de sa position angulaire β_i (figure II. 20).

Lors de la rotation ω de la fraise, elle vaut :

$$f_z \sin \beta_i \quad \text{si } \frac{f_z}{R} \ll 1$$

avec R le rayon de la fraise et f_z l'avance par dent.

Les efforts (figure II. 20) sont généralement déterminés à partir de coefficients empiriques (Fu et al. [43], Kim et Ehmann [44]). La force $F_t(i,\omega)$, tangentielle à la fraise, exercée sur la dent i pour une rotation ω est supposée être le produit de l'aire de la section du copeau par la pression spécifique de coupe K_T . La force radiale $F_r(i,\omega)$, résultante des efforts agissant le long de l'arête de coupe de la dent i , est obtenue en multipliant la force tangentielle par le coefficient empirique K_R . La force axiale $F_a(i,\omega)$, résultante des efforts agissant sur l'axe de la dent i , est obtenue en multipliant la force tangentielle par le coefficient empirique K_A . Ces coefficients ne sont pas des constantes intrinsèques du matériau, elles dépendent à la fois du matériau, des conditions de coupe et des outils utilisés. Par conséquent, pour un couple outil-matière, de nombreux essais sont nécessaires pour déterminer ces coefficients et leur variation avec les conditions de coupe.

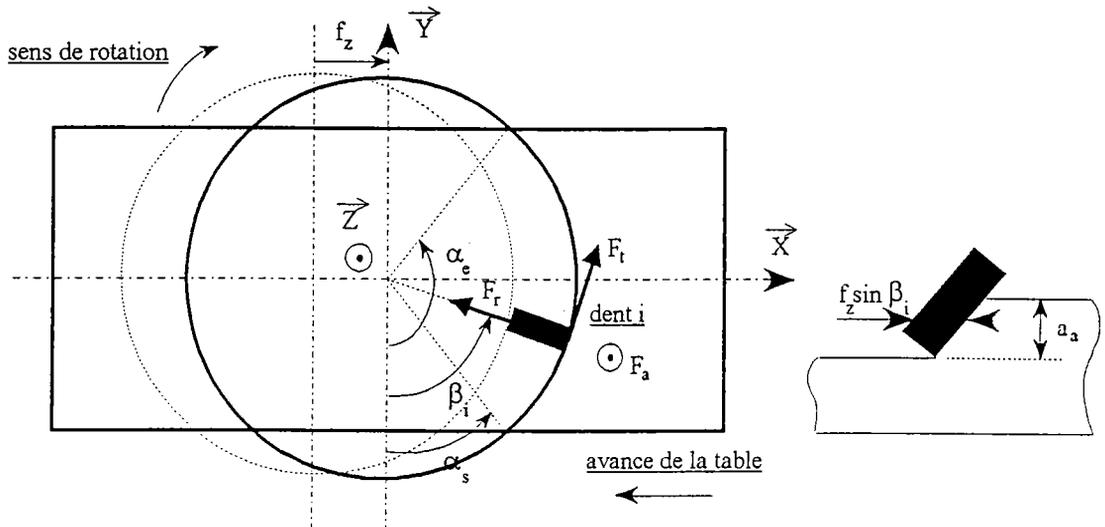


Figure II. 20 - Opération de surfacage (travail en symétrie). Les trajectoires de deux dents successives sont assimilées à des arcs de cercle. Le sens de rotation est le sens horaire. La dent est en contact avec la matière entre l'angle d'entrée α_e et l'angle de sortie α_s et est engagée sur une profondeur axiale a_a .

La démarche que nous proposons ici évite l'utilisation de ces coefficients empiriques et repose sur l'approche thermomécanique de la coupe exposée précédemment.

Pour une fraise avec N_Z dents, plusieurs dents peuvent être en contact avec la matière lors de la coupe. De ce fait, pour obtenir les efforts, $F_X(\omega)$, $F_Y(\omega)$ et $F_Z(\omega)$ pour une position angulaire ω de la fraise, il est nécessaire de sommer les composantes $F_X(i,\omega)$, $F_Y(i,\omega)$ et $F_Z(i,\omega)$ relatives à chacune des dents i engagées dans la coupe. Cela donne l'expression suivante :

$$\begin{Bmatrix} F_X(\omega) \\ F_Y(\omega) \\ F_Z(\omega) \end{Bmatrix} = \sum_{i=1}^{N_Z} \delta(\beta_i(\omega)) \begin{Bmatrix} F_X(i,\omega) \\ F_Y(i,\omega) \\ F_Z(i,\omega) \end{Bmatrix} \quad (\text{II} - 16)$$

$$\text{où } \delta(\beta_i(\omega)) = \begin{cases} 1 & \text{si } \alpha_e < \beta_i(\omega) < \alpha_s \\ 0 & \text{sinon} \end{cases} \quad (\text{II} - 17)$$

Les composantes $F_X(i,\omega)$, $F_Y(i,\omega)$ et $F_Z(i,\omega)$ sont obtenues à l'aide du changement de base, permettant de passer du repère local de la dent au repère fixe $(\vec{X}, \vec{Y}, \vec{Z})$. Ceci conduit à :

$$\begin{cases} F_X(i,\omega) \\ F_Y(i,\omega) \\ F_Z(i,\omega) \end{cases} = \begin{bmatrix} \cos(\beta_i(\omega)) & -\sin(\beta_i(\omega)) & 0 \\ \sin(\beta_i(\omega)) & \cos(\beta_i(\omega)) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{cases} F_t(i,\omega) \\ F_r(i,\omega) \\ F_a(i,\omega) \end{cases} \quad (\text{II - 18})$$

$F_t(i,\omega)$, $F_r(i,\omega)$ et $F_a(i,\omega)$ sont les efforts tangentiel, radial et axial exercés sur la dent i et relative à la position angulaire ω de la fraise. Ils s'expriment en fonction des composantes F_P , F_Q et F_R , que nous déterminons à partir du modèle de la coupe oblique.

Pour une position angulaire ω donnée, la dent i est en contact avec la matière par son arête principale et son arête secondaire reliée à la première par le bec de la dent. Comme en chariotage, on associe aux arêtes principale et secondaire et au rayon de bec de la dent une arête équivalente qui sera, dans le cas général, oblique par rapport à la direction de coupe. Cette arête oblique est définie par λ_s^* , α_n^* et ψ_r^* . Ces angles sont calculés comme en chariotage, relations (II - 8) à (II - 12), à partir de λ_s , α_n et κ_e , relations (II - 14) et (II - 15). De plus, la largeur de coupe b^* et l'épaisseur du copeau non déformé t_1^* équivalentes sont également à déterminer. Elles sont données par :

$$\begin{cases} b^*(i,\omega) = \frac{a_a}{\cos \psi_r^*(i,\omega)} \\ t_1^*(i,\omega) = f_z \sin(\beta_i(\omega)) \cos \psi_r^*(i,\omega) \end{cases} \quad (\text{II - 19})$$

et

$$\begin{cases} F_t(i,\omega) = F_P \\ F_r(i,\omega) = F_Q \cos \psi_r^* + F_R \sin \psi_r^* \\ F_a(i,\omega) = -F_Q \sin \psi_r^* + F_R \cos \psi_r^* \end{cases} \quad (\text{II - 20})$$

Elles dépendent de la dent considérée et de la position angulaire de la fraise.

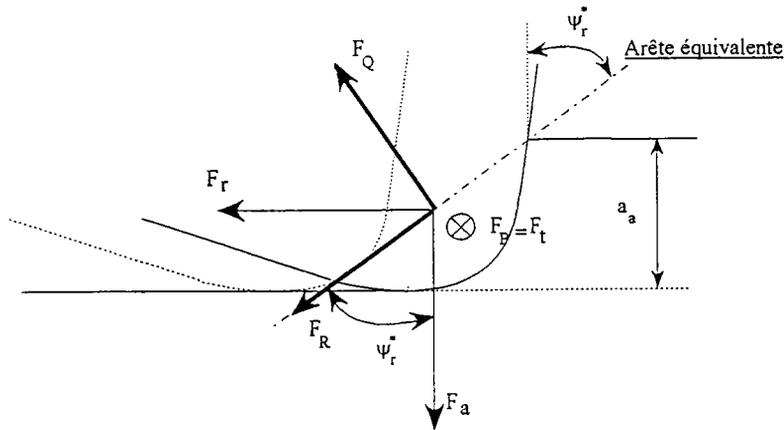


Figure II. 21 - A une rotation ω donnée, la dent i est dans une configuration proche de celle en chariotage. Les efforts déterminés par le modèle de la coupe oblique sur l'arête fictive, sont projetés sur les axes de la fraise.

5.3 Résultats et discussion

Les essais de fraisage ont été effectués sur une fraise monodent. Pour chaque type d'essai (symétrique, concordance et opposition), nous donnons, dans le tableau 8, les valeurs des angles d'entrée et de sortie de la dent (α_e et α_s , figure II. 20) théoriques et expérimentales. Les valeurs théoriques sont déterminées à partir de la géométrie de la pièce et de la fraise, et les valeurs expérimentales à partir des signaux mesurés par la table d'efforts. L'engagement angulaire expérimental est différent de celui calculé, cela est dû aux angles imposés par la géométrie de la fraise. L'angle de direction d'arête κ_r est proche de 90° , l'angle radial est négatif et de ce fait l'arrière de la plaquette entre dans la matière avant le bec de la plaquette. Cet effet est plus ou moins important suivant les conditions de fraisage (symétrie, concordance et opposition, figures II. 22, II. 23 et II. 24).

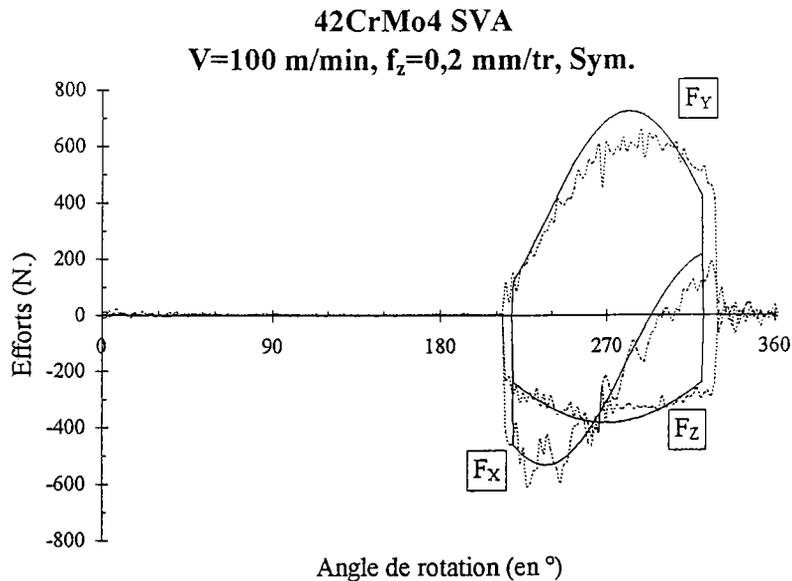
* Pour les essais réalisés en concordance (figure II. 23) l'engagement angulaire est plus important qu'en travail symétrique (figure II. 22) ou en opposition (figure II. 24).

Sens de travail	Valeurs Théoriques		Valeurs Expérimentales	
	α_p (en °)	α_s (en °)	α_p (en °)	α_s (en °)
Sym.	142.03	37.9	141	31
Conc.	126.2	9.7	150	11
Opp.	170.3	53.7	174	40

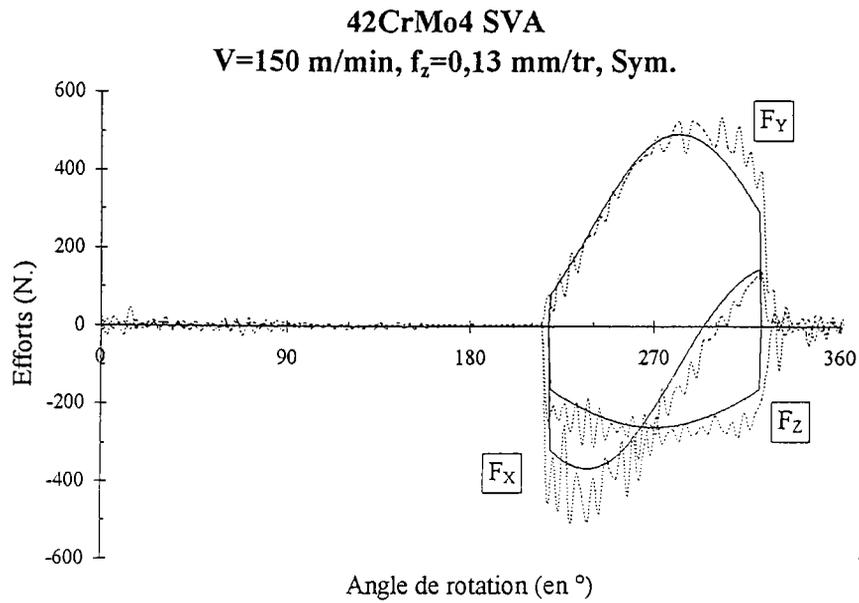
Tableau 8 : Valeurs théoriques et expérimentales de l'angle d'engagement de la dent dans la matière.

Notre modèle nécessite la connaissance du comportement et du frottement à l'interface. Nous choisissons, pour le frottement, une loi de Coulomb avec un angle de frottement constant et égal à celui calculé à partir des essais de coupe orthogonale (§ 1.1). L'acier usiné est le 42CrMo4 SVA et l'angle de frottement trouvé est $\lambda_f=27^\circ$.

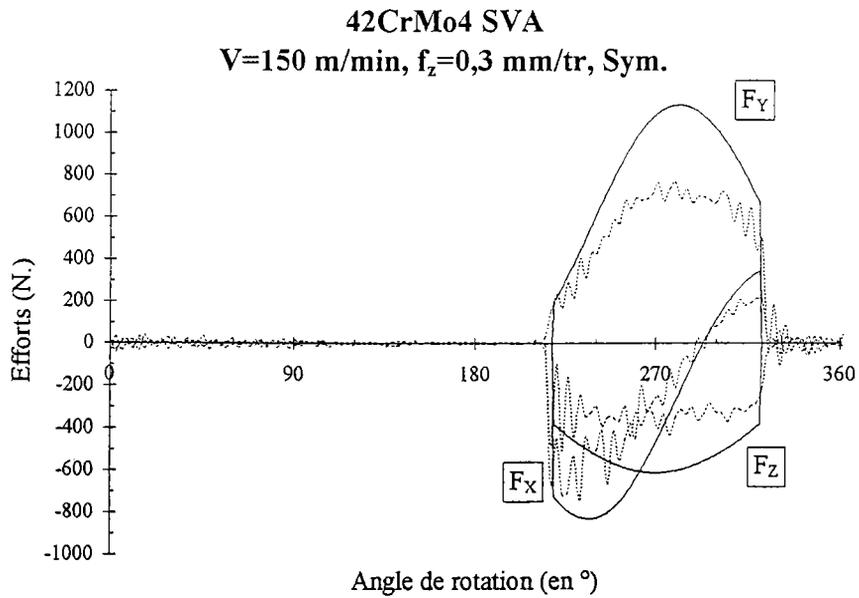
Nous présentons sur les figures II. 22 (a, b et c) les signaux mesurés et le résultat de nos calculs, pour deux vitesses et trois avances différentes. L'accord entre expérience et calcul est tout à fait satisfaisant pour les cas (a) et (b). Par contre, pour la vitesse $V=150$ m/min et l'avance par tour $f_z=0.3$ mm, l'écart entre expérience et calcul est significatif. Cet écart pourrait être dû au choix du frottement constant indépendant des conditions de coupe.



(a)



(b)



(c)

Figure II. 22 - Comparaison des efforts prédits (traits continus) et expérimentaux (traits discontinus), en fonction de la position de la dent sur un tour. Le travail de la fraise est symétrique (pas de décalage $Y=0$ mm). Les conditions de coupe sont pour $a_a=1$ mm :

- (a) $V=100$ m/min, $f=0.2$ mm/tr,
- (b) $V=150$ m/min, $f=0.13$ mm/tr, et
- (c) $V=150$ m/min, $f=0.3$ mm/tr.

Le décalage entre l'engagement théorique et calculé est faible pour le fraisage en symétrie. Nous pouvons également noter les oscillations sur les signaux expérimentaux. Elles sont dues aux vibrations de la fraise que nous n'avons pas modélisées dans notre approche.

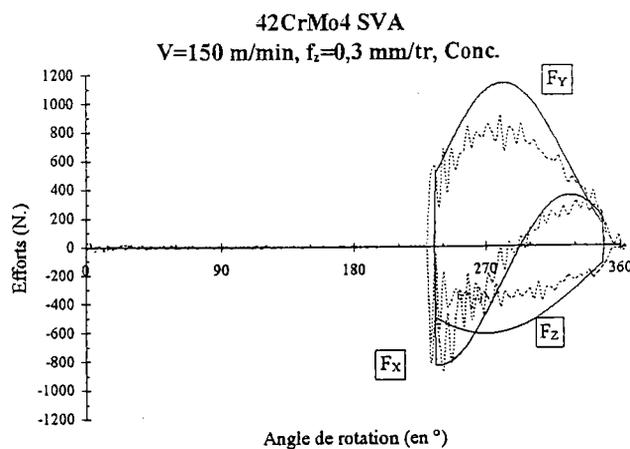
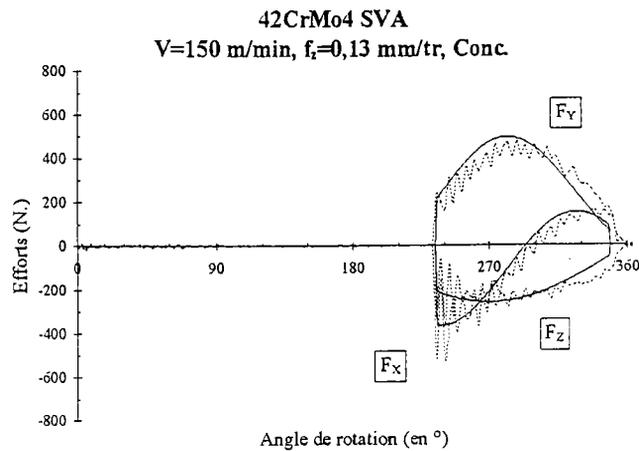
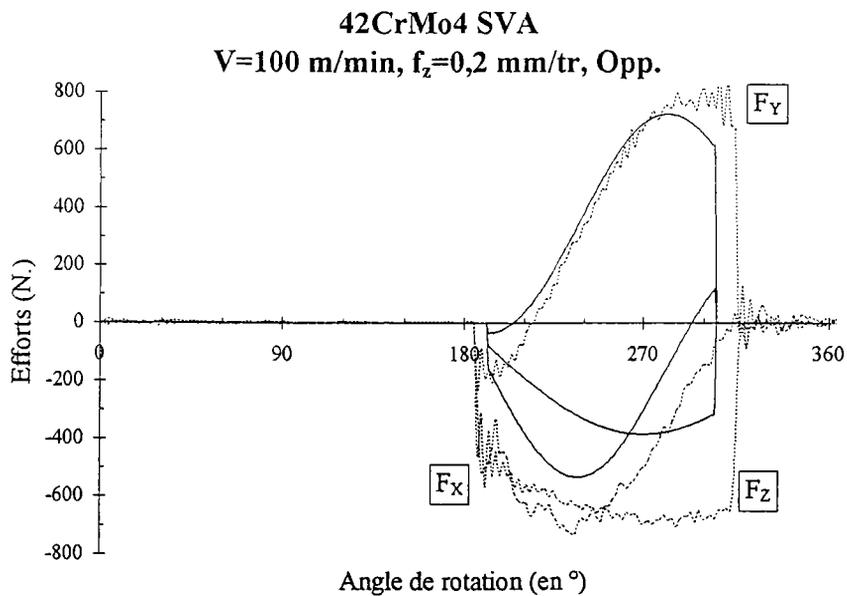


Figure II. 23 - Comparaison des efforts prédits (traits continus) et expérimentaux (traits discontinus), en fonction de la position de la dent sur un tour. Le travail de la fraise est en concordance (décalage $Y=+10$ mm). Les conditions de coupe sont pour $a_a=1$ mm :

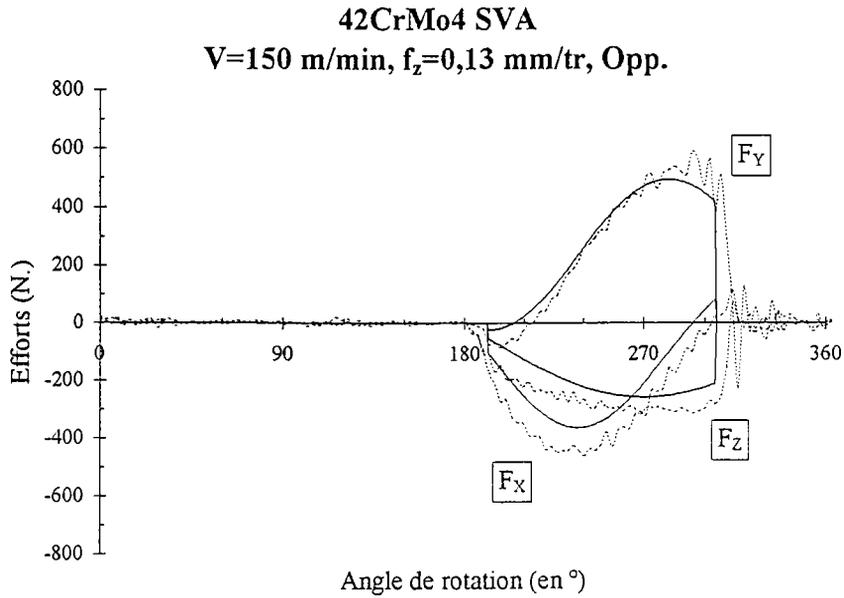
- (a) $V=150$ m/min, $f=0.13$ mm/tr, et
- (b) $V=150$ m/min, $f=0.3$ mm/tr.

De la même manière, nous présentons, sur les figures II. 23 (a et b), les résultats des essais et des calculs pour une vitesse de 150 m/min et deux avances 0.13 mm/tr et 0.3 mm/tr. De nouveau, nous avons une bonne approximation des efforts suivant les trois axes F_X , F_Y et F_Z . Pour l'avance 0.3 mm/tr, F_Y et F_Z sont surestimés, comme précédemment nous pensons que cela est dû au frottement choisi identique pour tous les calculs.

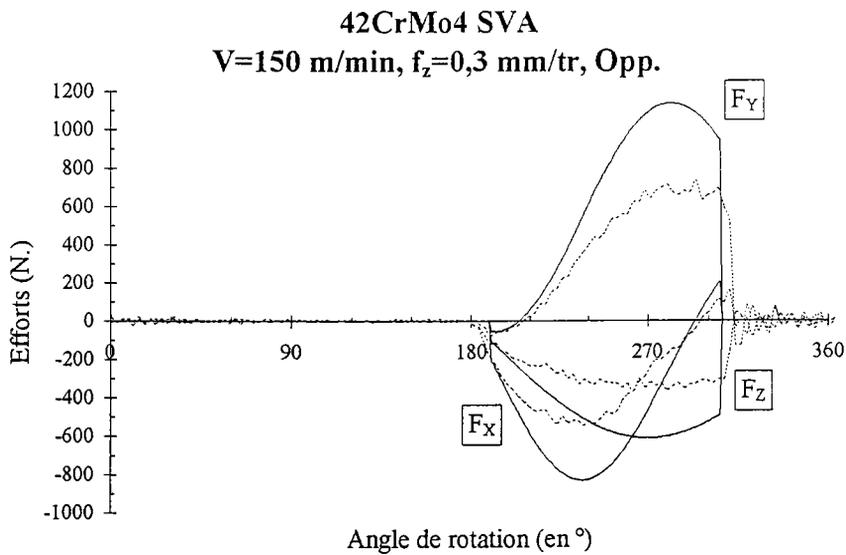
Enfin, sur les figures II. 24 (a, b et c) c'est le travail en opposition qui est considéré. Les conclusions sont là aussi les mêmes, le plus fort écart entre expérience et calcul est observé pour l'avance $f_z=0.3$ mm/tr.



(a)



(b)



(c)

* Figure II. 24 - Comparaison des efforts prédits (traits continus) et expérimentaux (traits discontinus), en fonction de la position de la dent sur un tour. Le travail de la fraise est en opposition (décalage $Y=-10$ mm). Les conditions de coupe sont pour $a_x=1$ mm :

- (a) $V=100$ m/min, $f=0.2$ mm/tr,
- (b) $V=150$ m/min, $f=0.13$ mm/tr, et
- (c) $V=150$ m/min, $f=0.3$ mm/tr.

6. CONCLUSION

Nous avons, dans ce chapitre, appliqué le modèle thermomécanique de la bande de cisaillement généralisé à la coupe oblique, à des processus industriels d'usinage.

Nous avons commencé par le cas simple de la coupe orthogonale, approximé par le dressage de la base d'un tube. Les résultats expérimentaux de ces premiers essais nous donnent la valeur de l'angle de cisaillement ϕ_n et de l'angle de frottement λ_f . Le comportement des matériaux usinés (42CrMo4 U et SVA) est connu (voir chapitre suivant), nous passons alors à la deuxième étape, l'application de notre modèle de coupe oblique au chariotage et au fraisage de face. Toutefois, avant d'appliquer notre approche il reste un dernier point à définir : la prise en compte de l'arête principale, de l'arête secondaire et du rayon de bec de l'outil. Ce dernier point est considéré par l'introduction du concept d'arête équivalente. Cette arête équivalente est bien entendu oblique, dans le cas général.

Les résultats des calculs montrent une bonne approximation des efforts mesurés lors des essais. Les différences observées en chariotage aux plus grandes valeurs de la profondeur de passe a_p et en fraisage aux plus grandes valeurs d'avance f_z sont très probablement dues au choix du coefficient de frottement.

Une amélioration de notre modélisation serait alors la prise en compte de l'influence des conditions de coupe sur le coefficient de frottement. Moufki [5], dans ses travaux de thèse, propose une approche de frottement moyen à l'interface outil-copeau dépendant de la température moyenne θ à l'interface ($\mu_f = \mu_f(\theta_{in})$). Cette température moyenne dépend des conditions de coupe : vitesse de coupe, avance et angle de coupe. L'introduction de cette approche de frottement dans notre modélisation devrait diminuer encore les écarts observés entre expérience et calcul.

Le point important de la modélisation présentée est que les efforts ne sont plus calculés à partir des coefficients empiriques K_T , F_R et K_A . Nous calculons les efforts à partir d'une

donnée intrinsèque du matériau : son comportement thermomécanique et une donnée dépendant du couple outil-matière le frottement à l'interface.

CHAPITRE III

Comportement Mécanique du 42CrMo4

Le modèle de la coupe oblique nécessite la connaissance du comportement du matériau usiné. Ainsi, l'acier choisi est le 42CrMo4, acier spécial allié d'ASCOMETAL. Deux variantes nous ont été proposées par ASCOMETAL : la première, dite "classique", est le 42CrMo4 U et la seconde, dite "à usinabilité améliorée", est le 42CrMo4 SVA (ajout de calcium et de soufre). Les deux nuances ont le même dureté (290 HB, Volf[31]) mais la différence entre le U et le SVA vient du frottement à l'interface outil copeau (tableaux 2 et 3 du chapitre I et Bittès [2]).

Au cours de ce chapitre, nous étudions ces deux aciers afin de pouvoir déterminer leur comportement respectif. Nous faisons, tout d'abord, un récapitulatif sur les différents modèles de comportement plastique. Ensuite, nous donnons les résultats des essais réalisés sur les deux aciers. Et, enfin, les lois comportement de deux aciers sont déterminées puis commentées.

Afin de garder la confidentialité des résultats, nous présentons les courbes expérimentales sous forme adimensionnelle. De plus, les valeurs des différents coefficients des modèles de comportement concernant le 42CrMo4 U et SVA ne sont pas communiquées.

1. MODELISATION DU COMPORTEMENT PLASTIQUE

Dans ce chapitre, nous nous intéressons aux lois de comportement phénoménologiques utilisées aux grandes vitesses de déformation. Nous montrons comment l'érouissage, l'influence de la vitesse de déformation et de la température peuvent être décrits. Nous nous plaçons au niveau du mécanicien qui a besoin d'une loi de comportement pour l'introduire dans un modèle décrivant un processus mécanique. Nous ne faisons aucun développement sur la physique des matériaux.

C'est à la fin du siècle dernier, en 1885, que Considere [45] a pu constater que l'écoulement plastique est sensible au taux de déformation. Puis, Ludwick [46] et Becker

[47], en 1925, ont mis en évidence le rôle de la vitesse de déformation et de la température sur la réponse des matériaux.

La réponse contrainte-déformation (σ - ϵ) d'un acier dans le domaine plastique a, le plus souvent, une allure parabolique. On appelle la contrainte d'écoulement, la contrainte qu'il faut maintenir pour continuer à déformer plastiquement le matériau étudié. L'écrouissage traduit l'évolution de la contrainte d'écoulement plastique avec la déformation plastique. Pour le traduire, nous utilisons la loi simple d'Hollomon [48] :

$$\sigma = K\epsilon^n \text{ ou } \tau = K'\gamma^{n'} \quad (\text{III - 1})$$

où σ est la contrainte d'écoulement plastique (τ la contrainte en cisaillement), ϵ est la déformation plastique dans la direction de la traction (γ le glissement en cisaillement). n et n' sont les coefficients d'écrouissage. K et K' sont des constantes dépendant du matériau.

Le coefficient d'écrouissage est défini par :

$$n = \left(\frac{\partial \log \sigma}{\partial \log \epsilon} \right)_{(\epsilon, \theta)} \text{ ou } n = \left(\frac{\partial \log \tau}{\partial \log \gamma} \right)_{(\gamma, \theta)} \quad (\text{III - 2})$$

La contrainte d'écoulement dépend également de la température de l'essai, elle décroît lorsque la température croît pour un matériau thermoadouissant.

La vitesse de déformation a généralement un effet contraire à celui de la température. La contrainte d'écoulement croît avec la vitesse de déformation. On appelle coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation le coefficient m , donné par la relation suivante :

$$m = \left(\frac{\partial \log \sigma}{\partial \log \dot{\epsilon}} \right)_{(\epsilon, \theta)} \text{ ou } m = \left(\frac{\partial \log \tau}{\partial \log \dot{\gamma}} \right)_{(\gamma, \theta)} \quad (\text{III - 3})$$

La plupart des modèles de loi de comportement plastique s'écrivent sous la forme d'un produit de trois fonctions f_1 , f_2 , f_3 , dépendant respectivement de la déformation plastique, de la vitesse de déformation et de la température (Meyer [49]) :

$$\sigma = f_1(\varepsilon) f_2(\dot{\varepsilon}) f_3(\theta) \quad (\text{III - 4})$$

A titre d'exemple, nous pouvons citer les modèles suivants,

Litonski [50] (1977) :

$$\tau = C \gamma^n (1 - A\theta)(1 + B\dot{\gamma})^n \quad (\text{III - 5})$$

Eleiche [51] (1981) :

$$\tau = AC\gamma^n (\tau_0 + \mu_{12} \ln \dot{\gamma}) \exp(-B\theta_0) \quad (\text{III - 6})$$

Johnson et Cook [52] (1983) :

$$\sigma = (A + B\varepsilon^n) (1 + C \ln \varepsilon^n) \left[1 - \left(\frac{\theta - \theta_0}{\theta_f - \theta_0} \right)^m \right] \quad (\text{III - 7})$$

et la loi puissance proposée par Molinari et Clifton [53] (1983) :

$$\tau = \mu \gamma^n \dot{\gamma}^m \theta^\nu \quad (\text{III - 8})$$

Toutes ces lois sont de nature phénoménologique. Pour déterminer les paramètres, on utilise les résultats macroscopiques (résultats d'essais de chargement). Dans la loi puissance, relation (III - 8), les coefficients n d'écrouissage, m de sensibilité à la vitesse de déformation, et ν ($\nu < 0$) d'adoucissement thermique sont supposés constants.

Lubahn [54] et Klepaczko [55] ont démontré que le coefficient d'écrouissage n et la sensibilité logarithmique à la vitesse m sont dépendants de la température. Aussi, Klepaczko [56], en 1983, a proposé une loi de comportement pour les aciers :

$$\tau = B(\theta) (\gamma + \gamma_0)^{n(\theta)} \dot{\gamma}^{m(\theta)} \quad (\text{III - 9})$$

avec γ_0 est une pré-déformation et $B(\theta)$ est le module de plasticité.

De plus aux grandes vitesses de déformations, Campbell et Ferguson [57] et Klepaczko [58] -1994- ont montré que la sensibilité à la vitesse de déformation augmentait sensiblement au delà d'une certaine vitesse de déformation critique (figure III. 1).

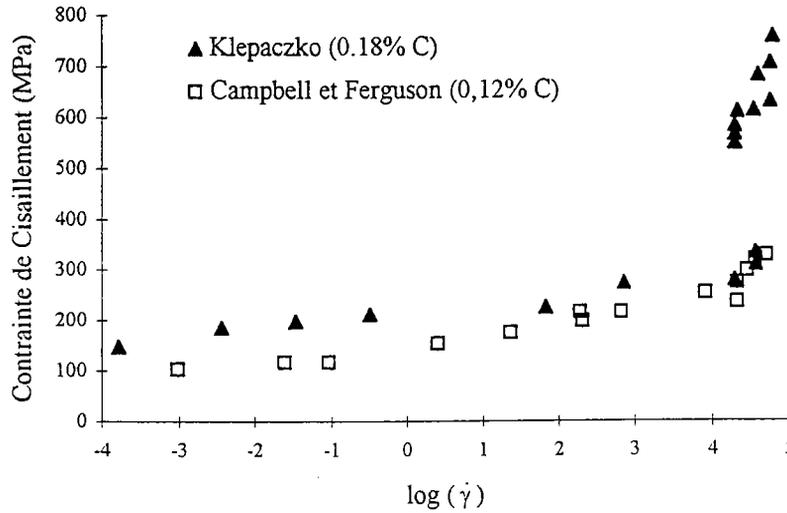


Figure III. 1 - Variation de la contrainte d'écoulement avec le logarithme de la vitesse de déformation sur deux aciers : 0.12% C [57] et 0.18% C [58].

Marusich et Ortiz [59] ont introduit, dans leur étude numérique sur l'usinage, une loi de comportement qui prend en compte ce changement de sensibilité à la vitesse de déformation. Marusich et Ortiz [60] et Bodin [61] ont adopté une loi constitutive de la forme suivante :

$$\begin{cases} \tau = g(\gamma) \left(1 + \frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_0}\right)^{m_1} & \text{si } \dot{\gamma} \leq \dot{\gamma}_t \\ \tau = g(\gamma) \left(1 + \frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_0}\right)^{m_2} \left(1 + \frac{\dot{\gamma}_t}{\dot{\gamma}_0}\right)^{m_1 - m_2} & \text{si } \dot{\gamma} > \dot{\gamma}_t \end{cases} \quad \text{(III - 10)}$$

avec $g(\gamma)$ une contrainte d'écoulement, utilisé par Lemonds et Needleman [62] :

$$g(\gamma) = \tau_0 \left[1 - \alpha(\theta - \theta_0)\right] \left(1 + \frac{\gamma}{\gamma_0}\right)^n \quad \text{(III - 11)}$$

$\dot{\gamma}_0$ est une vitesse de déformation de référence, m_1 et m_2 sont les sensibilités à la vitesse de déformation en quasi-statique et dynamique, respectivement. $\dot{\gamma}_t$ est la vitesse de transition entre les deux comportements. n est le coefficient d'écroûissage, θ_0 est une température de référence, τ_0 est une contrainte de référence et α est le coefficient d'adoucissement thermique.

2. TECHNIQUES EXPERIMENTALES

Lors de la formation du copeau, il existe un cisaillement intense à la pointe de l'outil. Il est nécessaire de connaître le comportement en cisaillement des nuances d'acier considérés. Ainsi, pour étudier le comportement des deux aciers, nous avons utilisé trois techniques expérimentales : le poinçonnage (méthode du double cisaillement), la torsion et la compression dynamique.

2.1 Double cisaillement

La méthode de double cisaillement est un système dit de poinçonnage dynamique. Le dispositif a été développé par Klepaczko [58] sur le principe des barres d'Hopkinson (figure III. 2). Un projectile constitué par une barre cylindrique est propulsé par la détente d'air dans une chambre sous pression (canon à gaz) à une vitesse entre 1 et 200 m/s. La vitesse est mesurée par un ensemble de trois sources lumineuses, de trois fibres optiques et de trois photodiodes. Les intervalles de temps entre les ruptures d'éclairage détectées par les photodiodes sont enregistrés par les deux capteurs de temps. Ainsi il est possible de déterminer la vitesse et l'accélération du projectile avant l'impact. Le déplacement axial de la partie centrale de l'éprouvette est mesuré à l'aide d'un extensomètre optique réagissant au mouvement axiale d'une cible collée sur l'éprouvette. La force axiale transmise par l'éprouvette à la barre peut être déterminée en fonction du temps à partir de l'onde longitudinale $\varepsilon_T(t)$ mesurée par les jauges de déformation. Tous les signaux électriques sont enregistrés par un oscilloscope et mémorisés sur un ordinateur.

Des essais de double cisaillement pour des vitesses de déformation quasi-statiques ont été réalisés sur le dispositif installé au laboratoire (Volf [31]). La géométrie de l'éprouvette est la même que celle utilisée pour les barres d'Hopkinson. La seule différence est au niveau des enregistrements. On a directement la courbe contrainte-déformation.

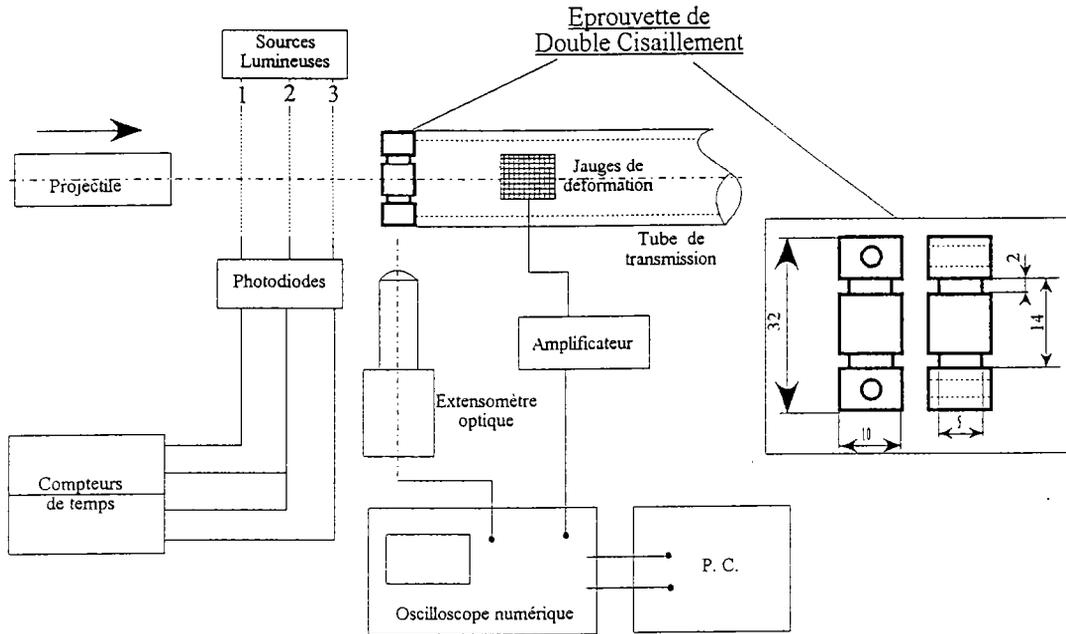


Figure III. 2 - Dispositif de double cisaillement. Géométrie de l'éprouvette.

2.2 Torsion

Les essais de torsion ont été réalisés dans le but d'étudier le comportement du 42CrMo4 à différentes températures. Nous avons implanté, avec Daverio [63], un dispositif permettant d'intégrer un four et un système de refroidissement des mors sur le prototype ZWICK REL 1873 (figure III. 3 et annexe E).

Le dispositif rapide ZWICK est muni d'un vérin rotatif qui admet un angle de rotation maximum de 100° et une vitesse de rotation de $200^\circ/\text{sec}$. Il peut appliquer dans ces conditions un couple de 150 Nm. La forme de l'éprouvette (figure III. 4) est tubulaire à parois minces. Elle est maintenue en place par deux clavettes qui sont engagées avant l'essai dans deux rainures pratiquées sur ses faces opposées.

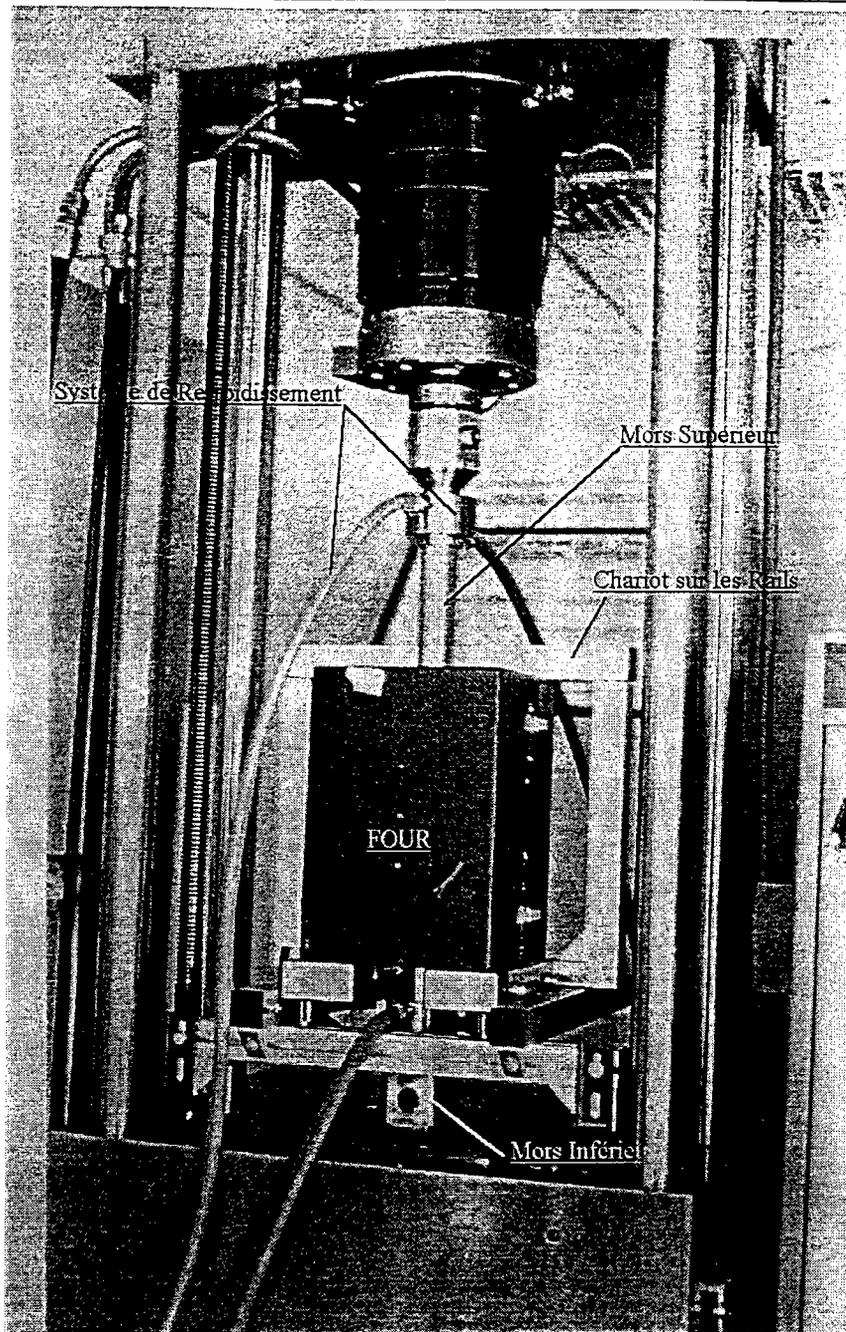


Figure III. 3 - Vue d'ensemble de l'étude expérimentale : four et machine traction-compression-torsion ZWICK avec le système de refroidissement par eau (photo prise dans la configuration des essais de torsion à chaud). Des essais de double cisaillement ont été réalisés sur cette machine pour des vitesses quasi-statiques.

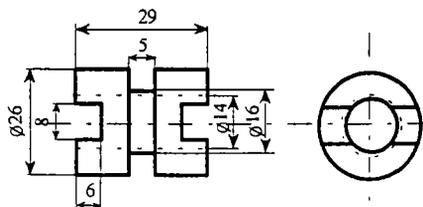


Figure III. 4 - Géométrie de l'éprouvette pour les essais de torsion.

2.3 Compression dynamique

Le chargement est réalisé par un projectile (figure III. 5) qui vient impacter la barre incidente à une vitesse V_0 . Cette méthode génère une onde d'amplitude constante dans la barre et d'une durée définie par la longueur du projectile (longueur de l'éprouvette $L_0=5$ mm).

Au moment de l'impact, une onde élastique de compression se propage dans la barre incidente ainsi que dans le projectile mais en sens inverse (à la même vitesse s'il est composé d'un matériau identique aux barres). Puis le projectile décharge la barre incidente après que l'onde de compression, réfléchiée par son extrémité libre comme une onde de tension de même amplitude, soit revenue sur la face d'impact. Ainsi la longueur de l'onde de chargement est égale à deux fois celle du projectile. Son amplitude est directement proportionnelle à la vitesse d'impact.

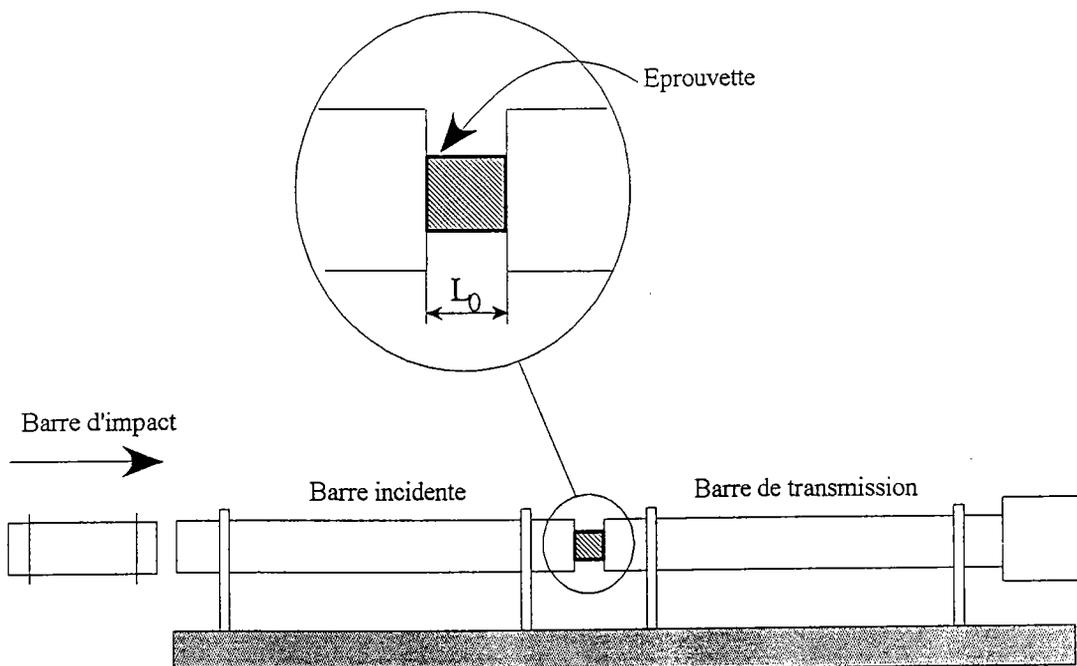


Figure III. 5 - Configuration des barres de compression. (D'après Lindholm [64])

3. RESULTATS EXPERIMENTAUX

Nous donnons les résultats expérimentaux des essais réalisés sur les deux aciers : 42CrMo4 U et 42CrMo4 SVA. Ils sont présentés sous forme de courbes moyennes et adimensionnées (toutes les valeurs ont été divisées par une contrainte d'écoulement de référence : τ_{ref} et σ_{ref} pour les essais de cisaillement et de compression, respectivement). Pour chaque condition de vitesse ou de température, deux ou trois essais ont été effectués.

3.1 Essais de double de cisaillement

Les essais et les dépouillements ont été réalisés par Volf [31], pour des vitesses de déformation quasi-statique jusqu'à faiblement dynamique :

$$\dot{\gamma}_1 = 10^{-3} \text{ s}^{-1}, \dot{\gamma}_2 = 10^{-2} \text{ s}^{-1}, \dot{\gamma}_3 = 10^{-1} \text{ s}^{-1}, \dot{\gamma}_4 = 1 \text{ s}^{-1}, \dot{\gamma}_5 = 10 \text{ s}^{-1}, \dot{\gamma}_6 = 10^2 \text{ s}^{-1}$$

Le 42CrMo4 U (figure III. 6) n'est pas très sensible à la vitesse de déformation, dans la plage de vitesses allant de 10^{-3} s^{-1} à 10 s^{-1} , mais, pour la dernière vitesse, la sensibilité à la vitesse de déformation devient significative.

La contrainte initiale d'écoulement plastique varie très peu avec la vitesse de déformation. Mais, de plus la valeur de la déformation critique correspondant au maximum de la contrainte d'écoulement est importante, jusqu'à environ $\gamma \approx 0.6$ pour les vitesses de 10^{-3} s^{-1} à 10 s^{-1} .

42CrMo4 U - Essais de double cisaillement $\theta=23^{\circ}\text{C}$

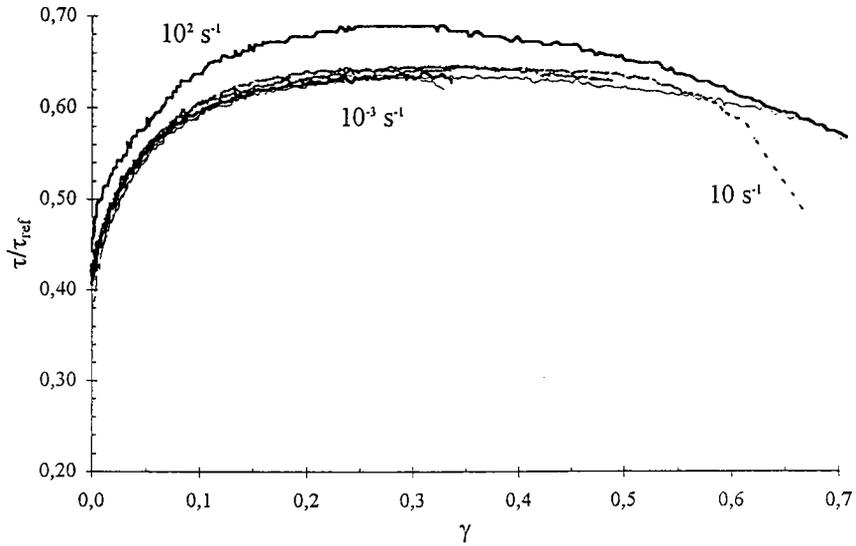


Figure III. 6 - 42CrMo4 U. Essais de double cisaillement sur la machine ZWICK, à la température ambiante et à différentes vitesses de déformation (10^{-3} à 10^2 s^{-1}).

**42CrMo4 SVA - Essais de double cisaillement
 $\theta=23^{\circ}\text{C}$**

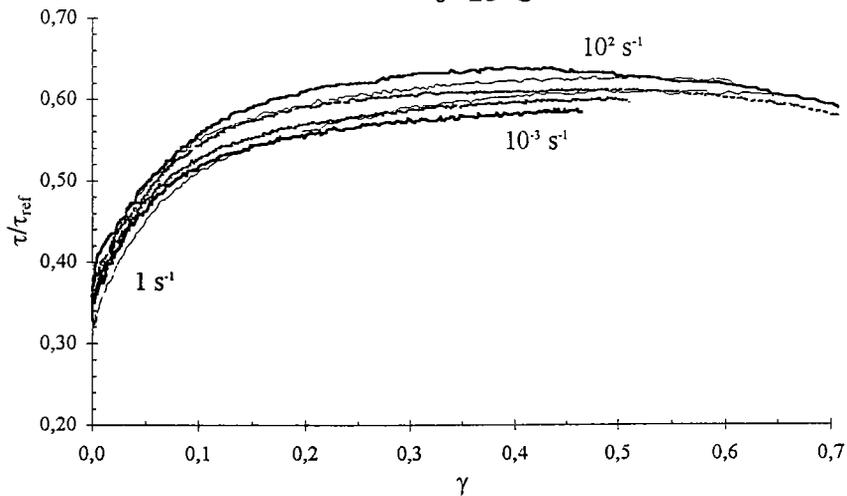


Figure III. 7 - 42CrMo4 SVA. Essais de double cisaillement sur la machine ZWICK, à la température ambiante et à différentes vitesses de déformations (10^{-3} à 10^2 s^{-1}).

L'effet de la sensibilité à la vitesse de déformation du 42CrMo4 SVA est visible sur la figure III. 7, les contraintes d'écoulement augmentent de manière significative avec la

vitesse. La valeur de la déformation critique, est voisine de 0.5 pour toute la gamme de vitesse.

Seul le 42CrMo4 U a été testé aux grandes vitesses de déformations (essais sur le dispositif à canon à gaz et barre d'Hopkinson). La figure III. 8 donne les réponses du matériau aux vitesses : $\dot{\gamma}_7 = 4.1 \cdot 10^3 \text{ s}^{-1}$ et $\dot{\gamma}_8 = 7.4 \cdot 10^3 \text{ s}^{-1}$. Cette nuance de matériau est très sensible à la vitesse de déformation ce qui implique une augmentation de la limite d'écoulement.

La déformation plastique maximale est substantiellement réduite (point d'instabilité à $\gamma_i \approx 0.018$ pour $\dot{\gamma}_8$). Au delà de ce point, nous pouvons supposer que la déformation plastique se réalise lors d'un processus adiabatique de localisation ou une fissuration locale.

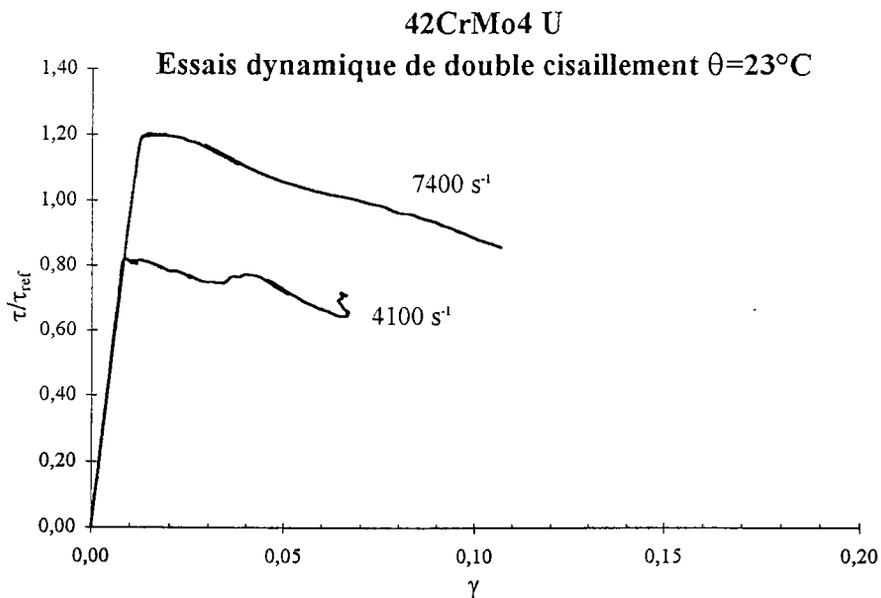


Figure III. 8 - 42CrMo4 U. *Essais dynamiques de double cisaillement réalisés sur le dispositif à canon à gaz et barre d'Hopkinson.*

Les essais de Double Cisaillement (figure III. 8), sur le canon à gaz pour des vitesses de déformation de 4100 et 7400 s^{-1} respectivement, nous ont montré que le point d'instabilité est très rapidement atteint. Il est donc impossible d'étudier le comportement dynamique des deux nuances pour de grandes vitesses de déformations. Par conséquent,

nous avons étudié le comportement du 42CrMo4 U et du 42CrMo4 SVA sur un dispositif de barres d'Hopkinson en compression.

3.2 Essais de torsion

Pour évaluer l'adoucissement thermique des matériaux, différentes températures ont été testées : $\theta=23^{\circ}\text{C}$, $\theta=200^{\circ}\text{C}$, $\theta=400^{\circ}\text{C}$, $\theta=600^{\circ}\text{C}$ et $\theta=700^{\circ}\text{C}$ pour deux vitesses de déformation :

$$\dot{\gamma}_1 = 1,8 \cdot 10^{-2} \text{ s}^{-1} \text{ et } \dot{\gamma}_2 = 1,8 \cdot 10^{-1} \text{ s}^{-1}$$

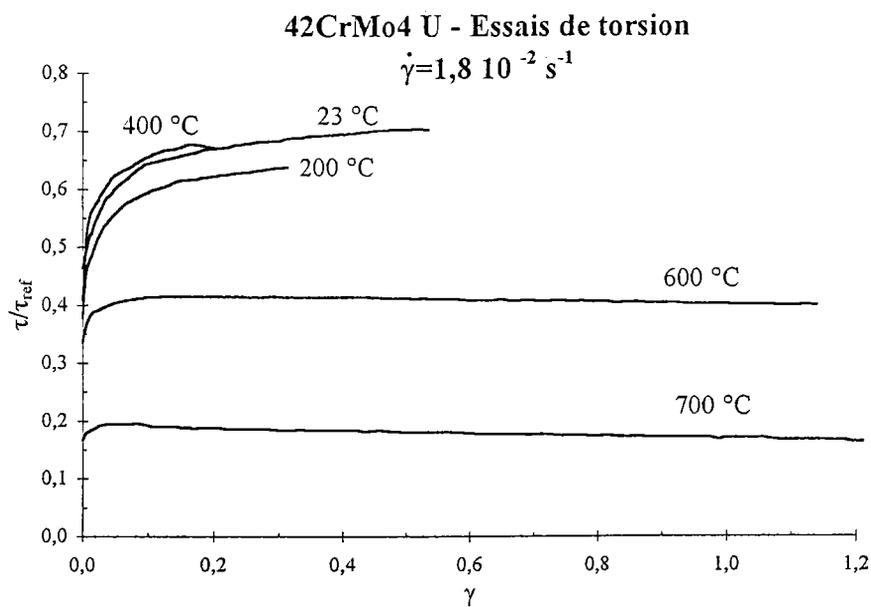


Figure III. 9 - 42CrMo4 U. Essais de torsion sur la machine ZWICK pour différentes températures à $\dot{\gamma}_1 = 1,8 \cdot 10^{-2} \text{ s}^{-1}$.

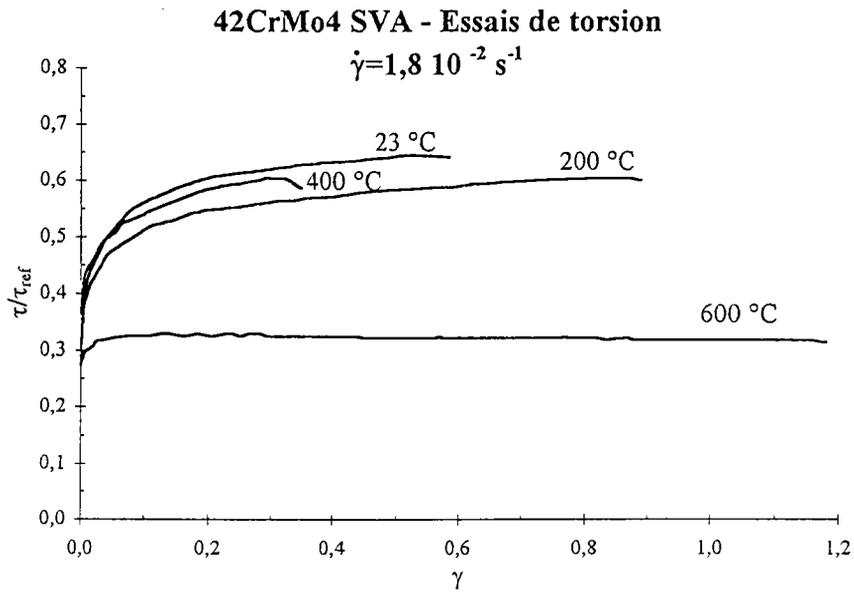


Figure III. 10 - 42CrMo4 SVA. Essais de torsion sur la machine ZWICK pour différentes températures à $\dot{\gamma}_1 = 1.8 \cdot 10^{-2} \text{ s}^{-1}$.

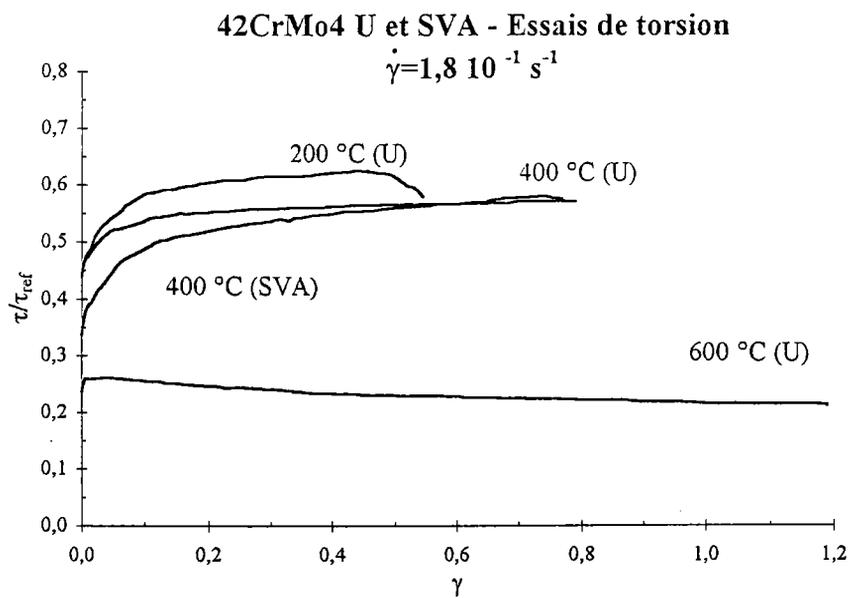


Figure III. 11 - 42CrMo4 U et 42CrMo4 SVA. Essais de torsion sur la machine ZWICK pour différentes températures à $\dot{\gamma}_2 = 1.8 \cdot 10^{-1} \text{ s}^{-1}$.

Pour les deux aciers, un comportement particulier apparaît à la température de 400 °C (figures III. 9 et III. 10), se traduisant par un écrouissage important aux faibles

déformations et rapidement saturé, puis un adoucissement conduisant à la rupture de l'éprouvette. Ce comportement est typique du phénomène du vieillissement dynamique apparaissant pour certaines vitesses ou températures caractéristiques du matériau. La figure III. 12 décrit très bien ce phénomène par la remontée de la limite élastique. Ce phénomène est difficilement modélisable par des lois simples, par conséquent, dans la suite, on n'en tiendra pas compte.

A noter que le phénomène du vieillissement dynamique, apparu à 400° C et à la vitesse de déformation de $1.8 \cdot 10^{-2} \text{ s}^{-1}$, a disparu pour la vitesse de déformation de $1.8 \cdot 10^{-1} \text{ s}^{-1}$ (figure III. 13).

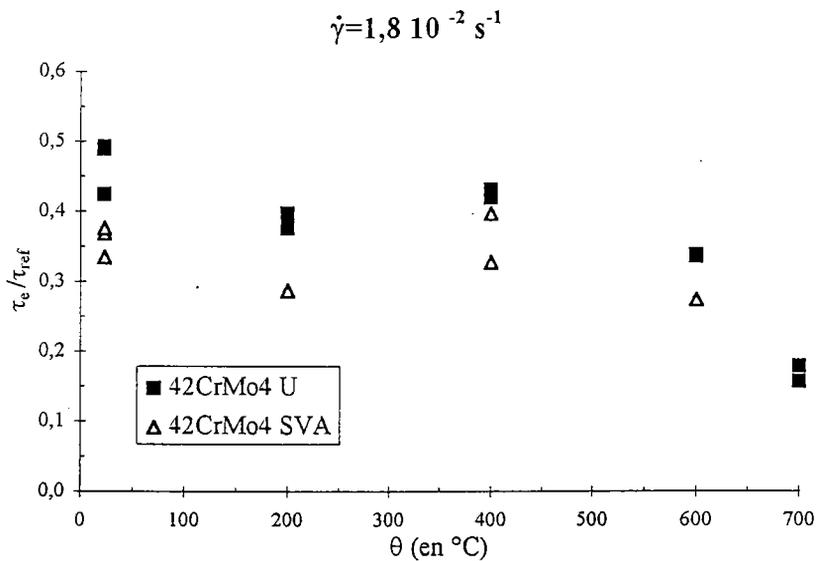


Figure III. 12 - 42CrMo4 U et 42CrMo4 SVA. Variation de la limite élastique en fonction de la température en torsion, pour $\dot{\gamma}_1 = 1.8 \cdot 10^{-2} \text{ s}^{-1}$.

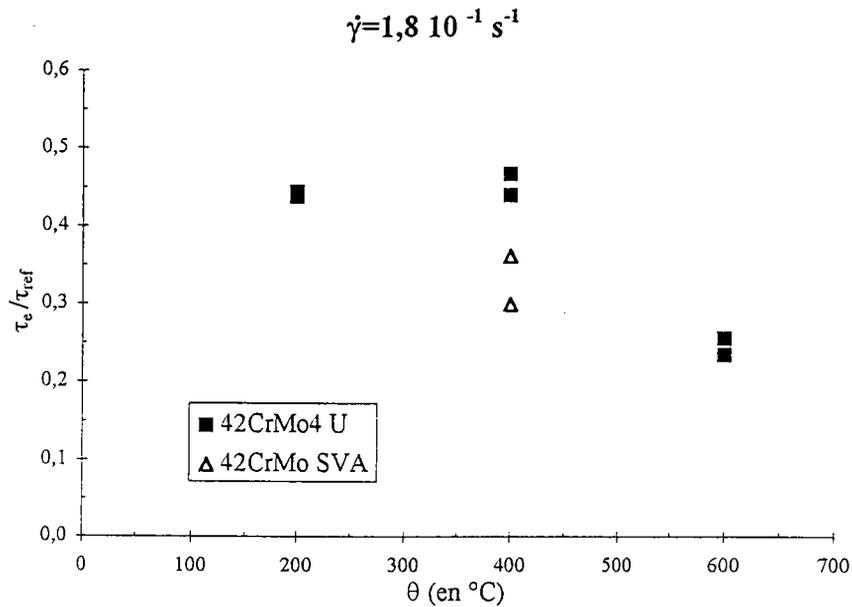


Figure III. 13 - 42CrMo4 U et 42CrMo4 SVA. Variation de la limite élastique en fonction de la température en torsion, pour $\dot{\gamma}_2 = 1.8 \cdot 10^{-1} \text{ s}^{-1}$.

3.3 Essais de compression dynamique

Les essais de compression dynamique ont été réalisés au California Institute of Technology (Pasadena, Californie) dans une collaboration avec le Professeur G. Ravichandran. Les courbes ont été dépouillées par son équipe afin de n'avoir que des réponses contraintes-déformations "propres" (les effets d'inertie et de frottement, pour chaque essai, ont été supprimés).

3.3.1 Essais de compression dynamique à température ambiante

Pour chaque nuance, 42CrMo4 U et 42CrMo4 SVA, une série de 4 vitesses de déformation à la température ambiante a été réalisée. La sensibilité à la vitesse de déformation a ainsi pu être évaluée pour les vitesses suivantes (figures III. 14 et III. 15) :

$$\dot{\epsilon}_1 = 10^3 \text{ s}^{-1}, \dot{\epsilon}_2 = 2.10^3 \text{ s}^{-1}, \dot{\epsilon}_3 = 5.10^3 \text{ s}^{-1}, \dot{\epsilon}_4 = 10^4 \text{ s}^{-1}$$

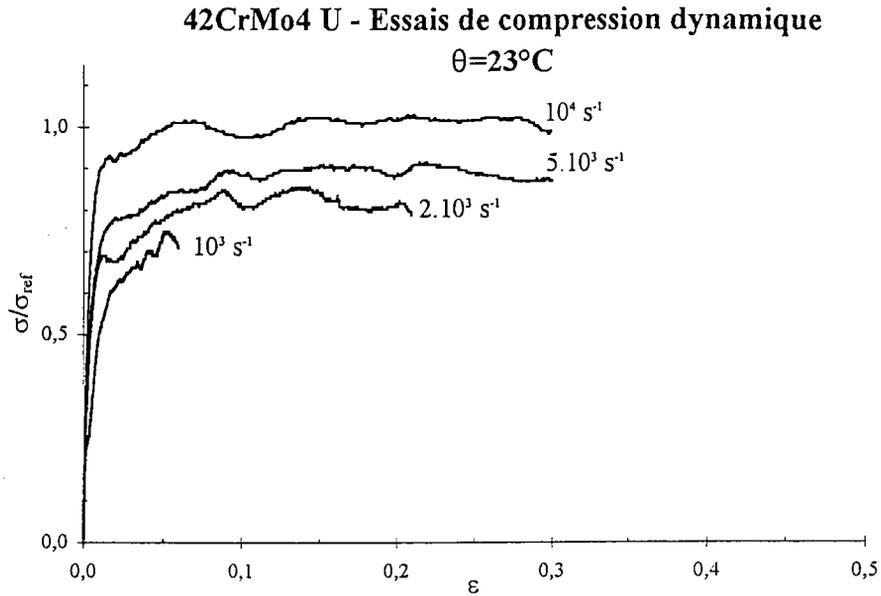


Figure III. 14 - 42CrMo4 U. Essais de compression dynamique sur les barres d'Hopkinson, à la température ambiante et à différentes vitesses de déformation.

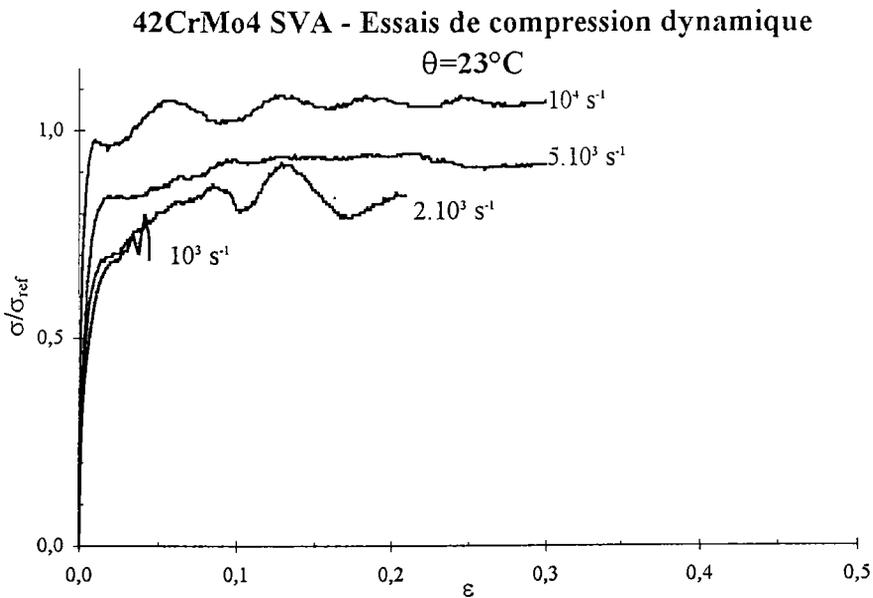


Figure III. 15 - 42CrMo4 SVA. Essais de compression dynamique sur les barres d'Hopkinson, à la température ambiante et à différentes vitesses de déformation.

Les oscillations des réponses des matériaux sont dues aux réflexions d'ondes dans l'éprouvette lors de l'impact.

Pour les deux matériaux, 42CrMo4 U et 42CrMo4 SVA, nous remarquons, pour $\dot{\varepsilon} = 10^3 \text{ s}^{-1}$, un fort écrouissage initial, suivi d'une rupture brutale à une déformation faible ($\varepsilon \approx 0,05$).

La sensibilité à la vitesse de déformation du 42CrMo4 U et 42CrMo4 SVA est visible, les contraintes d'écoulement augmentent de manière significative avec la vitesse. Pendant les essais aux grandes vitesses, la chaleur générée dans le matériau par les déformations viscoplastiques n'a pas le temps d'être évacuée vers l'extérieur. On parle alors d'échauffement adiabatique. Cela a pour effet d'adoucir la contrainte d'écoulement.

3.3.2 Essais de compression dynamique à différentes températures sur les barres d'Hopkinson

L'évaluation de l'adoucissement thermique des matériaux à grande vitesse de déformation a été obtenue en faisant des essais à différentes températures : $\theta = 23^\circ \text{ C}$, 300° C , 500° C et 700° C pour une vitesse de déformation de 10^4 s^{-1} (figure III. 16 et III. 17).

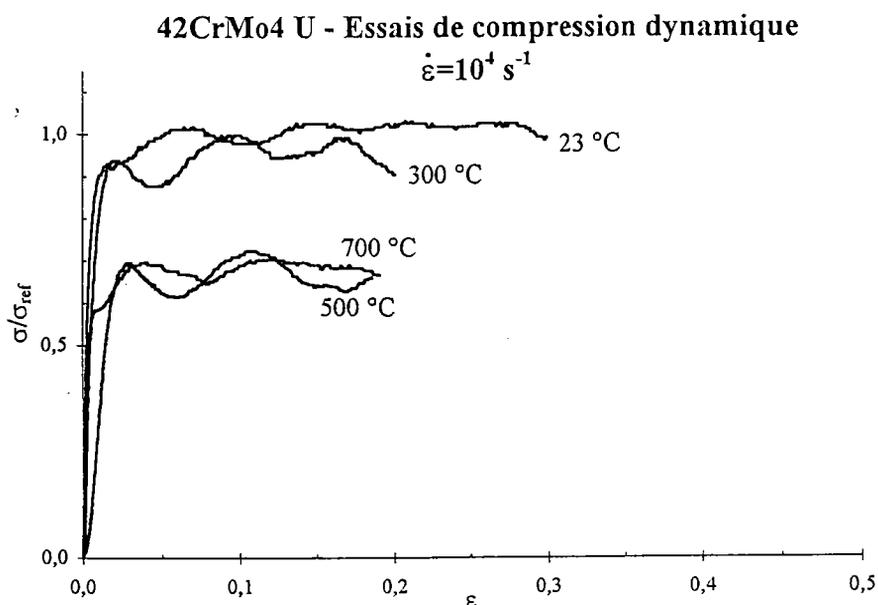


Figure III. 16 - 42CrMo4 U. Essais de compression sur les barres d'Hopkinson pour différentes températures (23° C à 700° C) pour une vitesse de déformation de 10^4 s^{-1} .

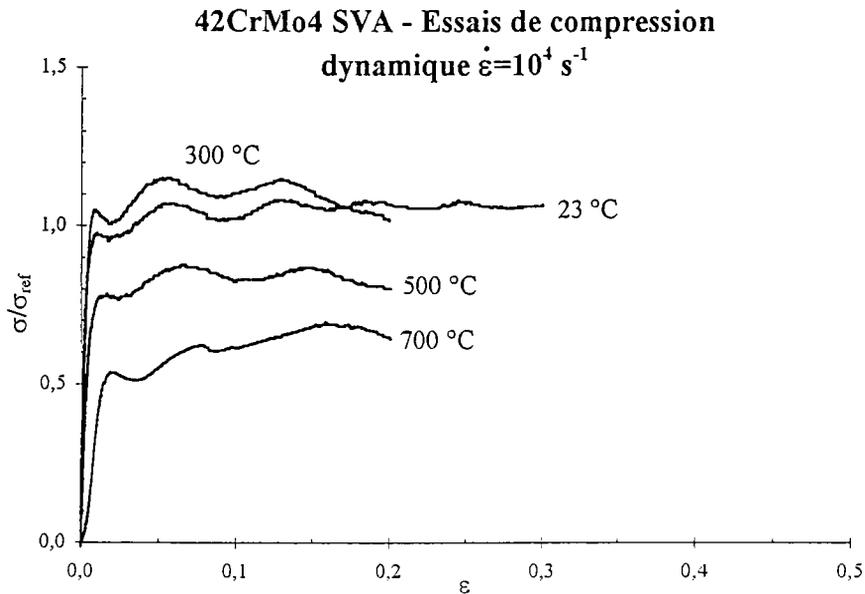


Figure III. 17 - 42CrMo4 SVA. Essais de compression sur les barres d'Hopkinson pour différentes températures (23° C à 700° C) pour une vitesse de déformation de 10^4 s^{-1} .

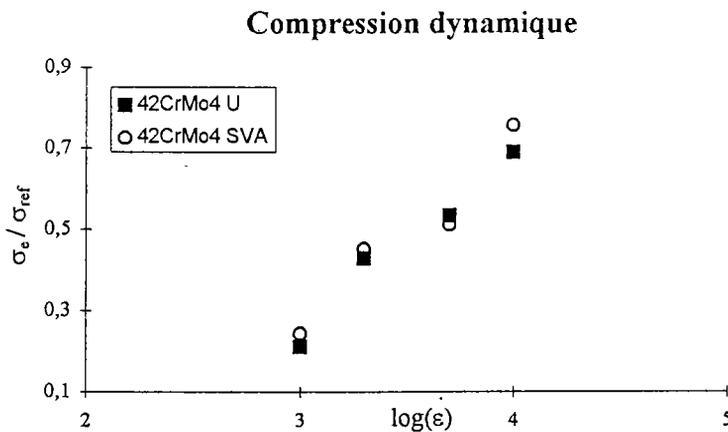


Figure III. 18 - Variation de la limite élastique en fonction du logarithme de la vitesse de déformation.

Lors des essais de torsion, la limite élastique du 42CrMo4 SVA était plus faible que celle du 42CrMo4 U, pour les faibles vitesses de déformation. Dans le cas d'essais

dynamiques (figure III. 18), on constate que la situation est inversée puisque la limite élastique du 42CrMo4 U est plus faible que celle du 42CrMo4 SVA.

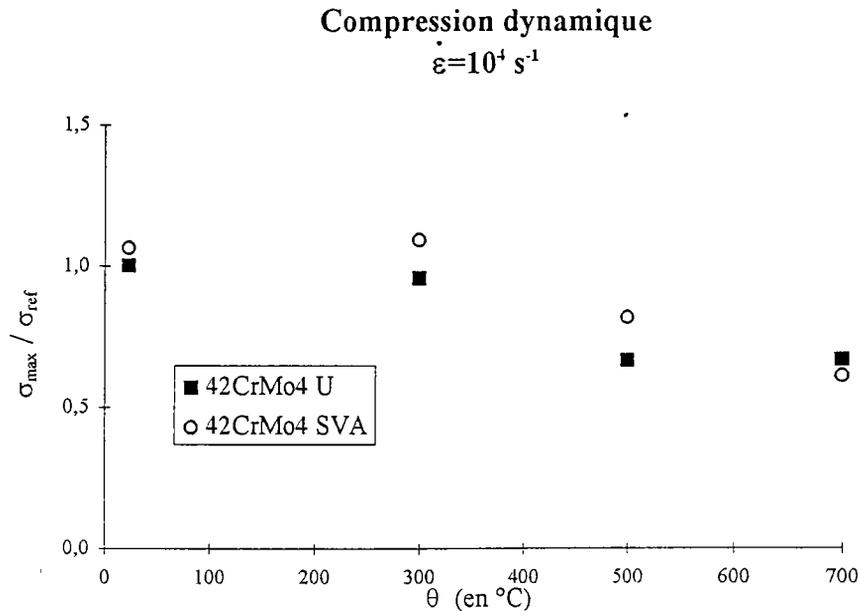


Figure III. 19 - Variation de la contrainte maximale en fonction de la température.

Les réponses en température sont de nature assez différentes. La figure III. 19 nous montre que l'adoucissement thermique du 42CrMo4 U est faible de 23° C à 300° C. Une soudaine chute de la contrainte est observée entre 300 et 500° C. Puis la réponse apparaît comme faiblement dépendante de la température pour $T > 500^\circ \text{ C}$.

La même observation est faite pour l'acier 42CrMo4 SVA, à la différence que, entre 300° C et 700° C la contrainte décroît linéairement avec la température. Cela autorise à penser que la nuance SVA continue à s'adoucir thermiquement pour des températures supérieures à 700° C (figure III. 20). L'adoucissement thermique peut être à l'origine d'un cisaillement conduisant à la segmentation du copeau. Les résultats obtenus permettent donc d'avancer une explication plausible quant à la tendance de la nuance SVA à se segmenter plus aisément que la nuance U. A noter qu'une autre explication peut être liée aux inclusions de sulfure dans le SVA fournissant des sites privilégiés pour initier une micro fissuration et une fragmentation du copeau.

Dans la suite de notre étude, la modélisation macroscopique du comportement pour les deux nuances pourra difficilement prendre compte les observations expérimentales entre 300 et 500° C.

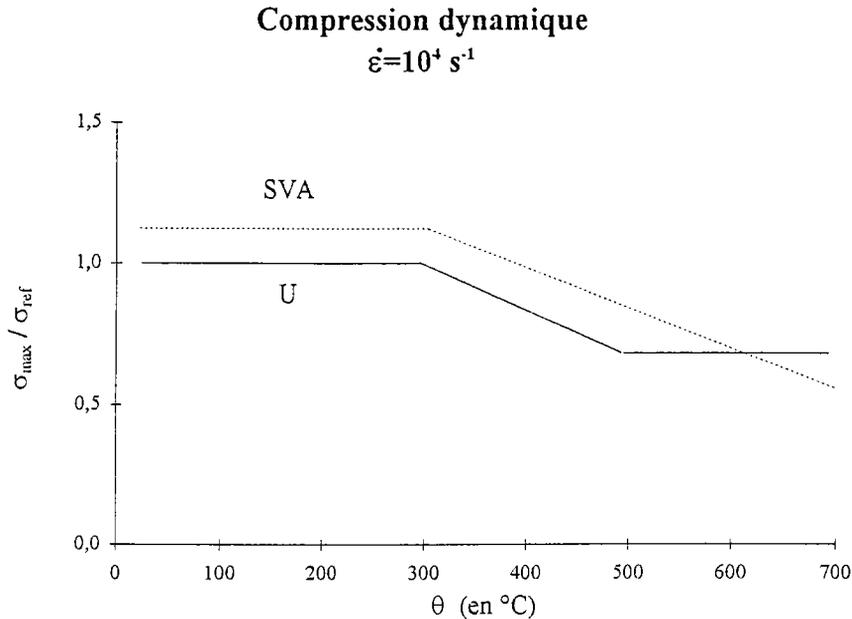


Figure III. 20 - 42CrMo4 U et 42CrMo4 SVA. Extrapolation de l'adoucissement thermique pour les deux aciers.

4. MODELISATION DU COMPORTEMENT

Nous rappelons, à la demande du CREAS, que les différentes valeurs des paramètres de la loi Johnson-Cook et de la loi Puissance Thermo-viscoplastique ne sont pas publiées.

4.1 Loi de JOHNSON-COOK

La figure III. 21 illustre l'évolution de la contrainte d'écoulement pour une déformation de $\bar{\epsilon} = 0.04$ en fonction du logarithme de la vitesse de déformation (essais de double cisaillement et de compression pour les vitesses quasi-statiques et dynamiques respectivement). On observe une zone de transition où la contrainte d'écoulement augmente fortement avec la vitesse de déformation. Nous proposons de modéliser la

réponse du matériau avec une loi de Johnson-Cook dans laquelle on introduit un changement de comportement pour une vitesse de transition donnée.

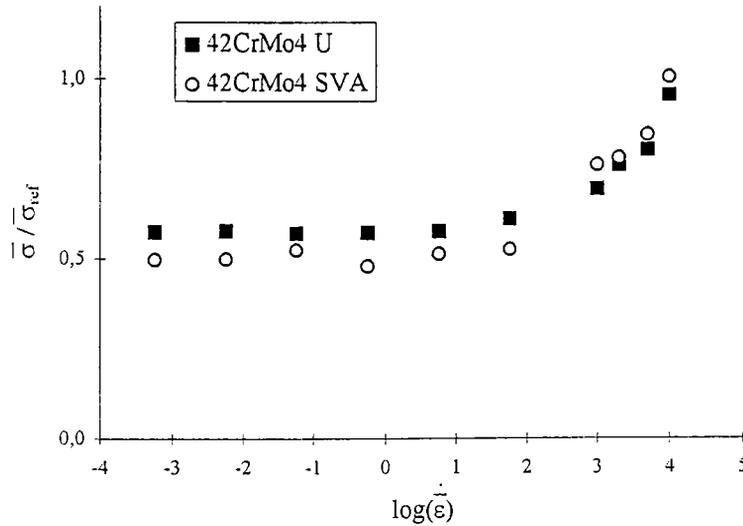


Figure III. 21 - 42CrMo4 U et 42CrMo4 SVA. Variation de la contrainte d'écoulement équivalente en fonction du logarithme de la vitesse de déformation équivalente pour une déformation donnée $\bar{\epsilon} = 0.04$ et à $\theta = 23^\circ \text{C}$.

La loi de Johnson-Cook avec changement de comportement s'écrit sous la forme suivante :

$$\left\{ \begin{array}{l} \bar{\sigma} = (A + B\bar{\epsilon}^n) \left(1 + \ln \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right)^{c_1} \right) \left(1 - \left(\frac{\theta - \theta_0}{\theta_f - \theta_0} \right)^m \right) \quad \text{si } \dot{\epsilon} \leq \dot{\epsilon}_t \\ \bar{\sigma} = (A + B\bar{\epsilon}^n) \left(1 + \ln \left(\left(\frac{\dot{\epsilon}_t}{\dot{\epsilon}_0} \right)^{c_1 - c_2} \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right)^{c_2} \right) \right) \left(1 - \left(\frac{\theta - \theta_0}{\theta_f - \theta_0} \right)^m \right) \quad \text{si } \dot{\epsilon} > \dot{\epsilon}_t \end{array} \right. \quad \text{(III - 12)}$$

$\bar{\sigma}$ est la contrainte équivalente,

$\bar{\epsilon}$ la déformation équivalente,

$\dot{\epsilon}$ la vitesse de déformation équivalente,

$\dot{\epsilon}_t$ la vitesse de déformation équivalente de transition,

$\dot{\epsilon}_0$ la vitesse de déformation équivalente de référence,



θ la température absolue,

θ_f la température de fusion du matériau,

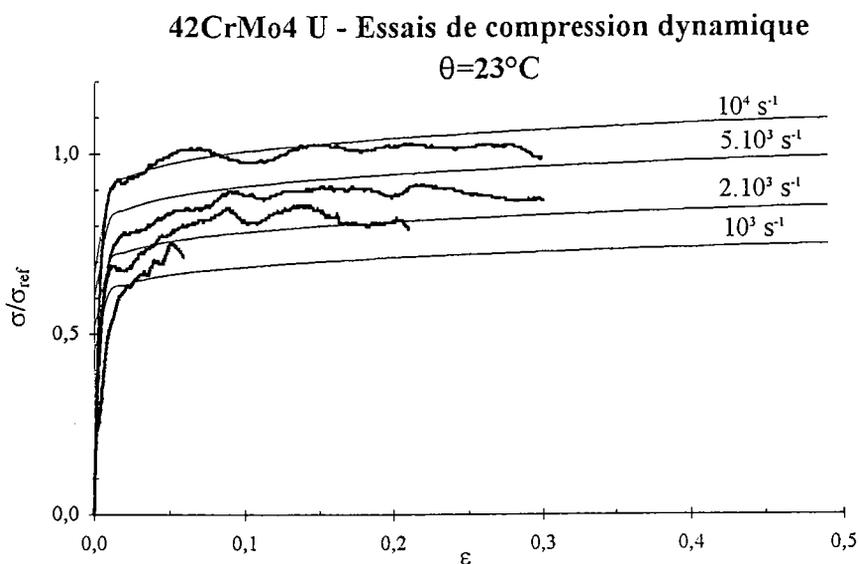
et θ_0 la température de référence.

Les constantes A , B , c_1 , c_2 , n et m sont des caractéristiques du matériau. Les constantes n et B caractérisent l'écroissage, c_1 et c_2 sont les sensibilités à la vitesse de déformation pour $\dot{\epsilon} < \dot{\epsilon}_t$ et $\dot{\epsilon} > \dot{\epsilon}_t$ respectivement. Enfin m détermine la sensibilité à la température.

Détermination des paramètres

Les différentes constantes ont été déterminées à l'aide des courbes expérimentales dans le but de pouvoir modéliser au mieux les deux nuances de la plus petite à la plus grande vitesse.

Nous comparons sur les figures III. 22 (a) (b) et III. 23 les points expérimentaux des essais de compression avec les prédictions du modèle pour quelques vitesses de déformation et pour quelques températures.



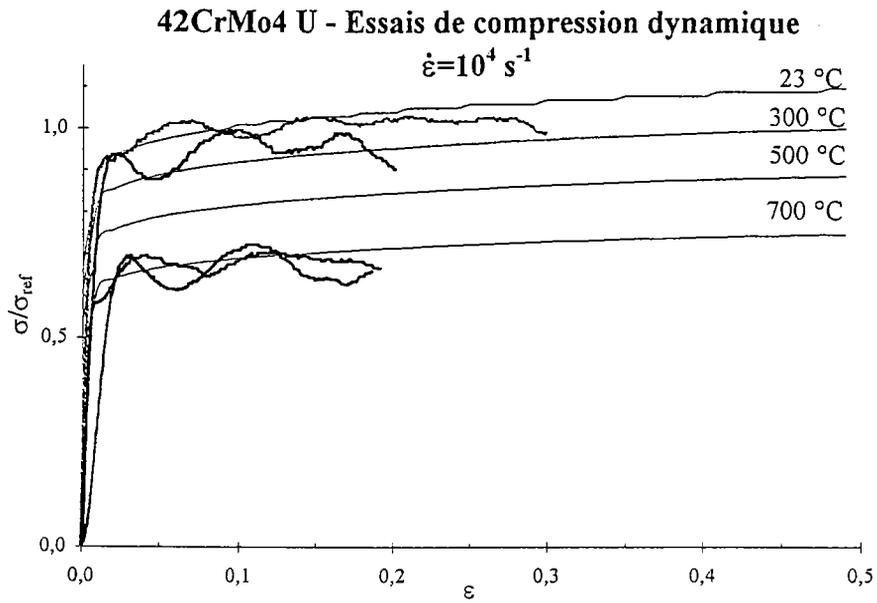


Figure III. 22 - 42CrMo4 U. Comparaison du modèle de Johnson-Cook avec les essais de compression.

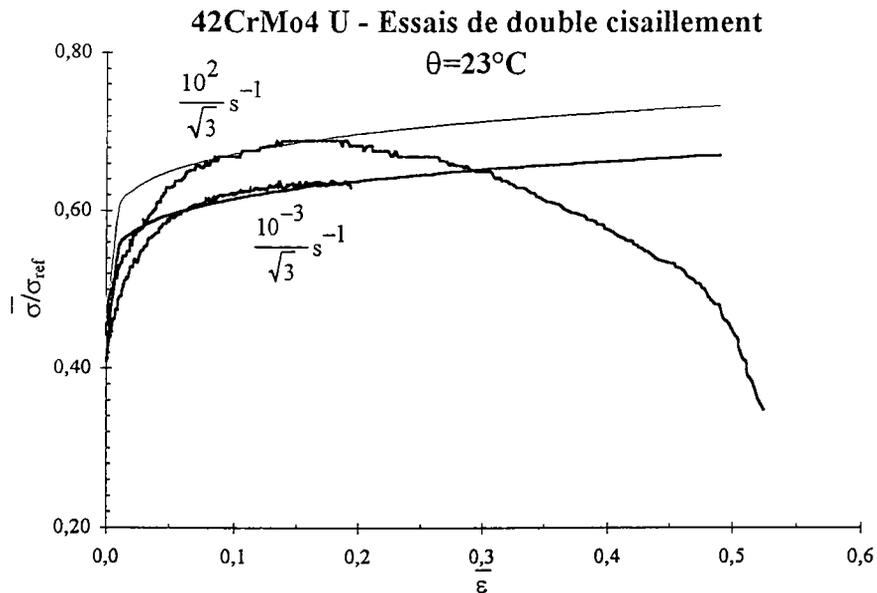


Figure III. 23 - 42CrMo4 U. Comparaison du modèle avec les essais de double cisaillement à la température ambiante. Les vitesses de déformation équivalente sont $\frac{10^{-3}}{\sqrt{3}} \text{ s}^{-1}$ et $\frac{10^2}{\sqrt{3}} \text{ s}^{-1}$.

4.2 Loi Puissance Thermoviscoplastique

La loi thermoviscoplastique proposée pour le 42CrMo4 s'écrit sous la forme suivante :

$$\begin{cases} \tilde{\tau} = \left(a_1 - a_2 \frac{\theta}{\theta_0} \right) (\gamma + \gamma_p)^{n(\theta/\theta_0)} \left(\frac{\dot{\tilde{\gamma}}}{\dot{\tilde{\gamma}}_0} \right)^{m_1} & \text{si } \dot{\tilde{\gamma}} \leq \dot{\tilde{\gamma}}_t \\ \tilde{\tau} = \left(a_1 - a_2 \frac{\theta}{\theta_0} \right) (\gamma + \gamma_p)^{n(\theta/\theta_0)} \left(\frac{\dot{\tilde{\gamma}}_t}{\dot{\tilde{\gamma}}_0} \right)^{(m_1 - m_2)} \left(\frac{\dot{\tilde{\gamma}}}{\dot{\tilde{\gamma}}_0} \right)^{m_2} & \text{si } \dot{\tilde{\gamma}} > \dot{\tilde{\gamma}}_t \end{cases} \quad (\text{III - 13})$$

θ est la température adimensionnelle et $\tilde{\theta}_0$ une température de référence. a_1 et a_2 sont des constantes, γ et γ_p représentent respectivement le glissement plastique et la prédéformation. $n(\theta/\theta_0)$ est le coefficient d'écrouissage en fonction de la température adimensionnelle, et $\tilde{\tau}$ est la contrainte d'écoulement en cisaillement. $\dot{\tilde{\gamma}}$ est la vitesse de glissement, $\dot{\tilde{\gamma}}_0$ la vitesse de glissement de référence et $\dot{\tilde{\gamma}}_t$ la vitesse de glissement de transition.

L'adoucissement thermique est supposé être une fonction linéaire décroissante de la température adimensionnelle. L'écrouissage est traduit par un terme puissance avec un exposant fonction décroissante de la température (figure III. 24). La dépendance en vitesse de déformation est également exprimée par un terme puissance avec un exposant constant m_1 ou m_2 dont la valeur dépend de l'intervalle de vitesse considéré.

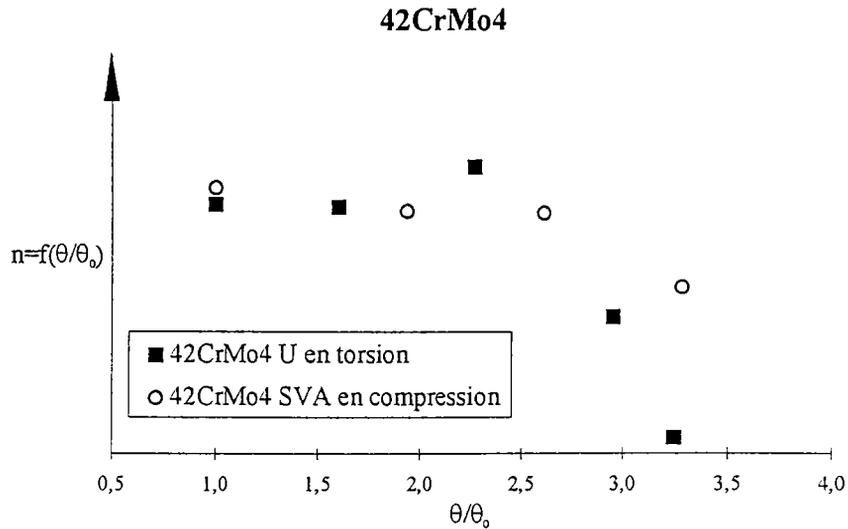


Figure III. 24 - 42CrMo4 U et SVA. Variation du coefficient d'écroutissage expérimental avec la température adimensionnelle en torsion et en compression.

Nous comparons sur les figures III. 25 (a) (b) et III. 26 (a) (b) les prédictions du modèle pour quelques vitesses de déformation et pour quelques températures avec les points expérimentaux recueillis lors des essais de compression. Pour pouvoir comparer le modèle avec les essais de compression, on a écrit la loi (III - 13) en fonction des déformations et contraintes équivalentes de Von Mises $(\bar{\epsilon}, \bar{\sigma})$:

$$\left\{ \begin{array}{ll} \bar{\sigma} = (\sqrt{3})^{(1+n(\theta/\theta_0))} \left(a_1 - a_2 \frac{\theta}{\theta_0} \right) (\bar{\epsilon} + \bar{\epsilon}_p)^{n(\theta/\theta_0)} \left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \right)^{m_1} & \text{si } \dot{\bar{\epsilon}} \leq \dot{\bar{\epsilon}}_t \\ \bar{\sigma} = (\sqrt{3})^{(1+n(\theta/\theta_0))} \left(a_1 - a_2 \frac{\theta}{\theta_0} \right) (\bar{\epsilon} + \bar{\epsilon}_p)^{n(\theta/\theta_0)} \left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}_t}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \right)^{(m_1-m_2)} \left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \right)^{m_2} & \text{si } \dot{\bar{\epsilon}} > \dot{\bar{\epsilon}}_t \end{array} \right. \quad \text{(III - 14)}$$

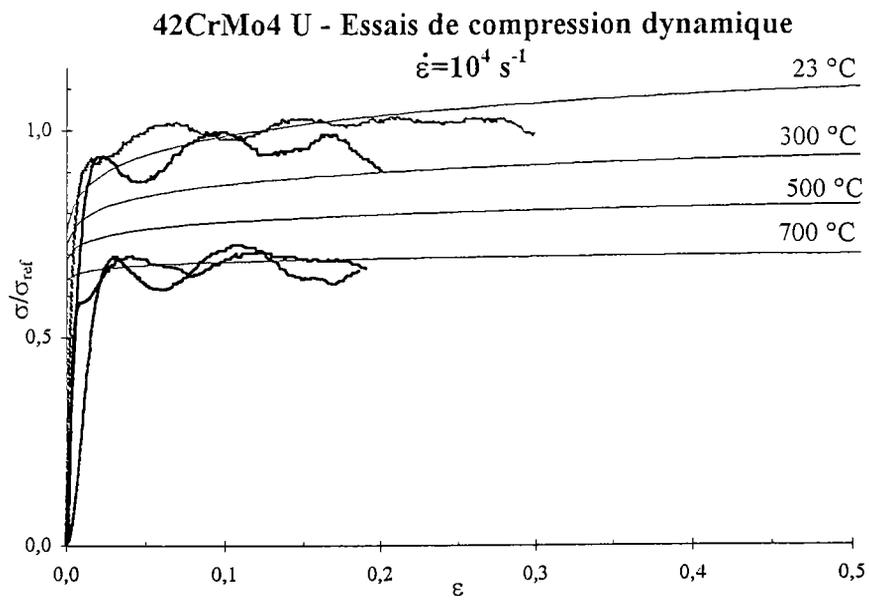
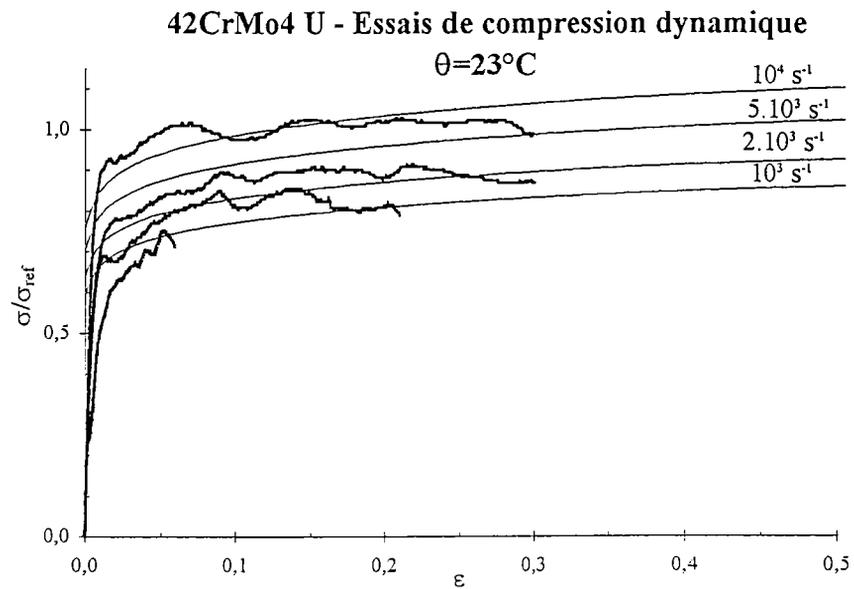


Figure III. 25 - 42CrMo4 U. *Comparaison du modèle de la loi puissance thermoviscoplastique avec les essais de compression.*

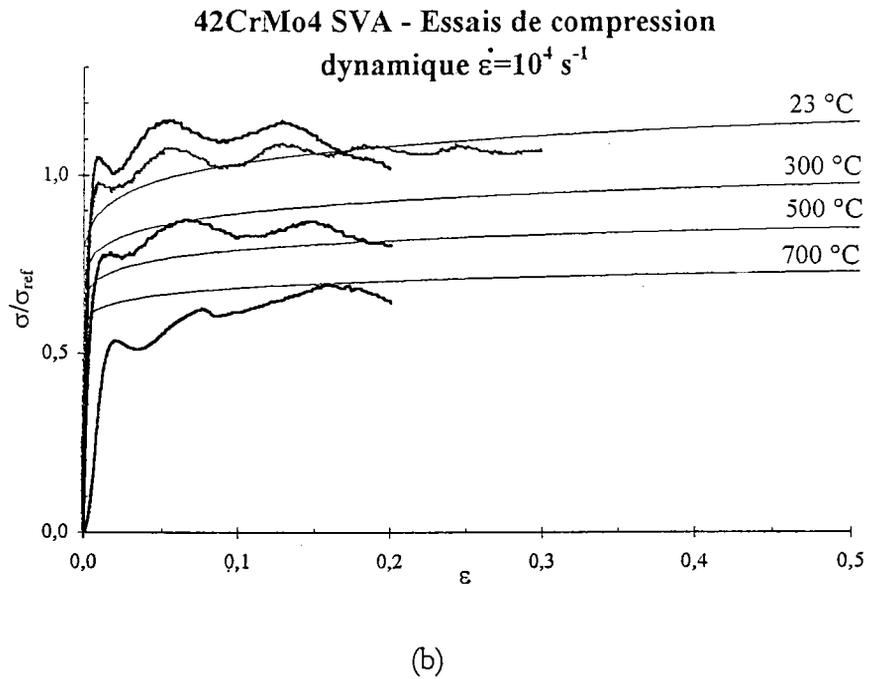
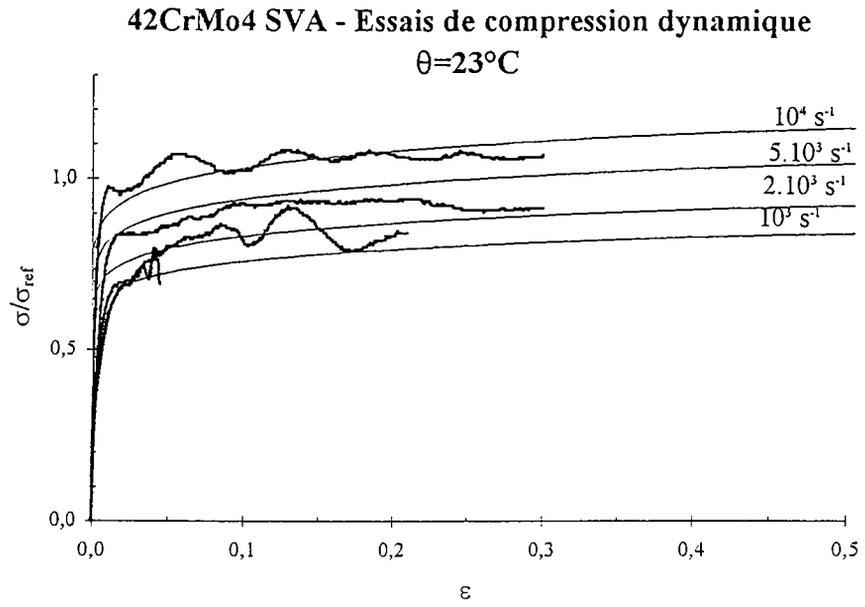


Figure III. 26 - 42CrMo4 SVA. Comparaison du modèle de la loi puissance thermoviscoplastique avec les essais de compression.

Sur les figures III. 27 et III. 28, nous présentons une comparaison entre la loi de Johnson-Cook déterminée par Grolleau [39] et les lois étudiées précédemment pour deux vitesses de déformation. Nous voyons que nos coefficients calculés approximent correctement les réponses expérimentales.

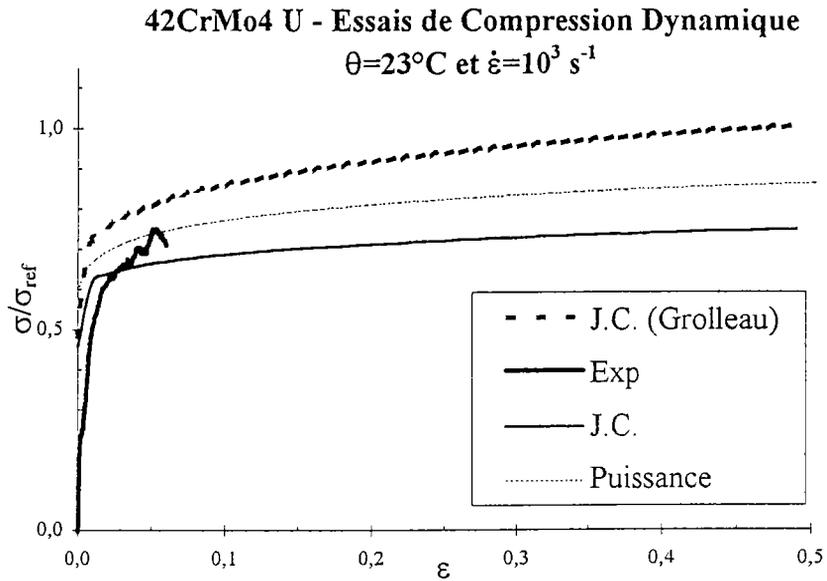


Figure III. 27 - 42CrMo4 U. Comparaison entre la loi de Johnson-Cook déterminée par Grolleau [39] et les lois proposées dans ce chapitre.

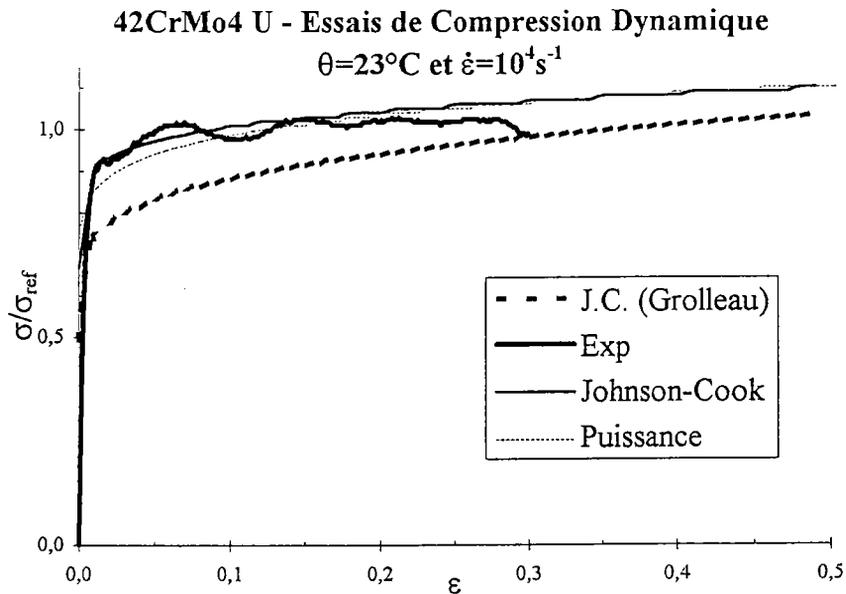


Figure III. 28 - 42CrMo4 U. Comparaison entre la loi de Johnson-Cook déterminée par Grolleau [39] et les lois proposées dans ce chapitre.

5. CONCLUSION

Nous avons, dans ce chapitre, étudié le comportement thermomécanique de deux nuances de l'acier 42CrMo4 : U et SVA (à usinabilité améliorée). Ceci a été réalisé pour introduire la loi de comportement dans notre modèle de coupe oblique.

L'étude du comportement en double cisaillement et en torsion nous a donné des renseignements seulement pour des vitesses de déformation quasi-statiques. Or, nous savons très bien que lors d'une opération d'enlèvement de matière, le matériau peut subir des grandes vitesses de déformation et des grandes déformations. Par conséquent, l'apport des essais de compression dynamique à différentes températures nous a permis de mieux définir le comportement des deux matériaux à des vitesses élevées.

Une forte sensibilité à la vitesse de déformation des deux matériaux se manifeste pour des essais dynamiques. Les deux matériaux ont un comportement assez proche l'un de l'autre pour les essais de compression à température ambiante. L'érouissage se sature rapidement aux grandes déformations. A haute température, on observe une diminution linéaire de la contrainte avec la température pour l'acier 42CrMo4 SVA et une décroissance en plateau pour l'acier 42CrMo4 U. Cela peut contribuer à expliquer la meilleure susceptibilité de la nuance SVA au cisaillement adiabatique et à la segmentation du copeau.

Les matériaux 42CrMo4 U et 42CrMo4 SVA subissent un changement de comportement au dessus de la vitesse de déformation de transition donnée. Ces matériaux ont été modélisés par des lois macroscopiques qui tiennent compte de ce changement de comportement. Nous avons choisi la loi Johnson-Cook et la loi puissance thermo-viscoplastique avec un terme linéaire pour décrire l'adoucissement thermique. Ces deux lois décrivent correctement la réponse des essais quasi-statiques et dynamiques sauf au voisinage de 300° C pour le SVA et 500° C pour l'acier U.

Conclusion générale

L'objectif de cette thèse est la modélisation de deux procédés d'usinage fréquemment utilisés : le chariotage et le surfaçage. Pour atteindre cet objectif, nous avons d'abord analysé ces procédés (introduction) et noté que l'enlèvement de matière s'effectuait avec deux arêtes de coupe (arête primaire et arête secondaire) reliées par le bec de l'outil. Nous avons à notre disposition un modèle thermomécanique de coupe orthogonale ou modèle de la bande de cisaillement. Notre approche a alors été la suivante : aux deux arêtes de coupe et au rayon de bec, nous associons une arête de coupe équivalente unique. Cette arête est oblique dans le cas général. Nous n'avons trouvé aucun modèle nous satisfaisant de coupe oblique dans la littérature. Par conséquent, nous avons généralisé le modèle de la bande de cisaillement à la coupe oblique (chapitre I).

Les essais d'usinage ont été réalisés sur deux nuances de l'acier 42CrMo4 élaborées par ASCOMETAL (groupe USINOR-SACILOR). Les essais de tournage ont été effectués au Centre de Recherche des Aciers Spéciaux (CREAS, ASCOMETAL) et les essais de fraisage à l'Ecole Centrale de Nantes. De même, le comportement de ces deux nuances a été étudié à l'aide d'essais réalisés au LPMM et à CALTECH (Pasadena, Californie) et nous avons proposé une modélisation de leur comportement (chapitre III).

Dans les deux applications proposées, nous avons cherché les conditions géométriques de coupe afin de définir l'arête oblique équivalente. Nous avons ensuite déduit des essais de coupe orthogonale, l'angle de cisaillement et l'angle de frottement moyen supposés constants. Enfin, nous avons introduit dans le modèle de coupe oblique les informations nécessaires (position angulaire de l'arête équivalente, comportement du matériau, frottement à l'interface outil-copeau) pour calculer les efforts de coupe et les comparer aux résultats expérimentaux (chapitre II).

Ainsi, la modélisation du fraisage de face évite l'introduction des coefficients empiriques traditionnellement utilisés pour ce type d'opération. Le modèle permet de simuler une opération de surfaçage multidentés mais notre étude s'est limitée à une fraise monodent.

Comme nous l'avons dit précédemment, nous avons pris un angle de frottement moyen constant. Il nous paraîtrait plus judicieux de coupler nos travaux avec ceux de Moufki. Le frottement serait alors dépendant de la température qui elle-même est fonction des conditions de coupe. Ainsi, on pourrait élargir notre démarche à d'autres types d'opérations d'usinage et éviter toute une mise en oeuvre d'essais pour prédire les efforts de coupe en statique.

Le modèle permettra de déterminer la mise en position optimale afin de limiter les efforts de coupe, en faisant des simulations de surfaçage sur différentes positions de la pièce (Naryanaswami [65]). L'introduction des vibrations est aussi prévue dans un futur proche, afin de modéliser l'état de surface de la pièce usinée. Des travaux ont commencé sur ce sujet en coupe orthogonale (Nossyрева et Molinari [66]).

Annexes

Annexe A

DEFINITION DES REPERES EN COUPE OBLIQUE AVEC UNE SEULE ARETE - DETERMINATION DES VITESSES

A.1 Définition des repères

Dans notre modèle de la coupe oblique, nous avons utilisé des systèmes de repères relatifs à un outil avec une seule arête de coupe. Dans cette partie, nous définissons les différents repères choisis pour le plan de cisaillement et pour la face de coupe.

Dans le plan d'arête de l'outil : $P_s, (\vec{x}_0, \vec{y}_0)$

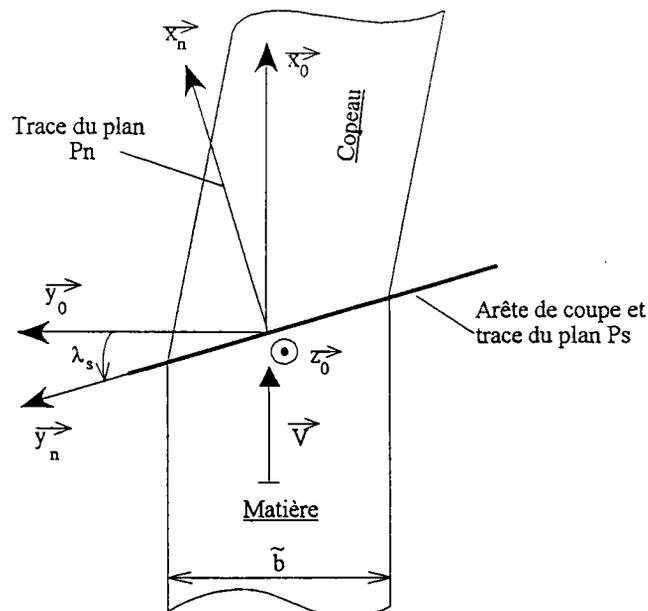


Figure A. 1 - Vue de dessus du processus de la coupe oblique avec une seule arête. Le plan normal est défini par (\vec{x}_n, \vec{z}_0) repéré par l'angle d'inclinaison λ_s qui est positif.

Nous pouvons écrire :

$$\bar{x}_n = \cos \lambda_s \bar{x}_0 + \sin \lambda_s \bar{y}_0 \quad (\text{A - 1})$$

$$\bar{y}_n = -\sin \lambda_s \bar{x}_0 + \cos \lambda_s \bar{y}_0 \quad (\text{A - 2})$$

et

$$\bar{x}_0 = \cos \lambda_s \bar{x}_n - \sin \lambda_s \bar{y}_n \quad (\text{A - 3})$$

Dans le plan normal : $P_n (\bar{x}_n, \bar{z}_0)$

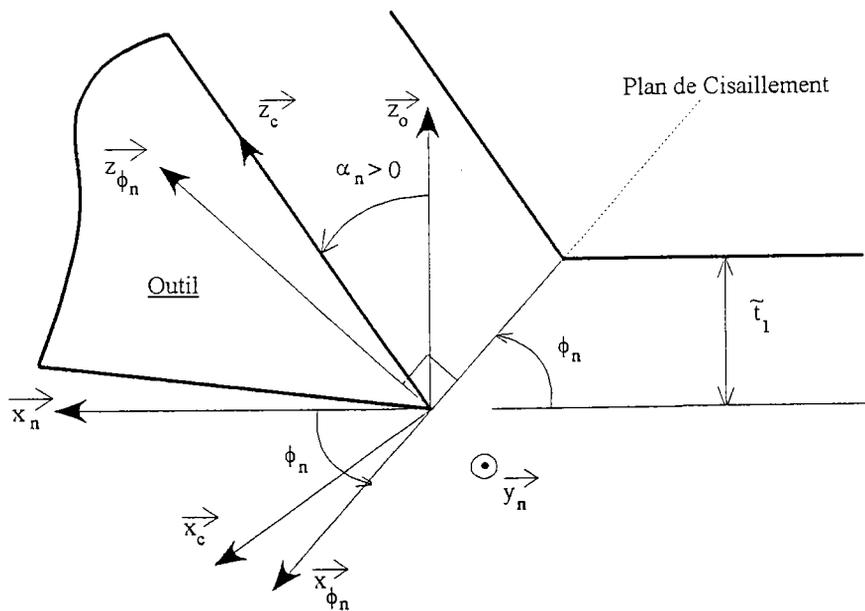


Figure A. 2 - Définition du plan de cisaillement $(\bar{x}_{\phi_n}, \bar{y}_n)$ et du plan de la face de coupe (\bar{y}_n, \bar{z}_c) repérés par l'angle de cisaillement ϕ_n et l'angle de coupe normal α_n , respectivement.

Le vecteur \bar{x}_n a pour expression dans le plan de cisaillement :

$$\bar{x}_n = \cos \phi_n \bar{x}_{\phi_n} + \sin \phi_n \bar{z}_{\phi_n} \quad (\text{A - 4})$$

d'après (A- 3), on a donc :

$$\boxed{\bar{x}_0 = \cos \lambda_s \cos \phi_n \bar{x}_{\phi_n} - \sin \lambda_s \bar{y}_n + \cos \lambda_s \sin \phi_n \bar{z}_{\phi_n}} \quad (\text{A - 5})$$

Ainsi \vec{z}_c dans la base $(\vec{x}_0, \vec{y}_0, \vec{z}_0)$ vaut:

$$\vec{z}_c = \sin \alpha_n \vec{x}_n + \cos \alpha_n \vec{z}_0 \quad (\text{A - 6})$$

ou

$$\vec{z}_c = \sin \alpha_n \cos \lambda_s \vec{x}_0 + \sin \alpha_n \sin \lambda_s \vec{y}_0 + \cos \alpha_n \vec{z}_0 \quad (\text{A - 7})$$

ou dans la base $(\vec{x}_{\phi_n}, \vec{z}_{\phi_n})$

$$\vec{z}_c = \cos(\phi_n - \alpha_n) \vec{z}_{\phi_n} - \sin(\phi_n - \alpha_n) \vec{x}_{\phi_n} \quad (\text{A - 8})$$

Dans le plan de la face de coupe : (\vec{y}_n, \vec{z}_c)

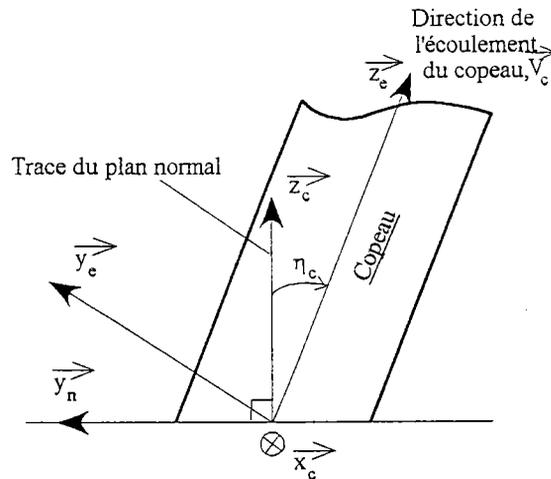


Figure A. 3 - L'écoulement du copeau se fait sur la face de coupe repéré par η_c .

Nous avons les relations suivantes:

$$\begin{cases} \vec{y}_n = \cos \eta_c \vec{y}_e - \sin \eta_c \vec{z}_e \\ \vec{z}_c = \sin \eta_c \vec{y}_e + \cos \eta_c \vec{z}_e \end{cases} \quad (\text{A - 9})$$

La direction d'écoulement vaut :

$$\vec{z}_e = \cos \eta_c \vec{z}_c - \sin \eta_c \vec{y}_n \quad (\text{A - 10})$$

ou encore, d'après l'équation (A - 8), nous pouvons trouver une expression dans le repère $(\vec{x}_{\phi_n}, \vec{y}_n, \vec{z}_{\phi_n})$:

$$\boxed{\vec{z}_e = -\cos \eta_c \sin(\phi_n - \alpha_n) \vec{x}_{\phi_n} - \sin \eta_c \vec{y}_n + \cos \eta_c \cos(\phi_n - \alpha_n) \vec{z}_{\phi_n}} \quad (\text{A - 11})$$

Dans le plan de cisaillement : $(\vec{x}_{\phi_n}, \vec{y}_n)$

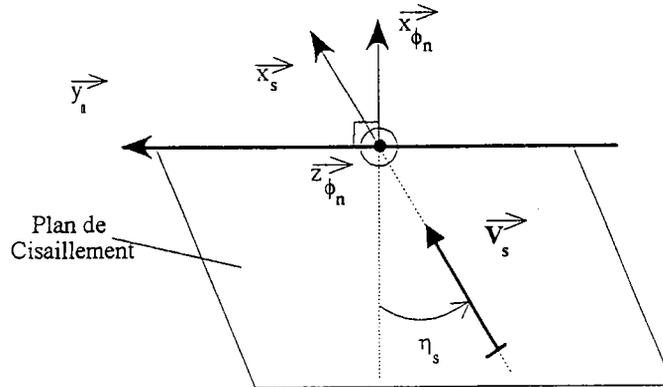


Figure A. 4 - Plan de cisaillement contenant l'arête de coupe.

La direction de cisaillement peut s'écrire :

$$\vec{x}_s = \cos \eta_s \vec{x}_{\phi_n} + \sin \eta_s \vec{y}_n \quad (\text{A - 12})$$

Le repère $(\vec{x}_{\phi_n}, \vec{y}_n, \vec{z}_{\phi_n})$ s'écrit en fonction du repère initial $(\vec{x}_0, \vec{y}_0, \vec{z}_0)$, en utilisant les équations (A - 1) et (A - 2) :

$$\begin{cases} \vec{x}_{\phi_n} = \cos \phi_n \vec{x}_n - \sin \phi_n \vec{z}_0 = \cos \phi_n \cos \lambda_s \vec{x}_0 + \cos \phi_n \sin \lambda_s \vec{y}_0 - \sin \phi_n \vec{z}_0 \\ \vec{y}_n = -\sin \lambda_s \vec{x}_0 + \cos \lambda_s \vec{y}_0 \\ \vec{z}_{\phi_n} = \sin \phi_n \vec{x}_n + \cos \phi_n \vec{z}_0 = \sin \phi_n \cos \lambda_s \vec{x}_0 + \sin \phi_n \sin \lambda_s \vec{y}_0 + \cos \phi_n \vec{z}_0 \end{cases} \quad (\text{A - 13})$$

Le repère $(\vec{x}_{\phi_n}, \vec{y}_n, \vec{z}_{\phi_n})$ s'écrit en fonction du plan d'écoulement du copeau (\vec{y}_e, \vec{z}_e) et de sa normale $\vec{x}_e (= \vec{x}_c)$, en utilisant le système (A - 9) :

$$\begin{cases} \vec{x}_{\phi_n} = \cos(\phi_n - \alpha_n) \vec{x}_c - \sin(\phi_n - \alpha_n) \vec{z}_c \\ \quad = \cos(\phi_n - \alpha_n) \vec{x}_c - \sin(\phi_n - \alpha_n) \sin \eta_c \vec{y}_e - \sin(\phi_n - \alpha_n) \cos \eta_c \vec{z}_e \\ \vec{y}_n = \cos \eta_c \vec{y}_e - \sin \eta_c \vec{z}_e \\ \vec{z}_{\phi_n} = \sin(\phi_n - \alpha_n) \vec{x}_c + \cos(\phi_n - \alpha_n) \vec{z}_c \\ \quad = \sin(\phi_n - \alpha_n) \vec{x}_c + \cos(\phi_n - \alpha_n) \sin \eta_c \vec{y}_e + \cos(\phi_n - \alpha_n) \cos \eta_c \vec{z}_e \end{cases} \quad (\text{A - 14})$$

A.2 Détermination des vitesses

A.2.1 Vitesses de coupe et de cisaillement

En décomposant la vitesse de coupe en vitesse du copeau et vitesse de cisaillement : $\vec{V} = \vec{V}_c + \vec{V}_s = \tilde{V}_c \vec{z}_c + \tilde{V}_s \vec{x}_s$. On projette cette équation sur les axes du repère $(\vec{x}_{\phi_n}, \vec{y}_n, \vec{z}_{\phi_n})$

à l'aide des équations (A - 5), (A - 11) et (A - 12), on obtient le système suivant :

$$\begin{cases} \tilde{V} \cos \lambda_s \cos \phi_n = -\tilde{V}_c \cos \eta_c \sin(\phi_n - \alpha_n) + \tilde{V}_s \cos \eta_s \\ -\tilde{V} \sin \lambda_s = -\tilde{V}_c \sin \eta_c + \tilde{V}_s \sin \eta_s \\ \tilde{V} \cos \lambda_s \sin \phi_n = \tilde{V}_c \cos \eta_c \cos(\phi_n - \alpha_n) \end{cases} \quad (\text{A - 15})$$

En résolvant ce système, on détermine les 3 inconnues η_s , \tilde{V}_s et \tilde{V}_c :

$$\begin{cases} \tan \eta_s = \frac{\tan \eta_c \sin \phi_n - \tan \lambda_s \cos(\phi_n - \alpha_n)}{\cos \alpha_n} \\ \tilde{V}_s = \tilde{V} \frac{\cos \lambda_s \cos \alpha_n}{\cos \eta_s \cos(\phi_n - \alpha_n)} \\ \tilde{V}_c = \tilde{V} \frac{\cos \lambda_s \sin \phi_n}{\cos \eta_c \cos(\phi_n - \alpha_n)} \end{cases} \quad (\text{A - 16})$$

A.2.2 Vitesses de cisaillement à l'entrée et à la sortie de la bande

Les vitesses de cisaillement \vec{V}_{s_0} et \vec{V}_{s_1} respectivement à l'entrée et à la sortie de la bande, correspondent à la projection de $\vec{V} (= \tilde{V} \vec{x}_0)$ et de $\vec{V}_c (= \tilde{V}_c \vec{z}_c)$ dans le plan de cisaillement $(\vec{x}_{\phi_n}, \vec{y}_n)$. En utilisant les relations (A - 5) et (A - 11), on obtient :

$$\begin{cases} \vec{V}_{s_0} = \tilde{V} [\cos \lambda_s \cos \phi_n \vec{x}_{\phi_n} - \sin \lambda_s \vec{y}_n] \\ \vec{V}_{s_1} = \tilde{V}_c [-\cos \eta_c \sin(\phi_n - \alpha_n) \vec{x}_{\phi_n} - \sin \eta_c \vec{y}_n] \end{cases} \quad (\text{A - 17})$$

Annexe B

PASSAGE DU SYSTEME ADIMENSIONNEL A UNE SEULE EQUATION

• L'équation du mouvement et de compatibilité permettent d'exprimer σ_{xz} et σ_{yz} en fonction de v_x et de v_y respectivement :

$$\begin{cases} \frac{d\sigma_{xz}}{dz} = D\dot{\gamma}_{xz} = DC \frac{dv_x}{dz} \\ \frac{d\sigma_{yz}}{dz} = D\dot{\gamma}_{yz} = DC \frac{dv_y}{dz} \end{cases}$$

En intégrant par rapport à la variable z , on trouve les expressions σ_{xz} et σ_{yz} définies à une constante près c_1 et c_2 respectivement :

$$\sigma_{xz} = DC v_x + c_1 \quad (\text{B - 1})$$

$$\sigma_{yz} = DC v_y + c_2 \quad (\text{B - 2})$$

• La loi d'écoulement plastique permet d'avoir l'égalité suivante :

$$\frac{\dot{\gamma}}{C\tau} = \frac{dv_x}{(CDv_x + c_1)dz} = \frac{dv_y}{(CDv_y + c_2)dz}$$

on peut écrire v_y en fonction de v_x :

$$v_y = \frac{1}{DC} [c_3 (DC v_x + c_1) - c_2] \quad (\text{B - 3})$$

Une constante c_3 apparaît. Cependant, en utilisant (B - 1) et (B - 2), nous avons la relation supplémentaire :

$$\sigma_{yz} = c_3 \sigma_{xz} \quad (\text{B - 4})$$

• Le glissement γ est calculé à partir de la loi de déformation en cisaillement en utilisant la loi d'écoulement plastique $\left(\frac{\dot{\gamma}}{C} = \frac{\tau}{\sigma_{xz}} \frac{dv_x}{dz} \right)$ et la relation suivante

$$\tau = \sqrt{\sigma_{xz}^2 + \sigma_{yz}^2} :$$

$$\frac{d\gamma}{dz} = \frac{\dot{\gamma}}{C} = \frac{1}{\sigma_{xz}} \sqrt{\sigma_{xz}^2 + \sigma_{yz}^2} \frac{dv_x}{dz} \quad (\text{B - 5})$$

A l'aide de (B - 4) et après intégration de (B - 5), le glissement γ s'exprime comme suit :

$$\gamma = \text{sgn}(\sigma_{xz}) \left[v_x \sqrt{1 + c_3^2} \right] + c_4 \quad (\text{B - 6})$$

c_4 est une constante d'intégration.

• L'équation de la chaleur devient une simple équation différentielle du 1^{er} ordre en utilisant les résultats des équations (B - 1), (B - 2) et (B - 3) et en se limitant au cas adiabatique ($K=0$), ainsi la température vaut :

$$\theta = B(1 + c_3^2) \left(\frac{DC}{2} v_x^2 + c_1 v_x \right) + c_5 \quad (\text{B - 7})$$

• La vitesse de déformation $\dot{\gamma}$ s'écrit à partir de la loi de comportement du matériau usiné :

$$\dot{\gamma} = \dot{\gamma}_0 \tau^{1/m} (\gamma + \gamma_p)^{-n(\theta)/m} \left(1 - \frac{a_2}{a_1} \theta \right)^{-1/m} \quad (\text{B - 8})$$

Nous avons écrit toutes nos inconnues en fonction d'une seule : v_x et d'une constante d'intégration c_1 . Le champ de vitesse v_x est obtenu à partir de l'équation différentielle suivante :

$$\boxed{\frac{dv_x}{dz} = \frac{\dot{\gamma}}{C\tau} \sigma_{xz}}$$

Détermination des constantes d'intégration : c_2, c_3, c_4 et c_5

La formule (B - 4) doit être vérifiée en tous les points de la bande, en particulier au début ($z=0$) et à la sortie ($z=1$). Les constantes c_2 et c_3 sont déterminées à partir des équations (B - 1), (B - 2) et (B - 4), on a donc le système suivant {on notera $v_i^0 = v_i(z=0)$ et $v_i^1 = v_i(z=1)$ pour $i=x, y$ } :

$$\begin{cases} DC v_y^0 + c_2 = c_3 [DC v_x^0 + c_1] \\ DC v_y^1 + c_2 = c_3 [DC v_x^1 + c_1] \end{cases}$$

Il est alors possible d'exprimer c_2 et c_3 en fonction de c_1 de la manière suivante :

$$c_2 = \frac{v_y^1 (DC v_x^0 + c_1) - v_y^0 (DC v_x^1 + c_1)}{v_x^1 - v_x^0} \quad (\text{B - 9})$$

et

$$c_3 = \frac{DC v_y^0 + c_2}{DC v_x^0 + c_1} \quad (\text{B - 10})$$

Au début de la bande ($z=0$), la matière n'est pas encore déformée ($\gamma=0$) et la température est celle du matériau avant usinage ($\theta=1$). Ainsi, on peut calculer les constantes d'intégration c_4 et c_5 :

$$c_4 = -\text{sgn}(\sigma_{xz}) \sqrt{1 + c_3^2} v_x^0 \quad (\text{B - 11})$$

et

$$c_5 = 1 - B(1 + c_3^2) \left(\frac{DC}{2} (v_x^0)^2 + c_1 v_x^0 \right) \quad (\text{B - 12})$$

Annexe C

GEOMETRIE DE L'OUTIL

Cet annexe est consacré à la description des outils employés dans cette étude. Nous présentons les différents paramètres rencontrés en usinage, plus particulièrement en chariotage et en surfaçage.

La présentation des différents repères et des différents angles nous permettra de mieux appréhender les opérations d'usinage.

C.1 Système de référence de l'outil

(NF E 66-502 et NF E 66-503/505)

Pour définir la géométrie d'un outil de coupe, un système de plans fondamentaux est adopté. Pour chaque plan, on définit un repère orthonormé direct, placé au point P quelconque considéré de l'arête principale de l'outil en contact de l'outil (figure C. 1). Ces plans correspondent au norme reconnue en usinage NF E 66-502 et NF E 66-503/505.

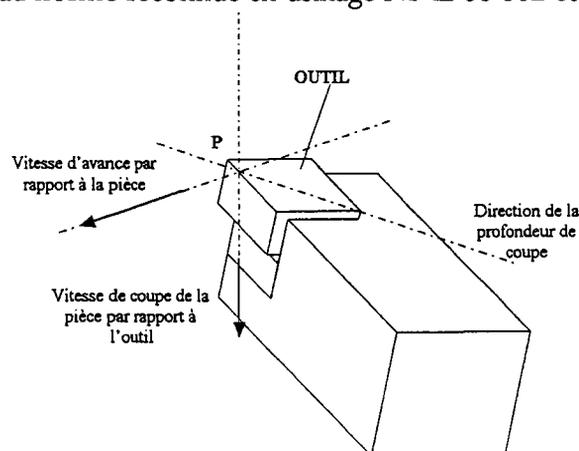


Figure C. 1 - Repérage de l'outil en tournage
(P est un point quelconque de l'arête de l'outil).

Plan de Référence de l'outil : P_r

C'est le plan passant par le point P considéré de l'arête, qui a pour normale en ce point la vitesse de coupe supposée (figures C. 2 et C. 4). Il est défini par le repère $(P, \bar{y}_0, \bar{z}_0)$, avec \bar{x}_0 sa normale.

Plan de travail Conventionnel : P_f

C'est le plan passant par le point considéré P de l'arête qui est perpendiculaire au plan P_r , et qui contient la vitesse d'avance supposée (figure C. 2). Il est associé au repère $(P, \bar{x}_f, \bar{z}_f)$, avec \bar{y}_f sa normale.

Plan vers l'arrière de l'outil : P_p

C'est le plan passant par P qui est perpendiculaire à la fois au plan P_r et au plan P_f (figure C. 2). Il est défini par le repère $(P, \bar{x}_p, \bar{y}_p)$, avec \bar{z}_p sa normale.

En tournage, les plans P_r , P_f et P_p sont mutuellement perpendiculaires entre eux, ce qui nous donne :

$$\begin{cases} \bar{x}_0 = \bar{x}_f = \bar{x}_p \\ \bar{y}_0 = \bar{y}_f = \bar{y}_p \\ \bar{z}_0 = \bar{z}_f = \bar{z}_p \end{cases}$$

Plan d'arête de l'outil : P_s

C'est le plan perpendiculaire au plan P_r qui est tangent à l'arête au point P (figure C. 3). Il est défini par le repère $(P, \bar{x}_s, \bar{y}_s)$, ayant \bar{z}_s pour normale.

Dans le cas particulier d'un outil rectiligne, le plan P_s contient l'arête de coupe.

Plan normal à l'arête de l'outil : P_n

C'est le plan qui, passant par le point P a pour normale l'arête de l'outil (figure C. 3). Il est défini par le repère $(P, \bar{x}_n, \bar{z}_n)$, avec \bar{y}_n sa normale.

Plan d'arête secondaire de l'outil : P_s

C'est le plan perpendiculaire au plan P_r qui est tangent à l'arête secondaire (figure C. 3). Il est défini par le repère $(P, \bar{x}_s, \bar{y}_s)$, ayant \bar{y}_s pour normale.

Dans la suite, on choisira comme point P la pointe de l'outil, désigné par O (origine des différents repères, voir figure C. 4).

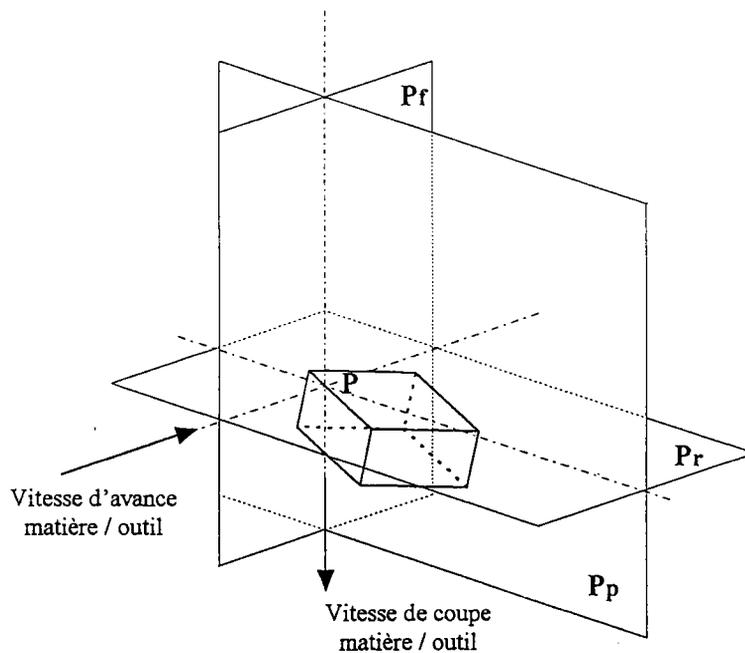


Figure C. 1 - Représentation des trois plans de base P_r , P_s et P_n .

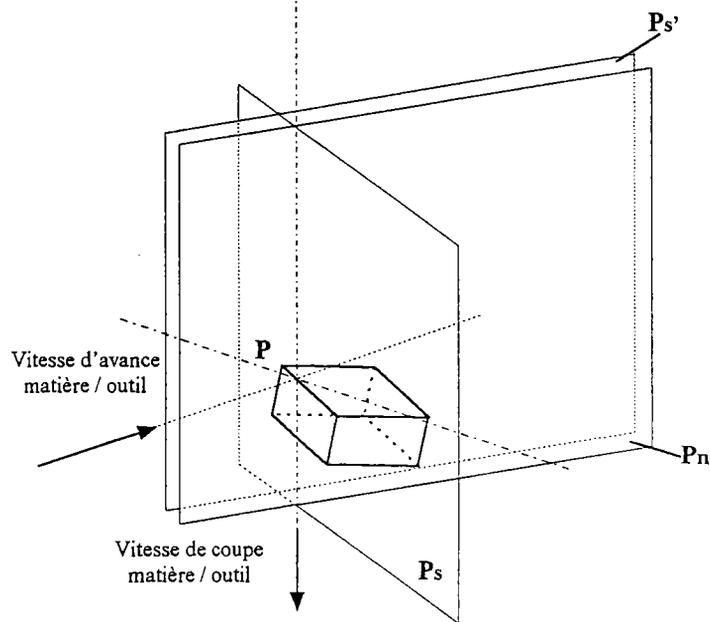


Figure C. 3 - Représentation de P_s , P_n et $P_{s'}$.

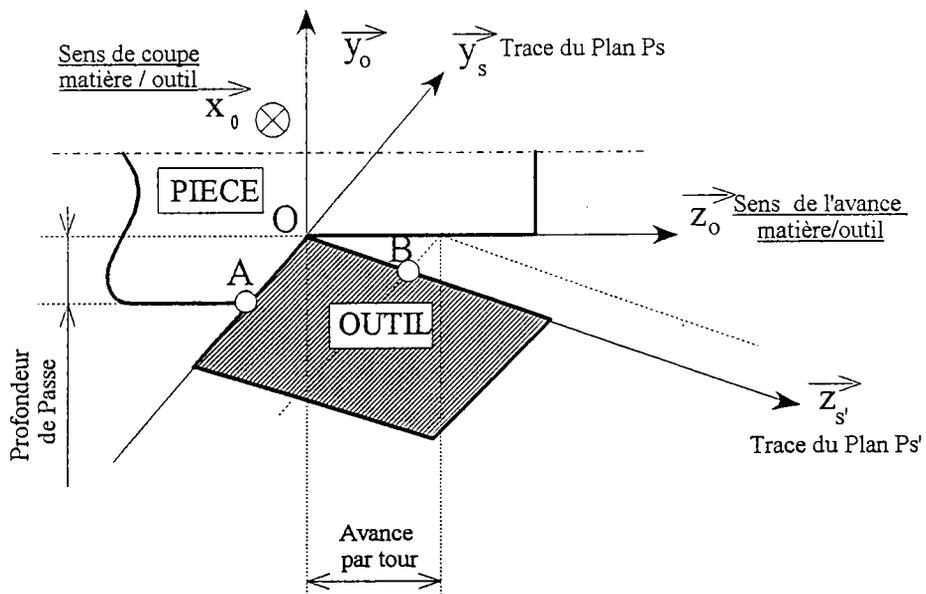


Figure C. 4 - Représentation schématique, dans le plan P_p , d'une opération de tournage avec un outil sans rayon de bec.

C.2 Angles de l'outil

Nous présentons ci-dessous les différents angles qui se rattachent à la géométrie de l'outil et au processus d'usinage.

Angle de direction d'arête de l'outil : κ_r (figure C. 5)

C'est l'angle, dans le plan P_r , formé par le plan conventionnel de travail P_f et le plan d'arête de l'outil P_s . Il est mesuré de P_f vers P_s , dans le sens où la trace de P_s dans P_r s'éloigne du bec de l'outil.

Angle de direction complémentaire de l'outil : ψ_r

C'est l'angle aigu mesuré P_r , entre le plan d'arête de l'outil P_s et le plan vers l'arrière P_p . Il désigne donc l'angle complémentaire de κ_r .

Angle de pointe de l'outil : ε_r (figure C. 5)

C'est l'angle, mesuré dans le plan P_r , entre le plan P_s et le plan d'arête secondaire $P_{s'}$.

Angle de direction de l'arête secondaire de l'outil : κ'_r (figure C. 5)

C'est l'angle, mesuré dans le plan P_r , entre le plan conventionnel de travail P_f et la projection de l'arête secondaire dans le plan de référence de l'outil P_r .

Il est à noter que les angles de direction d'arête de l'outil κ_r , de pointe de l'outil ε_r et de direction d'arête secondaire de l'outil κ'_r sont liés par la relation : $\kappa_r + \varepsilon_r + \kappa'_r = \pi$

Angle d'inclinaison de l'arête de l'outil : λ_s (figure C. 6)

C'est l'angle, formé par l'arête de l'outil et la trace du plan P_r dans P_s .

L'angle d'inclinaison de l'arête est toujours un angle aigu. Il est positif lorsqu'en s'éloignant de la pointe de l'outil, l'arête se trouve en dessous du plan P_r .

Angle de coupe normal : α_n ou γ_n (figure C. 7)

C'est l'angle, dans le plan P_n , entre la face de coupe et le plan de référence P_r .

L'angle de coupe normal α_n peut être positif ou négatif. Il est négatif, si en s'éloignant du point considéré de l'arête en suivant la face de coupe, celle-ci se trouve au-dessus du plan de référence.

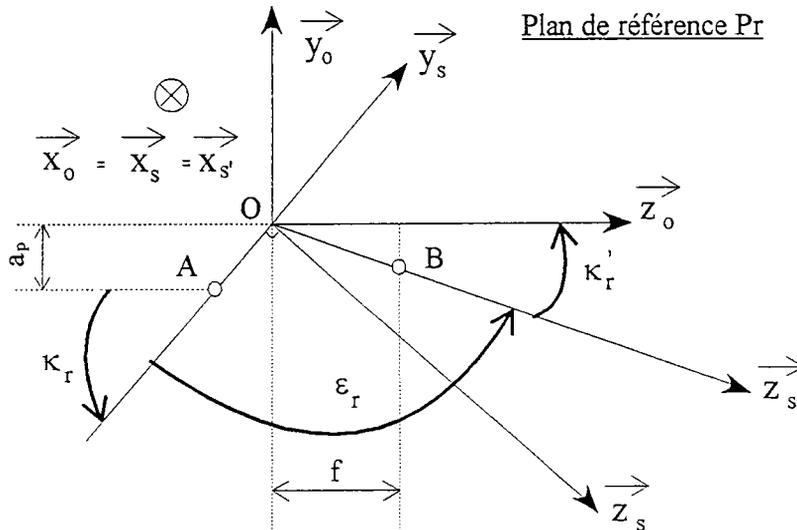


Figure C. 5 - Représentation de κ_r , ε_r et κ'_r dans le plan de référence.

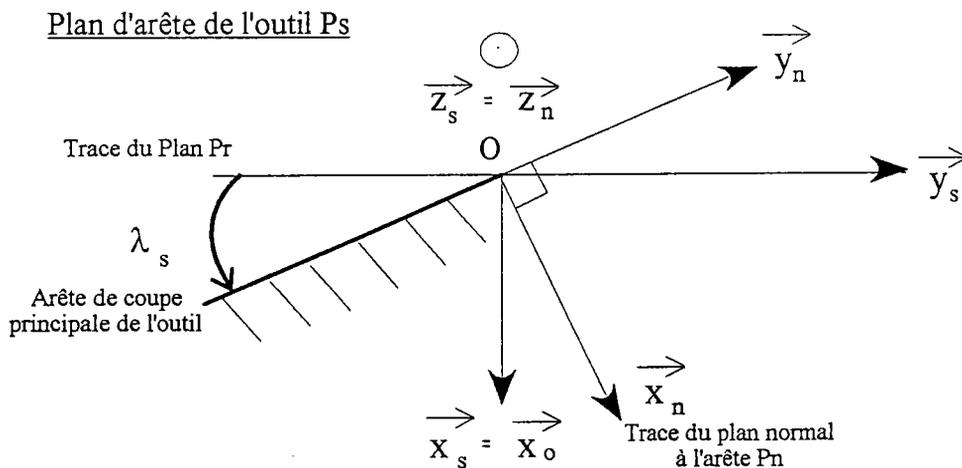


Figure C. 6 - Représentation de λ_s dans le plan d'arête de l'outil.

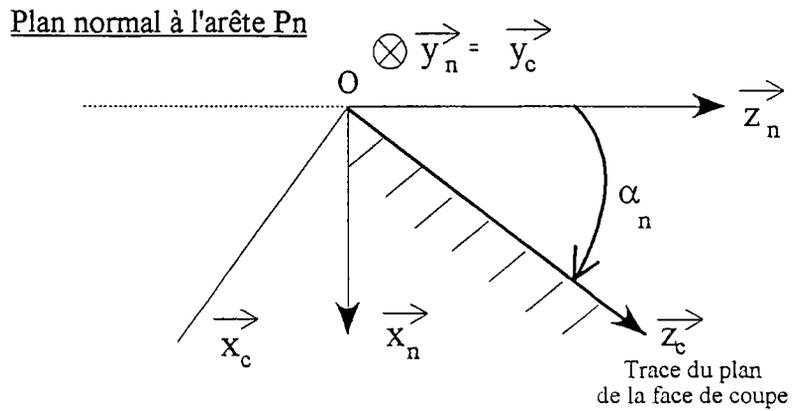


Figure C. 7 - Représentation de α_n dans le plan normal à l'arête.

Le fraisage en bout fait intervenir deux angles de coupe supplémentaires (figures C. 8 et C. 9) :

Angle de coupe vers l'arrière (axial) : α_p (ou γ_p normalisé)

C'est l'angle, mesuré dans le plan P_p , entre la face de coupe et le plan de référence P_r .

Angle de coupe latéral (radial) : α_f (ou γ_f normalisé)

C'est l'angle, mesuré dans le plan P_f , entre la face de coupe et le plan de référence P_r .

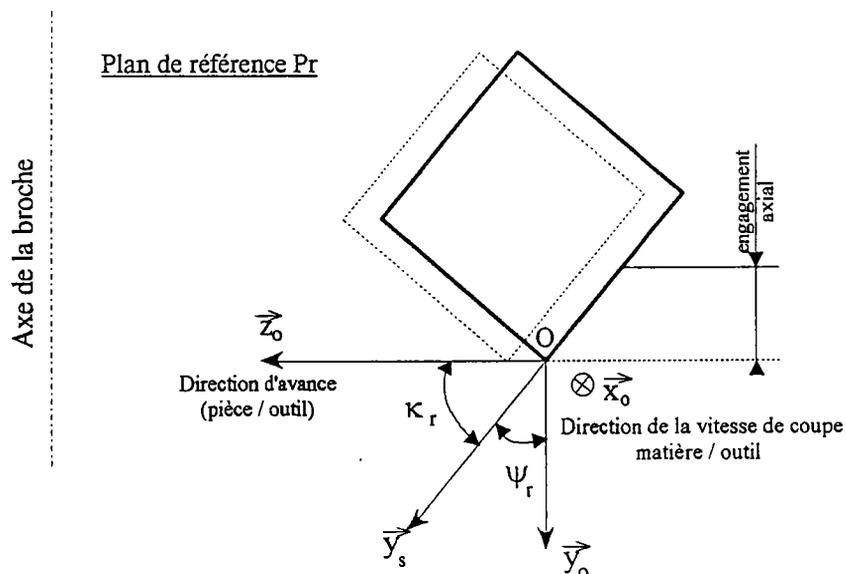


Figure C. 8 - Représentation schématique d'une opération de surfacage avec un outil sans rayon de bec, dans le plan P_r .

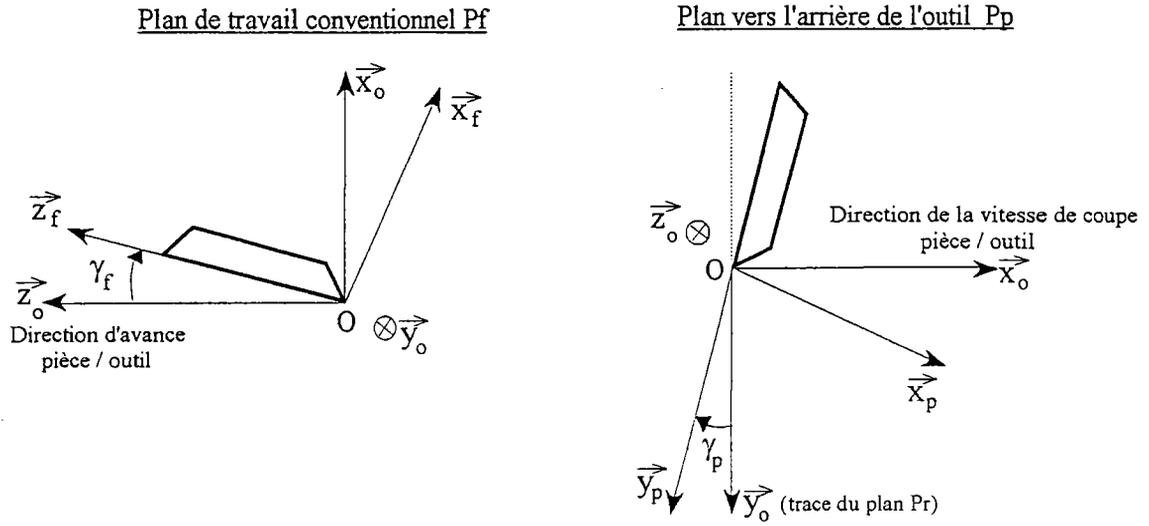


Figure C. 9 - Représentation de α_p et α_f (normalisés γ_p et γ_f) dans les plans P_p et P_f respectivement (cas du fraisage).

Annexe D

GEOMETRIE DE L'ARETE EQUIVALENTE

D.1 Définition des plans correspondants à l'arête équivalente

L'annexe C définit les différents plans liés à l'outil. Nous allons faire de même pour l'arête équivalente. On rappelle qu'en tournage, les plans P_r , P_f et P_p sont mutuellement perpendiculaires entre eux, ce qui nous donne :

$$\begin{cases} \bar{x}_0 = \bar{x}_f = \bar{x}_p \\ \bar{y}_0 = \bar{y}_f = \bar{y}_p \\ \bar{z}_0 = \bar{z}_f = \bar{z}_p \end{cases}$$

Dans la suite, un seul système d'axe sera considéré, le repère $(O, \bar{x}_0, \bar{y}_0, \bar{z}_0)$.

Plan de l'arête équivalente de l'outil : P_s^*

C'est le plan perpendiculaire au plan P_r qui est tangent à l'arête équivalente au point considéré de celle-ci (figure D. 1). Il est défini par le repère $(O, \bar{x}_s^*, \bar{y}_s^*)$, avec \bar{z}_s^* sa normale.

Plan normal à l'arête de l'outil : P_n^*

C'est le plan qui, passant par le point considéré de l'arête équivalente, admet l'arête fictive de l'outil pour normale en ce point (figure D. 1). Il est défini par le repère $(O, \bar{x}_n^*, \bar{z}_n^*)$, avec \bar{y}_n^* sa normale.

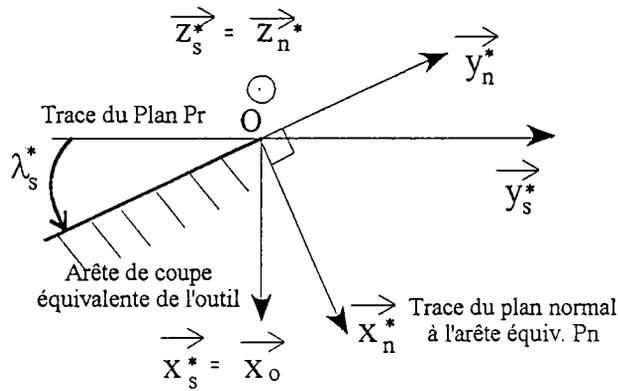
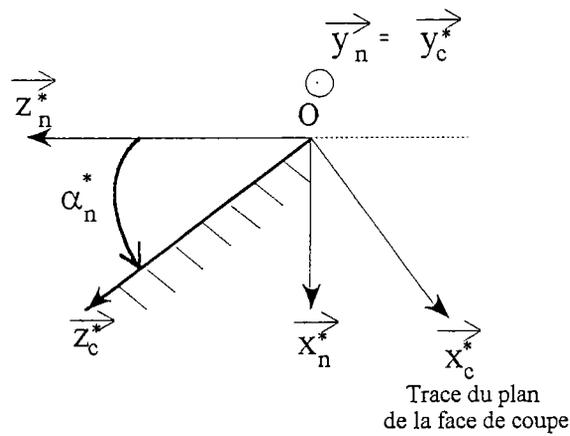
Plan d'arête équivalente de l'outilPlan normal à l'arête équivalente

Figure D. 1 - Représentation de λ_s^* et α_n^* dans les plan d'arête équivalente et dans le plan normal à l'arête fictive de l'outil respectivement.

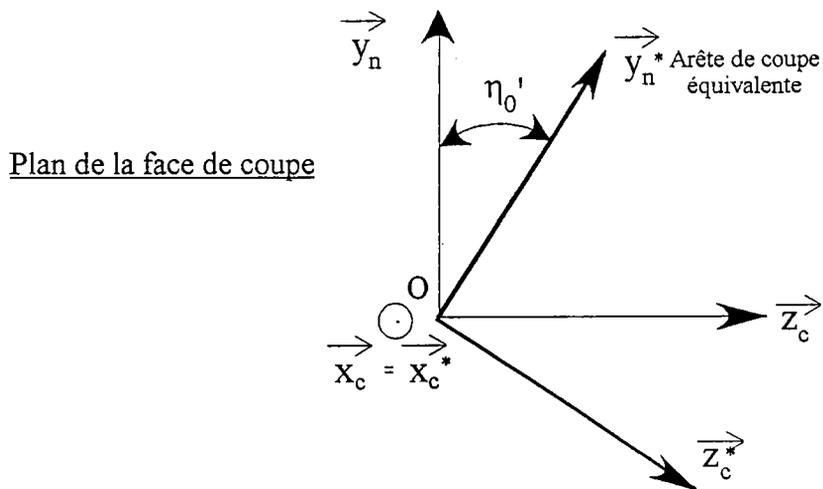


Figure D. 2 - Représentation de l'arête équivalente dans le plan de la face de coupe.

D.2 Calcul de η_0

La figure D. 3 montre la configuration de η_0 pour $\psi_r > 0$ ($\psi_r < 0$ n'est pas représenté). Le calcul de cet angle se fait dans le plan P_r .

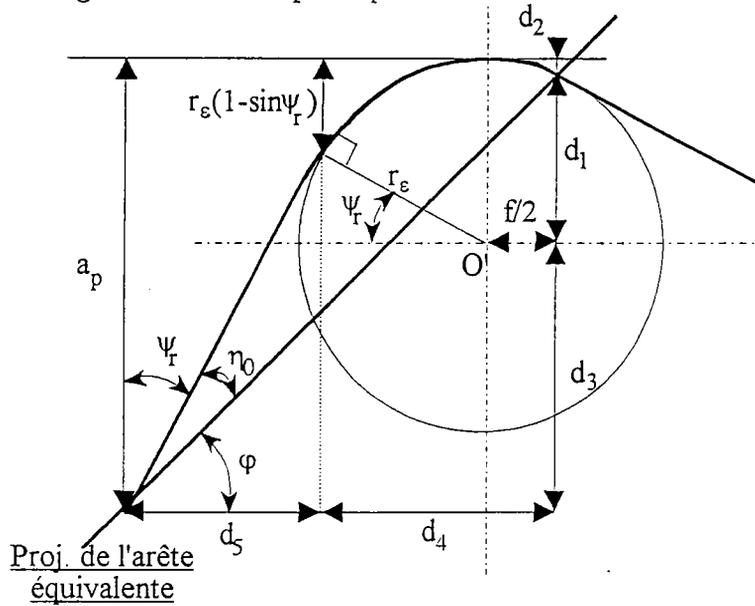


Figure D. 3 - Représentation de η_0 si $\psi_r > 0$. r_ϵ représente le rayon de bec, f l'avance par tour, a_p la profondeur de passe et ψ_r l'angle de direction complémentaire de l'outil.

Nous pouvons calculer η_0 en fonction a_p , r_ϵ et de f :

$$\eta_0 = \frac{\pi}{2} - \psi_r - \varphi \quad (D - 1)$$

$$\text{avec } \begin{cases} d_1 = \sqrt{r_\epsilon^2 - \left(\frac{f}{2}\right)^2} \\ d_2 = r_\epsilon - d_1 \\ d_3 = a_p - d_1 - d_2 \\ d_4 = \frac{f}{2} + r_\epsilon \cos \psi_r \\ d_5 = \sin \psi_r (a_p - r_\epsilon (1 - \sin \psi_r)) \\ \varphi = \tan^{-1} \left(\frac{d_1 + d_3}{d_4 + d_5} \right) \end{cases}$$

D.3 Calcul des autres paramètres équivalents

Les relations à connaître sont :

$$\begin{aligned}
 \vec{x}_s^* &= \cos \lambda_s^* \vec{x}_n^* - \sin \lambda_s^* \vec{y}_n^* \\
 \vec{y}_n^* &= \cos \eta_0' \vec{y}_n + \sin \eta_0' \vec{z}_c \\
 \vec{y}_s^* &= \cos \eta_0 \vec{y}_s + \sin \eta_0 \vec{z}_s \\
 \vec{y}_n &= -\sin \lambda_s \vec{x}_s + \cos \lambda_s \vec{y}_s \\
 &= \cos \eta_0' \vec{y}_n^* - \sin \eta_0' \vec{z}_c^* \\
 \vec{z}_c &= \sin \alpha_n \vec{x}_n + \cos \alpha_n \vec{z}_s
 \end{aligned} \tag{D - 2}$$

Calcul de λ_s^* :

Nous pouvons trouver facilement λ_s^* à partir de la figure D. 1 :

$$-\sin \lambda_s^* = (\vec{y}_n^* \cdot \vec{x}_0)$$

ou encore avec les relations précédentes (D-2)₂ et (D-2)₆

$$\lambda_s^* = \sin^{-1}(\cos \eta_0' \sin \lambda_s - \sin \eta_0' \sin \alpha_n \cos \lambda_s) \tag{D - 3}$$

Calcul de η_0' :

Sur la face de coupe, on a :

$$\cos \eta_0' = (\vec{y}_n \cdot \vec{y}_n^*) = \sin \lambda_s \sin \lambda_s^* + \cos \lambda_s \cos \lambda_s^* \cos \eta_0$$

on remplace $\sin \lambda_s^*$ par l'équation (D - 3) et $\cos \lambda_s^*$ par la relation suivante :

$$\cos \lambda_s^* = (\vec{y}_n^* \cdot \vec{y}_s^*) = \cos \eta_0 \cos \eta_0' \cos \lambda_s + \sin \eta_0' \cos \eta_0 \sin \lambda_s \sin \alpha_n + \sin \eta_0 \sin \eta_0' \cos \alpha_n$$

on obtient, après calcul :

$$\eta_0' = \cos^{-1} \left(\frac{\frac{1}{\cos \lambda_s} - \tan \lambda_s \tan \alpha_n \tan \eta_0}{\sqrt{\left(\tan \lambda_s - \frac{\tan \alpha_n \tan \eta_0}{\cos \lambda_s} \right)^2 + \left(\frac{1}{\cos \eta_0} \right)^2}} \right) \quad (\text{D - 4})$$

Calcul de α_n^* :

Dans le plan d'arête de l'outil P_s , on a :

$$(\vec{y}_n \cdot \vec{x}_0) = -\sin \lambda_s$$

et avec les relations (D-2), on peut calculer le produit scalaire, et on obtient :

$$\alpha_n^* = \sin^{-1} \left(\frac{\frac{\sin \lambda_s}{\cos \eta_0'} - \sin \lambda_s^*}{\tan \eta_0' \cos \lambda_s^*} \right) \quad (\text{D - 5})$$

Annexe E

MISE EN PLACE DU FOUR SUR LA MACHINE ZWICK

Pour la réalisation des essais de torsion à chaud, nous avons implanté un four sur la machine de torsion ZWICK, et conçu les mors résistants à de très hautes températures. Le choix du matériau pour les mors a été un acier inoxydable réfractaire : NS30 (ou Z 12 CN 2520 norme Afnor).

Lors de l'essai; il faut protéger les cellules de la machine de la chaleur. Par conséquent, nous avons fabriqué un système de refroidissement à l'aide de bagues à eau.

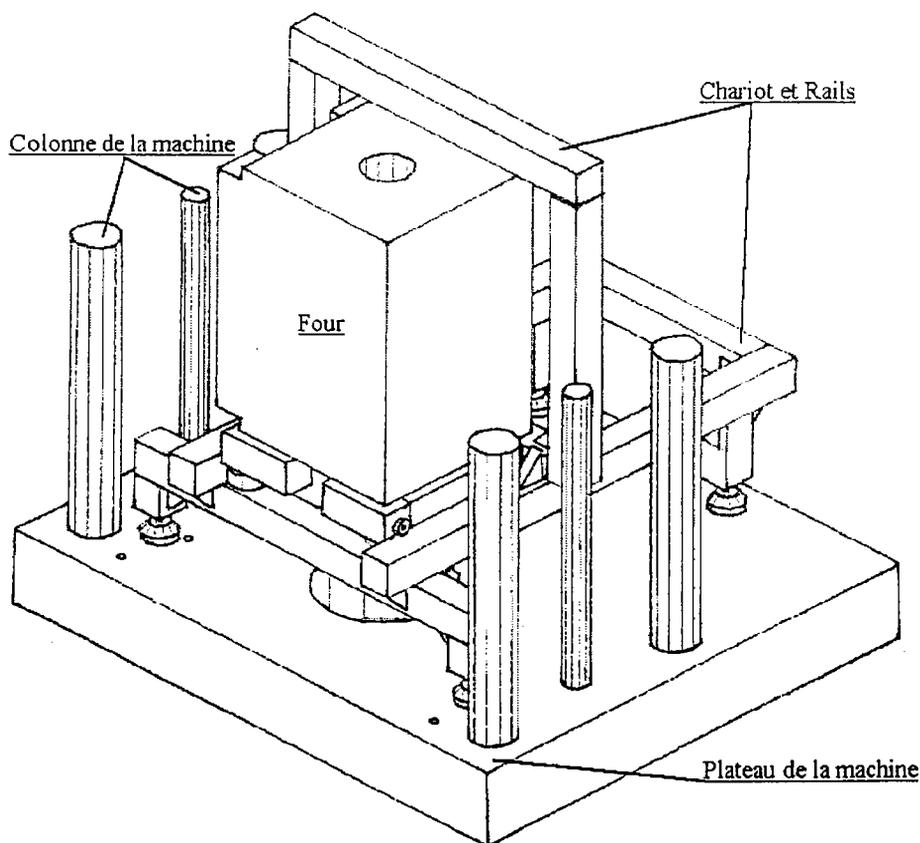
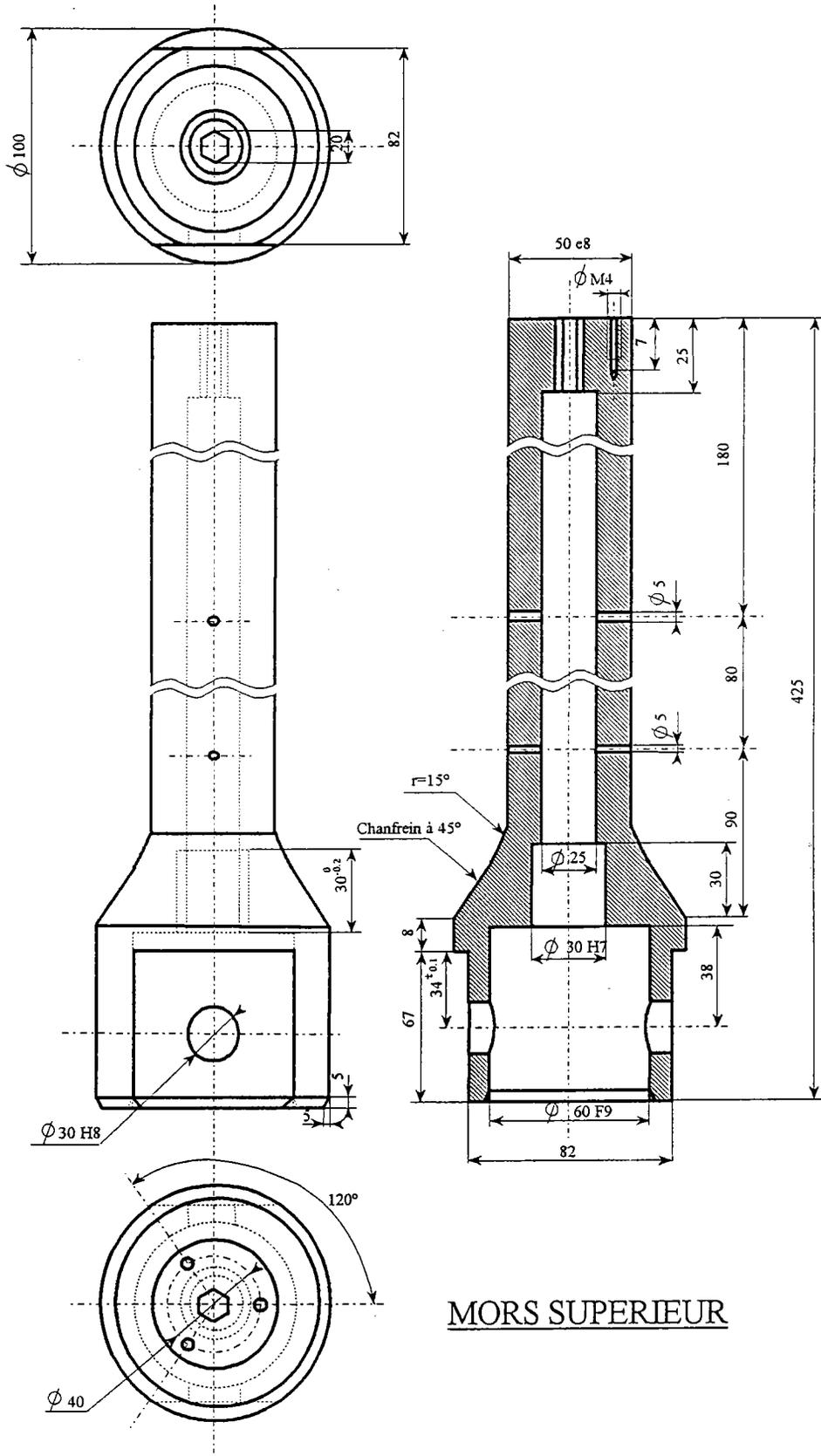
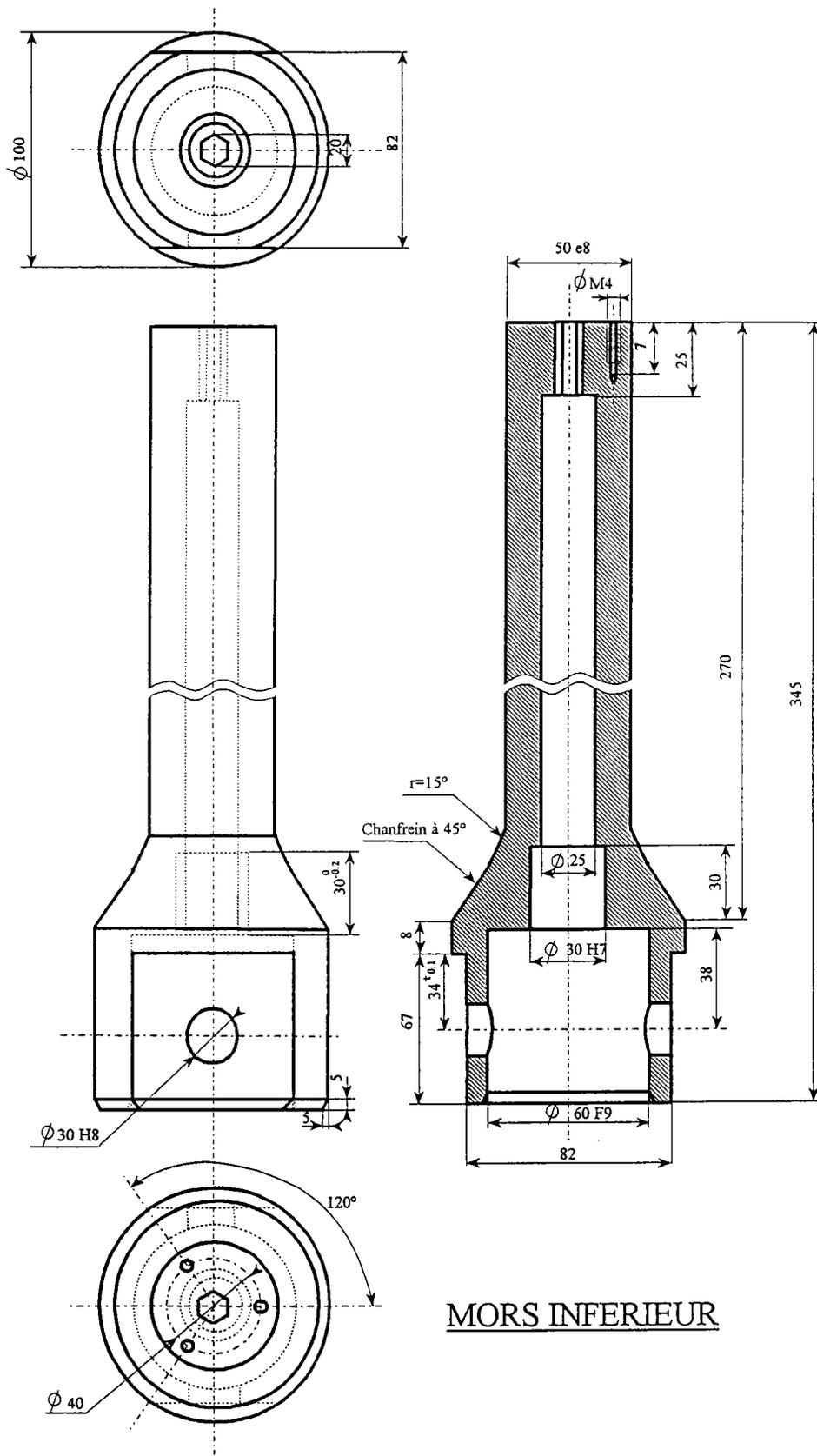


Figure E. 1 - Dessin de l'ensemble four+chariot+rails. Le four (représenté en position reculé) a été placé sur un chariot guidé par des rails qui sont fixés sur la plateau de la machine. Ce montage a été réalisé à l'aide de profilés NORCAN en aluminium.



MORS SUPERIEUR



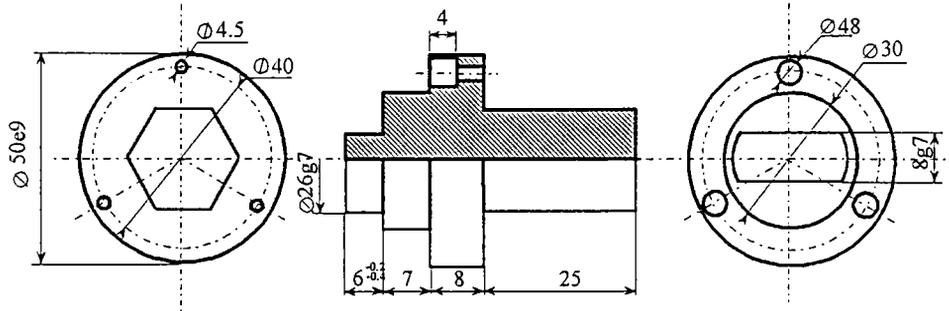
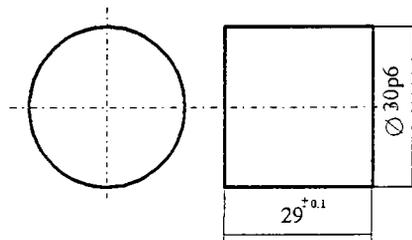
CHAPEAUEMBOUT D'ISOLATION

Figure E. 2 - Dessins de définition des différents éléments formant les mors. Chaque mors (supérieur et inférieur) est composé de 3 éléments : un mors, un chapeau et un embout d'isolation. 3 vis CHC M4 servent à maintenir le chapeau sur le mors. Tous ces pièces sont en NS30.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

Introduction générale

- [1] *Saut Technologique : Usinage à Très Grande Vitesse - Fraisage Perçage à grande vitesse des métaux durs.* 1993.

- [2] Bittès G. - *Contribution à la connaissance des mécanismes fondamentaux liés à l'usinabilité des aciers de construction mécanique.* Thèse de l'université de Toulon en Matériaux et Mécanique, 1993.

- [3] Dudzinski D. et Molinari A. - *A modelling of cutting for viscoplastic materials.* Int. J. Mech. Sci., vol. 39, n° 4, p. 369-389, 1997.

- [4] Moufki A., Rausch M., Molinari A. et Dudzinski D. - *A thermoviscoplastic modelling of oblique cutting.* A soumettre, 1998.

- [5] Moufki A. - *Contribution à la modélisation de l'usinage des métaux par une approche thermoviscoplastique. Applications à la coupe orthogonale et oblique.* Thèse de l'université de Metz, 1998.

Chapitre I : COUPE ORTHOGONALE ET COUPE OBLIQUE

- [6] Oxley P. L. B. - *Mechanics of Machining : an analytical approach to accessing machinability.* Ellis Horwood Editors, 1989.

- [7] Metals Handbook Ninth Edition - *Volume 16 Machining.*

-
- [8] Merchant M. E. - *Mechanics of the metal-cutting process. II. Plasticity conditions in orthogonal cutting*. Journal of Applied Physics, vol. 16, p. 318-324, 1945.
- [9] Lee E.H. et Shaffer B.W. - *The theory of plasticity applied to the problem of machining*. J. Applied Mechanics, vol. 18, p. 405-413, 1951.
- [10] Oxley P. L. B. - *Mechanics of metal cutting*. ASME, p. 50-60, 1963.
- [11] Molinari A. et Dudzinski D. - *Stationnary shear band in high-speed machining*. C. R. Acad. Sci. Paris, vol. 315, p. 399-405, 1992.
- [12] Usui E., Hiroto A. et Masuko - *Analytical prediction of three dimensionnel cutting process. Part 1 : Basic cutting model and energy approach*. J. Eng. Ind., vol. 100, p. 222-228, 1978.
- [13] Shaw M.C., Cook N.H. et Smith P.A. - *The mechanisms of three dimensional cutting operations*. Trans. ASME, vol. 74, p. 1055-1064, 1952.
- [14] Lin G. C. I., Oxley P. L. B. - *Mechanics of oblique machining : Predicting chip geometry and cutting forces from work material properties and cutting conditions*. Proc. Instn. Mech. Engrs, p. 813-820, 1972.
- [15] Lin G. C. I., Mathew P., Oxley P.L.B. et Watson A. R. - *Prediction cutting forces for oblique machining conditions*. Proc. Inst. Mech. Eng., vol. 196, p. 141-148, 1982.
- [16] Venuvinod P. K. et Jin W. L. - *Three-dimensionnal cutting force analysis based on the lower boundary of the shear zone. Part 1 : single edge oblique cutting*. Int. J. Mach. Tools Manucfact., vol. 36, n°3, p. 307-323, 1996.

-
- [17] Conolly R. et Rubenstein C. - *The mechanics of continuous chip formation in orthogonal cutting*. Int. J. Mach. Tool Des. Res., vol. 8, n°8, p. 159-187, 1968.
- [18] Rubenstein C. - *The application of force equilibrium criteria to orthogonal cutting*. Int. J. Mach. Tool Des. Res., vol. 12, p. 121-126, 1972.
- [19] Rubenstein C. - *The mechanics of continuous chip formation in oblique cutting in the absence of chip distortion. Part 1 : Theory*. Int. J. Mach. Tool Des. Res., vol.23, n°1, p. 11-20, 1983.
- [20] Lau W.S. et Rubenstein C. - *The mechanics of continuous chip formation in oblique cutting in the absence of chip distortion. Part 2 : Comparaisón of experimental data with deduction from theory*. Int. J. Mach. Tool Des. Res., vol.23, n°1, p. 21-37, 1983.
- [21] Stabler G. V. - *The fundamental geometry of cutting tools*. Proc. Instn. Mech. Engrs, vol. 165, p. 14-21, 1951.
- [22] Merchant M. E. - *Basics mechanics of metal cutting process*. J. Appl. Mech., vol. 11, p. A168-A175, 1944.
- [23] Shaw M. C. - *Metal cutting principles*. 3rd edition M.I.T. Press, Cambridge, 1957.
- [24] Stabler G. V. - *The chip flow and its consequences*. Proceeding 5th Internationnal Machine Tool Design and Research Conference. Pergamon, Oxford, p. 243-251, 1964.
- [25] Russell J. K. et Brown R. H. - *The measurement of chip flow direction*. Int. J. Mach. Tool. Des. Res., vol. 6, p. 129-138, 1966.

-
- [26] Zorev N. N. - *Metal Cutting Mechanics*. Pergamon, Oxford, 1966.
- [27] Armarego E. J. A. et Brown R. H. - *The machining of metals*. Prentice-Hall, Englewood Cliffs., N. J., 1969.
- [28] Luk W. K. - *The direction of chip flow in oblique cutting*. Int. J. Proc. Res., vol. 10, n° 1, p. 67-76, 1972.
- [29] Lin G. C. I., Oxley P. L. B. - *Mechanics of oblique machining : Predicting chip geometry and cutting forces from work material properties and cutting conditions*. Proc. Instn. Mech. Engrs, p. 813-820, 1972.
- [30] Zvorykin K. A. - *Proceedings of the Kharko Technological Institute*. Ukraine 1893.

Chapitre II : APPLICATIONS AU CHARIOTAGE ET AU SURFACAGE

- [31] Volf L. - *Modélisation de l'écoulement viscoplastique dans la coupe orthogonale des métaux*. Rapport de stage de DEA, CREAS et L.P.M.M. Metz, 1995.
- [32] Brown R.H. et Armarego E.J.A. - *Oblique Machining with a single cutting edge*. Int. J. Mach. Tool Des. Res., vol. 4, p. 9-25, 1964.
- [33] Colwell L.V. - *Predicting the angle of chip flow for single-point cutting tools*. Trans. ASME, vol. 76, p. 199-204, 1954.
- [34] Young H.T., Mathew P. et Oxley P.L.B. - *Allowing for nose radius effects in predicting the chip flow direction and cutting forces in bar turning*. Proc. Instn. Mech. Engrs, vol. 201, n°C3, p. 213-226, 1987.

-
- [35] Wang J. et Mathew P. - *Development of a general tool model for turning operations based on a variable flow stress theory*. Int. J. Tools Manuf., vol. 35, n°1, p. 71-90, 1995.
- [36] Arsecularatne J.A., Mathew P., Oxley P.L.B. - *Prediction of chip flow direction and cutting forces in oblique machining with nose radius tools*. Proc. Instn. Mech. Engrs., vol. 209, p. 305-315, 1995.
- [37] Steehler R.J. et Yellowley I. - *An upper-bound cutting model for oblique cutting tools with a nose radius*. Int. J. Mach. Tools Manufact., vol. 37, n° 2, p. 119-134, 1997.
- [38] Moufki A., Molinari A. et Dudzinski D. - *Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependant friction law*. Article à paraître dans Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1998.
- [39] Grolleau V. - *Approche de la validation expérimentale des simulations numériques de la coupe avec prise en compte des phénomènes locaux à l'arête de l'outil*. Thèse de Doctorat, Ecole Doctoral Sciences pour l'ingénieur de Nantes, 1996.
- [40] Budak E., Altintas Y. et Armarego E.J.A. - *Prediction of milling coefficients from orthogonal cutting data*. Trans. of the ASME, vol. 118, p. 216-224, 1996.
- [41] Martellotti M.E. - *An analysis of the milling process*. Trans. ASME, vol. 63, p. 677-700, 1941.
- [42] Martellotti M.E. - *An analysis of the milling process, Part 2, Down Milling*. Trans. of the ASME, vol. 67, p. 233-251, 1945.

-
- [43] Fu H.J., Devor R.E. et Kapoor S.G. - *A mechanistic model for the prediction of the force system in face milling operation*. ASME J. of Engineering for Industry, vol. 106, p. 81-88, 1984.
- [44] Kim H.S. et Ehmann K.F. - *A cutting force model for face milling operations*. Int. J. Mach. Tools Manufact., vol. 33, n° 5, p. 651-673, 1993.

Chapitre III : COMPORTEMENT MECANIQUE DU 42CrMo4

- [45] Considere A. - Annales des Ponts et Chaussées, 9, p. 579, 1885.
- [46] Ludwick P. - *Über den Einfluß der Deformationsgeschwindigkeit bei bleibenden Deformationen mit besonderer Berücksichtigung der Nachwirkungserscheinungen*. Physikalische Zeitschrift, 12, p. 411, 1909.
- [47] Becker R. - Zeitung der Physik, 26, p. 919, 1925.
- [48] Hollomon J. H. - Trans AIME, 162, p. 298-290, 1945.
- [49] Meyer L. W. - *Constitutive equations at high strain rates*. Shock Wave and high-strain-rate Phenomena in Materials, ed. Meyers Murr & Staudhammer, p. 49, 1992.
- [50] Litonski - *Plastic flow on a tube under adiabatic torsion*. Bulletin de l'Académie Polonaise des Sciences, XXV, p. 7, 1977.
- [51] Eleiche A. S. M. - *Strain-rate history and temperature effects on the torsional-shear behavior of a mild steel*. Experimental Mechanics, p. 285-294, 1981.

-
- [52] Johnson G. R. et Cook W. H. - *A constitutive model and data for metals subjected to high strains, high strain rates and high temperatures*. Proceedings of the 7th Symposium on Ballistics, The Hague(NL), p. 541, 1983.
- [53] Molinari A. et Clifton R. J. - *Localisation de la déformation viscoplastique en cisaillement simple*. Comptes Rendus de l'Académie des Sciences, 296, p. 1-4, 1983.
- [54] Lubahn J. D. - *Derivation of stress, strain, temperatures, strain-rate relation for plastic deformation*. J. Appl. Mech., 14, A229, 1947.
- [55] Klepaczko J. R. - *A power form of the mechanical equation of state with temperature*. Eng. Trans., 13, p. 561, 1965.
- [56] Klepaczko J. R. - *A practical stress-strain-strain-strain-rate-temperature constitutive relation of the power form*. Journal of Mechanical working Technology, p. 143-165, 15, 1987.
- [57] Campbell J. D. et Ferguson W. G. - *The temperature and strain-rate dependance of the shear strength of mild steel*. Phil. Mag., 21, p. 63, 1970.
- [58] Klepaczko J. R. - *An experimental technique for shear testing at high and very big strain rates. The case of mild steel*. Int. J. Impact Engng, vol. 15, n°1, p. 25-39, 1994.
- [59] Marusich T.D. et Ortiz M. - *Modelling and simulation of high-speed machining*. Int. J. Methods Engrg., vol. 38, p. 3675- 3694, 1995.
- [60] Marusich T.D. et Ortiz M. - *A parametric finite element study of orthogonal high-speed machining*. J. Engrg. Ind., 1996.

-
- [61] Bodin L. - *Bandes de cisaillement en thermo-viscoplasticité dynamiques : applications à l'usinage et à la rupture ductile des métaux*. Thèse de l'université de Metz en Sciences de l'Ingénieur, 1996.
- [62] Lemonds J. et Needleman A. - *Finite element analyses of shear localization in rate and temperature dependent solids*. Mechanics of Materials, vol. 5, p. 339-361, 1986.
- [63] Daverio J. E. - *Mise en place des essais pour la machine de torsion dynamique*. Rapport de stage de maîtrise, L.P.M.M. Metz, 1994.
- [64] Lindholm U.S. - *Some experiments with the Split Hopkinson Pressure Bar*. J. Mech. Phys. Solids, Vol. 12, 1964.

Conclusion générale

- [65] Naryanaswami R. et Dornfeld D. - *Burr minimization in face milling : a geometric approach*. Trans. of the ASME, vol. 119, p. 170-177, 1997.
- [66] Nossyreva E. P. et Molinari A. - *Nonlinear analysis of chatter in orthogonal cutting*. C. R. acad. Sci. Paris, t. 325, Serie II b, p. 435-442, 1997.