

École doctorale n° 432 : Science des Métiers de l'Ingénieur

Doctorat ParisTech

T H È S E

pour obtenir le grade de docteur délivré par

l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers

Spécialité " Génie Mécanique "

présentée et soutenue publiquement par

Dimitri GERMAIN

le 16 décembre 2011

**Développement d'un modèle d'efforts de coupe intégrant le contact en
dépouille : Application au tournage de super finition du cuivre Cu-c2**

Directeur de thèse : **Gérard POULACHON**

Co-encadrement de la thèse : **Guillaume FROMENTIN**

Jury

M. Jacques GIOVANOLA, Professeur des Universités, LCS, EPFL

M. Gilles DESSEIN, Professeur des Universités, M2SP, ENIT

M. Abdelhadi MOUFKI, Professeur des Universités, LPMM, Univ. Paul Verlaine Metz

M. Gérard POULACHON, Professeur des Universités, LaBoMaP, Arts et Métiers ParisTech

M. Guillaume FROMENTIN, Maître de Conférences, LaBoMaP, Arts et Métiers ParisTech

Mme Stéphanie BISSEY-BRETON, Docteur-Ingénieur, CEA

M. Rémy BESNARD, Ingénieur, CEA

Président

Rapporteur

Rapporteur

Examineur

Examineur

Examineur

Invité

**T
H
È
S
E**

Avant-propos

Ce travail a été effectué au sein des Arts et Métiers ParisTech de Cluny et au Commissariat à l'énergie atomique et aux énergies alternatives (CEA) de Valduc, avec un cofinancement CEA / Région Bourgogne.

Je tiens en premier lieu à remercier M Jacques Giovanola, professeur à l'Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne pour avoir fait l'honneur d'accepter de présider ce jury de thèse. J'exprime également toute ma reconnaissance à MM Gilles Dessein et Abdelhadi Moufki, respectivement professeurs à l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Tarbes et à l'Université Paul Verlaine de Metz, pour avoir accepté d'évaluer les travaux présentés dans ce mémoire.

Je remercie également mon directeur de thèse M Gérard Poulachon et mon co-encadrant M Guillaume Fromentin du LaBoMaP de Arts et Métiers ParisTech pour avoir cru en moi ainsi que ma co-encadrante Mme Stéphanie Bissey-Breton du Commissariat à l'énergie atomique et aux énergies alternatives pour avoir porté ce projet et m'avoir permis d'y participer. Vos conseils ont été riches en enseignements et votre expérience précieuse. Je vous suis gré de m'avoir accueilli dans vos équipes respectives.

Je remercie également tous les personnels du Commissariat à l'énergie atomique et aux énergies alternatives de Valduc avec qui j'ai pu avoir des échanges durant cette thèse. Je pense en particulier à M Rémy Besnard pour ses précieuses remarques, Jérémie Klein et Pauline Amblard pour leur aide lors du traitement des vidéos d'usinage et particulièrement Gérard Clair pour l'excellente qualité de réalisation du montage de la caméra ayant tourné ces images. Merci à Magali Quinet, post-doctorante, pour la mise au point du traitement thermique du cuivre. Je remercie enfin M Michel Demesy pour avoir soutenu ce projet ainsi que tous ceux que j'oublie qui y ont contribué de près ou de loin.

Je remercie très chaleureusement tous les personnels anciens et actuels des ateliers de Arts et Métiers ParisTech Cluny, Gilles Detroyat, Gilles « Gillou » Delhomme, Romain Brendlen, Benoît « Junior » Joud ainsi que les membres de l'équipe ARTS, Bertrand « Biel's » Coulon, Rémy « Orra's » Porcheray, Serge Borecki, Richard « Soralu » Chatain, Christophe Decoupes et Pierre-Etienne Debard pour leur aide en toutes circonstances et l'esprit d'équipe qu'ils entretiennent. Un grand merci également à Denis Lagadrillère pour les images MEB, Pierre-Michel Barbier pour les micrographies et Denis Bonsembiante pour les traitements thermiques.

Je remercie la SNECMA et M Alexis Perez-Duarte pour avoir participé au déroulement de ce projet ainsi qu'au financement de sa logistique, tout comme la Région Bourgogne.

J'ai bien entendu une pensée pour les anciens, Aleksandra Bierla, Vincent « Papy » Moreau, Julien Chaves-Jacob et Cédric Bonnet pour les bons conseils qu'ils m'ont prodigués, leur gentillesse et tous les sympathiques moments passés ensemble. J'adresse un salut particulier à mon collègue et camarade Mickael « Yosh » Rancic qui conclut en même temps que moi ses trois années de thèse. Enfin j'adresse toute ma sympathie aux nouveaux, Sébastien Campocasso et Antoine Poutord et leur souhaite bonne chance pour la suite de leur thèse. Un grand merci à Stéphanie Morin, Osmond « Panurge » De Ganay, Zoé Petty, Bénédicte Bonnet, Simon Hannouz et Anna Dupleix, mes complices clunyois pour tous ces bons moments de complicité passés ensemble à l'abbaye et ailleurs...

Je remercie tous mes proches pour leur soutien, ma famille, les copains de promo, ma compagne Christelle pour son attention de tous les jours et pour m'avoir soutenu dans les moments difficiles. De plus je ne t'aurais pas rencontrée si je n'avais pas signé pour cette thèse... Je voudrais terminer en saluant MM Bernard Loos et Jean-Marie Toussaint, respectivement mes professeurs, aujourd'hui retraités, de méthodes et d'atelier au Lycée St. Joseph d'Épinal. Vous m'avez fait découvrir ce qu'est l'usinage et m'avez orienté pour mon parcours universitaire alors que mes ambitions de l'époque étaient beaucoup plus modestes. Si j'en suis là aujourd'hui c'est en partie grâce à vous et vous pouvez en être fiers.



Table des matières

Table des matières	vii
Table des figures	xii
Liste des symboles	xv
Introduction générale	1
I État de l'Art	5
1 Généralités sur l'usinage	7
1.1 Caractérisation de la coupe des métaux	7
1.1.1 Paramétrage de la coupe	8
1.1.2 Phénoménologie de la formation du copeau	8
1.2 Spécificités de l'usinage de super finition	10
1.2.1 Causes de l'effet d'indentation	10
1.2.2 Conséquences de l'effet d'indentation	12
2 Modélisation de la coupe	13
2.1 Modèles phénoménologiques et empiriques	14
2.1.1 Formulation classique	14
2.1.2 Cas de la coupe oblique	16
2.1.3 Modèles basés sur les géométries équivalentes	18
2.2 Modèles analytiques	21
2.2.1 Cisaillement primaire et lignes de glissement	21
2.2.2 Contact sur la face de coupe	28
2.2.3 Modélisation de l'effet d'indentation	30
2.3 Simulations numériques	37
2.3.1 Les différentes approches	37
2.3.2 Identification de la loi de comportement	38
2.4 Conclusions	39

II	Matériau, moyens et techniques expérimentales	41
3	Le cuivre Cu-c2	43
3.1	Etat métallurgique et propriétés	43
3.2	Usinabilité du cuivre	45
4	Techniques expérimentales	51
4.1	Moyens techniques	51
4.1.1	Machine et outils	51
4.1.2	Moyens d'acquisition	53
4.2	Techniques expérimentales	55
4.2.1	Coupe orthogonale	55
4.2.2	Observation de la zone de formation du copeau	58
III	Modélisation des efforts de coupe	63
5	Analyse expérimentale et modélisation phénoménologique	65
5.1	Analyse expérimentale	65
5.1.1	Coupe orthogonale sur disques	65
5.1.2	Coupe orthogonale sur tubes	72
5.1.3	Conclusions des observations expérimentales	74
5.2	Modélisation phénoménologique	75
5.2.1	Modèle linéaire	75
5.2.2	Modèle logarithmique	78
5.2.3	Conclusions sur les modèles phénoménologiques	79
6	Approche analytique des efforts de coupe	81
6.1	Hypothèses de la modélisation	82
6.1.1	Données expérimentales pour l'identification du modèle	82
6.1.2	Hypothèses sur la géométrie de formation du copeau	82
6.1.3	Hypothèses mécaniques	82
6.2	Identification du modèle	84
6.2.1	Identification des paramètres de cisaillement primaire	84
6.2.2	Identification du contact outil-copeau	89
6.2.3	Identification du contact en dépouille	91
6.3	Modélisation des efforts	92
6.3.1	Modélisation du cisaillement primaire	92
6.3.2	Modélisation des actions de contact sur la face de coupe	94
6.3.3	Modélisation des actions sur la face en dépouille	98
6.4	Simulation des efforts	99
6.5	Analyse des sensibilités	104
6.6	Conclusions	105
7	Comparaison des résultats	107
7.1	Modélisation géométrique des configurations testées	107
7.2	Résultats des différentes modélisations	109
7.3	Conclusions	113

Conclusions générales et perspectives	115
Références bibliographiques	127
Annexes	A-1
Annexe A : Géométrie des outils de tournage	A-1
Annexe B : Géométrie des outils testés	A-1
Annexe C : Cycle de traitement thermique appliqué aux éprouvettes	A-3
Annexe D : Algorithme de calcul du palier de contrainte sur la l'outil	A-3
Annexe E : Algorithme de modélisation de la géométrie d'outil 3-D	A-4
Annexe F : Algorithme de ségmentation de la géométrie d'outil 3-D	A-5

Table des figures

1	Principe du Couple-Arête-Matière en tournage.	2
1.1	Observations de la coupe des métaux par (a) Tresca (1878) et (b) Mallock (1881).	7
1.2	Représentation en coupe orthogonale des zones de cisaillement.	9
1.3	Copeaux de 33CrMoV12-9 de types (a) continu, (b) faiblement discontinu et (c) fortement discontinu d'après Le Calvez (1995).	9
1.4	Paramétrage (a) du point de séparation et (b) de la zone morte en amont de l'outil d'après Waldorf <i>et al.</i> (1999).	11
1.5	Zones affectées par l'effet d'indentation d'après Gravier (2009).	12
2.1	Historique de la modélisation de la coupe.	13
2.2	Paramétrage de l'arête d'après Bissey (2005).	16
2.3	Section coupée équivalente d'après Stephenson et Bandyopadhyay (1997).	18
2.4	Evaluation de l'angle de coupe équivalent d'après Outeiro et Astakhov (2005).	19
2.5	Modélisation de la coupe d'après Merchant (1944).	22
2.6	Etat de contrainte dans la bande de cisaillement.	24
2.7	(a) Zone de formation du copeau d'après Stevenson et Oxley (1970) et (b) modélisation de la coupe d'après Oxley (1989).	25
2.8	La coupe oblique d'après Rubenstein (1983).	28
2.9	(a) Distribution classique des contraintes sur la face de coupe et (b) leur mesure expérimentale d'après Barrow <i>et al.</i> (1982).	29
2.10	Modélisation de la coupe d'après Albrecht (1960).	31
2.11	Détermination de l'épaisseur non coupée h_S d'après Liu <i>et al.</i> (2006).	33
2.12	(a) Zonage de l'outil et (b) distribution de la contrainte de frottement d'après Woon <i>et al.</i> (2008).	35
2.13	Modélisation de la coupe d'après Waldorf <i>et al.</i> (1998).	36
2.14	Illustration de la longueur de contact a de l'équation (2.89).	36
2.15	Paramétrage de la zone de coupe pour identification inverse des lois constitutives d'après Tounsi <i>et al.</i> (2002).	39
3.1	(a) Microstructure du Cu-c2 et (b) répartition des tailles de grains.	44
3.2	Résultats de mesures de dureté Brinell en fonction du diamètre de l'éprouvette.	45
3.3	Schéma de la barre et emplacements des disques prélevés.	46
3.4	Résultats de mesures de microdureté sur un disque prélevé à l'extrémité de la barre en fonction du diamètre de l'éprouvette.	46

3.5	Résultats de mesures de microdureté sur un disque prélevé au centre de la barre en fonction du diamètre de l'éprouvette.	46
3.6	Evolution des propriétés mécaniques du cuivre en fonction de la température du recuit d'après Barbery (1991).	47
3.7	Dureté de l'éprouvette avant et après recuit en fonction du diamètre de l'éprouvette.	47
3.8	Evolution de la pression spécifique de coupe K_c en fonction de la vitesse de coupe V_c d'après Crolet (2008).	48
3.9	(a) Copeau filant et (b) bourrages sur copeau de Cu-c2.	49
4.1	Exemple de plaquettes utilisées pour les essais d'usinage.	52
4.2	Expérience de coupe orthogonale sur disque, instrumentée avec la caméra (sans dynamomètre).	53
4.3	(a) Reconstruction en 3-D d'un outil et (b) mesure du rayon d'arête par le logiciel MeX [®]	54
4.4	Mesure de la longueur de contact du copeau sur la face de coupe de l'outil par analyse EDS.	55
4.5	Configurations expérimentales de coupe orthogonale.	56
4.6	Comparaison entre (a) usinage en pointe d'outil, (b) coupe orthogonale sur disque et tube et (c) évolution du rayon usiné apparent R_{usi}	57
4.7	Essai de coupe brusquement interrompue en tournage du Cu-c2 à l'outil en carbure de tungstène ($h = 0.2$ mm, $V_c = 129$ m/min, $\gamma_n = 20^\circ$, $\alpha_n = 5^\circ$).	58
4.8	(a) Schéma de mesure laser et (b) positions de l'outil durant un essai QST.	59
4.9	Résultat d'image tirée d'une vidéo (a) à l'état brut et (b) après traitement LIP ($h = 0.1$ mm, $V_c = 140$ m/min, $\gamma_n = 20^\circ$, $\alpha_n = 5^\circ$).	60
4.10	Schéma de réglage de la mise au point de la caméra.	60
5.1	Orientation des efforts de coupe F_c et de pénétration F_t en coupe orthogonale.	65
5.2	Variation du contact en dépouille de l'outil pour deux diamètres d'éprouvette à épaisseur indentée h_s et angle de dépouille α_n constants.	66
5.3	Efforts en coupe orthogonale sur disque à angle de dépouille constant en fonction de l'épaisseur coupée h ($V_c = 140$ m/min, $\gamma_n = 10^\circ, 20^\circ$ et 30° , $\alpha_n = 20^\circ$, $D_{usi} \geq 80$ mm).	66
5.4	Variation de la longueur du contact en dépouille à épaisseur indentée h_s constante pour (a) $\alpha_n = 5^\circ$ et (b) $\alpha_n = 20^\circ$	67
5.5	Efforts en coupe orthogonale sur disque à angle de dépouille constant en fonction de l'épaisseur coupée h ($V_c = 140$ m/min, $\gamma_n = 10^\circ, 20^\circ$ et 30° , $\alpha_n = 5^\circ$, $D_{usi} \geq 80$ mm).	68
5.6	Efforts en coupe orthogonale sur disque à angle de coupe constant en fonction de l'épaisseur coupée h ($V_c = 140$ m/min, $\gamma_n = 30^\circ$, $\alpha_n = 5^\circ, 10^\circ$ et 20° , $D_{usi} \geq 80$ mm).	68
5.7	Efforts en coupe orthogonale sur disque en fonction du diamètre de l'éprouvette ($V_c = 140$ m/min, $h = 0.1$ mm, deux essais identiques par configuration).	69
5.8	Variation de la bande de cisaillement et effet sur la profondeur affectée pour (a) un angle de coupe fortement positif et (b) un angle de coupe plus faible.	70
5.9	(a) Evolution du coefficient de correction C_{Dia} et (b) résultats de son application sur un échantillon de mesures de F_c ($V_c = 140$ m/min, $\gamma_n = 20^\circ$, $\alpha_n = 10^\circ$, $a_c = 625 \cdot 10^{-6}$).	71

5.10	(a) Schéma de formation et (b) micrographie d'une bavure obtenue en coupe orthogonale sur disque ($V_c = 129$ m/min, $\gamma_n = 10^\circ$, $\alpha_n = 5^\circ$, $D_{usi} = 82.4$ mm, $L_{usi} = 515$ mm).	71
5.11	Largeur totale de bavure par unité de copeau déroulé en fonction de l'épaisseur coupée h ($V_c = 140$ m/min, $\gamma_n = 10^\circ$, $\alpha_n = 5^\circ$).	72
5.12	Efforts de coupe en coupe orthogonale sur tube en fonction de l'épaisseur coupée h ($V_c = 140$ m/min, $\gamma_n = 10^\circ$, 20° et 30° , $\alpha_n = 5^\circ$, 10° et 20°).	73
5.13	Efforts de pénétration en coupe orthogonale sur tube en fonction de l'épaisseur coupée h ($V_c = 140$ m/min, $\gamma_n = 10^\circ$, 20° et 30° , $\alpha_n = 5^\circ$, 10° et 20°).	73
5.14	Contrainte de cisaillement apparente τ en fonction de l'épaisseur coupée h ($V_c = 140$ m/min, $\gamma_n = 10^\circ$, 20° et 30° , $\alpha_n = 5^\circ$, 10° et 20°).	74
5.15	Efforts de coupe et de pénétration mesurés en coupe orthogonale sur disque (valeurs distinctes) et modélisés à partir de la relation (5.2) (lignes continues) en fonction de l'épaisseur coupée h ($V_c = 140$ m/min, $D_{usi} \geq 80$ mm).	77
5.16	Efforts de coupe et de pénétration mesurés en coupe orthogonale sur tube (valeurs distinctes) et modélisés à partir de la relation (5.2) (lignes continues) en fonction de l'épaisseur coupée h ($V_c = 140$ m/min, $D_{usi} \geq 80$ mm).	77
5.17	Efforts de coupe et de pénétration mesurés en coupe orthogonale sur disque (valeurs distinctes) et modélisés à partir de la relation (5.3) (lignes continues) en fonction de l'épaisseur coupée h ($V_c = 140$ m/min, $D_{usi} \geq 80$ mm).	79
5.18	Efforts de coupe et de pénétration mesurés en coupe orthogonale sur tube (valeurs distinctes) et modélisés à partir de la relation (5.3) (lignes continues) en fonction de l'épaisseur coupée h ($V_c = 140$ m/min, $D_{usi} \geq 80$ mm).	79
6.1	Schéma de principe de la modélisation analytique.	81
6.2	(a) Paramétrage du cisaillement primaire et (b) hodographe.	83
6.3	Etapes du processus d'identification des paramètres de cisaillement primaire.	84
6.4	Représentation graphique des efforts s'exerçant sur l'outil en coupe orthogonale.	85
6.5	Représentation graphique des efforts liés à la face de coupe dans les repères liés aux mouvements de coupe et à la face de coupe.	85
6.6	Angles de cisaillement mesurés (valeurs distinctes) et modélisés (lignes) en coupe orthogonale en fonction de l'angle de coupe γ_n à coefficient de frottement constant ($V_c = 140$ m/min).	86
6.7	Contrainte de cisaillement $\bar{\tau}$ mesurée (valeurs distinctes) et modélisée (ligne) en coupe orthogonale sur disque en fonction de la déformation $\bar{\epsilon}$ ($V_c = 140$ m/min).	88
6.8	Etapes du processus d'identification du contact outil-copeau.	89
6.9	Contact du copeau sur la face de coupe de l'outil.	89
6.10	Longueur de contact $L_{c,R}$ mesurée (a) en fonction de l'épaisseur coupée h et (b) de l'épaisseur du copeau h_c pour trois angle de coupe différents ($V_c = 140$ m/min, $\gamma_n = 10^\circ$, 20° et 30°).	90
6.11	Modélisation de la longueur $L_{c,R}$ en fonction de l'angle de coupe pour une épaisseur coupée h de 0.1 mm.	90
6.12	Etapes du processus d'identification du contact en dépouille.	91
6.13	Position du point de stagnation S en fonction de l'angle θ_S	91
6.14	Etapes du processus de modélisation des efforts.	92
6.15	Représentation graphique des efforts liés à la face de coupe et à la bande de cisaillement.	93

6.16	Efforts de cisaillement F_{shear} et de compression F_{comp} dans la bande de cisaillement modélisés analytiquement en fonction de l'épaisseur coupée h ($V_c = 140$ m/min, $\gamma_n = 10^\circ, 20^\circ$ et 30° , $r_\beta = 10$ μ m).	94
6.17	Equilibre des couples autour du point S.	95
6.18	Repères pour le calcul de la contrainte en pointe d'outil.	96
6.19	Contraintes normales $\sigma_{n,R}$ et tangentielles $\tau_{f,R}$ sur la face de coupe modélisées analytiquement en fonction de l'abscisse curviligne s ($V_c = 140$ m/min, $\gamma_n = 10^\circ, 20^\circ$ et 30° , $r_\beta = 10$ μ m, $h = 0.1$ mm).	98
6.20	Spécificité du contact entre la face de dépouille de l'outil et la surface usinée.	98
6.21	(a) Zonage de l'outil et (b) distribution des contraintes normales et de frottements sur l'outil.	99
6.22	Contraintes normales $\sigma_{n,C}$ et tangentielles $\tau_{f,C}$ sur la face de dépouille modélisées analytiquement en fonction de l'abscisse curviligne s ($V_c = 140$ m/min, $\gamma_n = 10^\circ, 20^\circ$ et 30° , $\alpha_n = 5^\circ$, $r_\beta = 10$ μ m, $h = 0.1$ mm).	100
6.23	Efforts de coupe F_c et de pénétration F_t modélisés analytiquement en fonction de l'épaisseur coupée h pour un rayon d'arête r_β constant ($V_c = 140$ m/min, $\gamma_n = 10^\circ, 20^\circ$ et 30° , $\alpha_n = 20^\circ, 10^\circ$ et 5° , $r_\beta = 10$ μ m).	100
6.24	Efforts de coupe F_c et de pénétration F_t modélisés analytiquement en fonction de l'épaisseur coupée h pour un angle de dépouille α_n constant ($V_c = 140$ m/min, $\gamma_n = 10^\circ, 20^\circ$ et 30° , $\alpha_n = 5^\circ$, $r_\beta = 5$ μ m, 10 μ m et 20 μ m).	102
6.25	Efforts de coupe F_c et de pénétration F_t modélisés analytiquement (lignes continues) et mesurés (points) en fonction de l'épaisseur coupée h ($V_c = 140$ m/min, $\gamma_n = 10^\circ, 20^\circ$ et 30° , $\alpha_n = 20^\circ, 10^\circ$ et 5°).	102
6.26	Ecarts entre efforts de coupe F_c modélisés analytiquement et mesurés en fonction de l'épaisseur coupée h ($V_c = 140$ m/min, $\gamma_n = 10^\circ, 20^\circ$ et 30° , $\alpha_n = 20^\circ, 10^\circ$ et 5°).	103
6.27	Ecarts entre efforts de coupe F_t modélisés analytiquement et mesurés en fonction de l'épaisseur coupée h ($V_c = 140$ m/min, $\gamma_n = 10^\circ, 20^\circ$ et 30° , $\alpha_n = 20^\circ, 10^\circ$ et 5°).	103
6.28	Variations des efforts pour une augmentation de 10% des paramètres d'entrée.	105
7.1	Paramétrage de l'outil discrétisé en arêtes élémentaires.	108
7.2	Evolution de l'épaisseur coupée h en fonction de la position du segment d'arête.	108
7.3	Paramétrage du segment d'arête i	109
7.4	Efforts linéiques modélisé F_c (bleu) et F_t (rouge) le long de l'arête en chariotage.	110
7.5	Evolution des erreurs de modélisation des efforts en chariotage pour les différentes modélisations.	112
A-1	Angles de l'outil de tournage (AFNOR, 1993).	A-1
A-2	Angles en travail de l'outil de tournage (AFNOR, 1993).	A-2
C-1	Cycle de traitement thermique appliqué aux éprouvettes de Cu-c2.	A-3

Liste des symboles

α_n	Angle de dépouille normal
β_n	Angle de taillant normal
$\dot{\epsilon}$	Vitesse de déformation
$\dot{\gamma}$	Vitesse de déformation en cisaillement
ϵ	Déformation
η_c	Angle d'écoulement du copeau
γ	Déformation en cisaillement
γ_n	Angle de coupe normal
κ_r	Angle de direction d'arête
λ_C	Angle de frottement lié à la face de dépouille
λ_R	Angle de frottement lié à la face de coupe
λ_s	Angle d'inclinaison d'arête
\mathcal{M}_S	Moment au point S
\mathcal{R}	Matrice de rotation
μ	Coefficient de frottement
μ_C	Coefficient de frottement lié à la face de dépouille
μ_R	Coefficient de frottement lié à la face de coupe
ν	Coefficient de Poisson
$\bar{\epsilon}$	Déformation moyenne
$\bar{\gamma}$	Déformation moyenne en cisaillement
$\bar{\sigma}$	Contrainte normale moyenne
$\bar{\tau}$	Contrainte moyenne de cisaillement
ϕ	Angle de cisaillement primaire
σ	Contrainte normale
σ_1	Contrainte pour une déformation unitaire

$\sigma_{n,C}$	Contrainte normale liée à la face de dépouille
$\sigma_{n,R}$	Contrainte normale liée à la face de coupe
τ	Contrainte de cisaillement
$\tau_{f,C}$	Contrainte de frottement liée à la face de dépouille
$\tau_{f,R}$	Contrainte de frottement liée à la face de coupe
θ_i	Position angulaire de l'élément d'arête i
θ_S	Position du point de stagnation
A_D	Section coupée
a_p	Profondeur de passe
b	Largeur de coupe
C_{Z1}	Première constante de Zvorykin
C_{Z2}	Seconde constante de Zvorykin
D_{usi}	Diamètre de la pièce usinée
E	Module d'élasticité
f	Avance par tour
F_C	Effort de coupe (2-D et 3-D)
F_f	Effort d'avance (3-D)
F_p	Effort de pénétration (3-D)
F_t	Effort de pénétration (2-D)
$F_{C,C}$	Effort de coupe lié à la face de dépouille
$F_{C,R}$	Effort de coupe lié à la face de coupe
F_{comp}	Effort de compression
$F_{N,C}$	Effort normal lié à la face de dépouille
$F_{N,R}$	Effort normal lié à la face de coupe
F_{shear}	Effort de cisaillement
$F_{T,C}$	Effort tangentiel lié à la face de dépouille
$F_{t,C}$	Effort de pénétration lié à la face de dépouille
$F_{T,R}$	Effort tangentiel lié à la face de coupe
$F_{t,R}$	Effort de pénétration lié à la face de coupe
h	Epaisseur coupée
h_C	Epaisseur du copeau
h_e	Epaisseur coupée réelle
h_S	Profondeur d'indentation
K_C	Effort spécifique de coupe

K_f	Effort spécifique d'avance
K_i	Effort spécifique
$L_{c,C}$	Longueur de contact outil-pièce sur la face de dépouille
$L_{c,R}$	Longueur de contact outil-copeau sur la face de coupe
n	Indice d'écroûissage
n_C	Exposant de courbure de la distribution de contraintes sur la face de dépouille
n_R	Exposant de courbure de la distribution de contraintes sur la face de coupe
R	Résultante d'effort
r_β	Rayon d'acuité d'arête
r_ϵ	Rayon de bec de l'outil
R_{usi}	Rayon de la pièce usinée
S	Point de stagnation
s	Abscisse curviligne
S_{sp}	Surface de cisaillement
T	Température
t_s	Épaisseur de la bande de cisaillement
V_c	Vitesse de coupe
V_i	Volume indenté
V_s	Vitesse de cisaillement

Introduction générale

La mise en forme de pièces mécaniques par enlèvement de matière est encore aujourd'hui une technique très répandue. Les procédés de forge et de fonderie *net-shape* n'ont pas encore la capacité de produire les composants de nombreuses applications mécaniques où les spécifications géométriques et les intégrités de surfaces font l'objet des plus grandes attentions. De plus, l'évolution des machines-outils et des outils coupants a su maintenir la coupe des métaux à un niveau compétitif de productivité.

La compréhension et la modélisation des mécanismes de la coupe, initiés par [Merchant](#) au milieu des années 1940, ont très fortement contribué à ce maintien. Aujourd'hui encore, cette technique est toujours étudiée car les nouveaux matériaux utilisés notamment par l'industrie de pointe (aéronautique, énergie, défense, etc.) sont retenus pour leurs caractéristiques en service et non pour leur aptitude à la mise en forme. Les usinages d'aujourd'hui ne peuvent plus se priver d'une étude de faisabilité en amont. Prédire les intégrités de surface ou les vibrations en cours d'usinage conduit souvent à un gain de temps et d'argent indispensable. La connaissance des efforts générés par la coupe peut permettre d'optimiser le choix des outils, le dimensionnement des machines de production ou des stratégies d'usinage employées dans un contexte où la réalisation d'essais est difficilement envisageable ou dont le nombre économiquement permis est très faible.

La connaissance des efforts de coupe peut également permettre de définir de nouvelles géométries d'outils, revêtements ou préparations d'arêtes dans le but de minimiser ou d'orienter les actions mécaniques pour limiter leur impact sur l'intégrité des surfaces usinées ou les défauts de forme de la pièce, en particulier dans le cas d'usinage de voiles minces. La thèse de [Bissey \(2005\)](#) sur le Couple-Arête-Matière en fraisage a développé cette recherche d'un modèle d'efforts applicable à une arête de coupe pour ensuite l'appliquer à diverses géométries de fraises dans le cas de l'usinage des aciers. Le principe de base du Couple-Arête-Matière, introduit en France par [Lapujoulade et al. \(1998\)](#), repose sur le principe de la segmentation de l'outil en arêtes élémentaires et la mise en place d'efforts élémentaires sur ces éléments d'arête en fonction de la géométrie et des conditions de coupe locales. Les différentes étapes de la démarche Couple-Arête-Matière sont illustrées par un organigramme sur la figure 1 ainsi que le principe de segmentation d'arête. L'approche Couple-Arête-Matière lie les outils de la même famille, *i.e.* de même type d'arête, à un matériau usiné via un modèle constitué de relations de coupe. Le matériau peut être caractérisé par divers paramètres tels que ses propriétés de résistance mécanique, sa dureté, son état métallurgique, etc. Une famille d'outils est caractérisée par le matériau constituant l'arête, son revêtement et sa préparation. Les paramètres tels que les angles de coupe γ_n , de dépouille α_n ne caractérisent pas l'arête mais l'outil, c'est pourquoi un même Couple-Arête-Matière peut être appliqué à une large sélection d'outils. Les relations de coupe du modèle assurent la liaison de tous ces paramètres en fonction des conditions de coupe appliquées à l'outil. Ces relations pouvant être purement

phénoménologiques ou présenter une approche plus physique de la coupe. Ainsi le Couple-Arête-Matière permet de définir les efforts générés par des outils d'une même famille tandis que le Couple-Outil-Matière (AFNOR, 1994) ne donne la plage de fonctionnement que d'un seul outil.

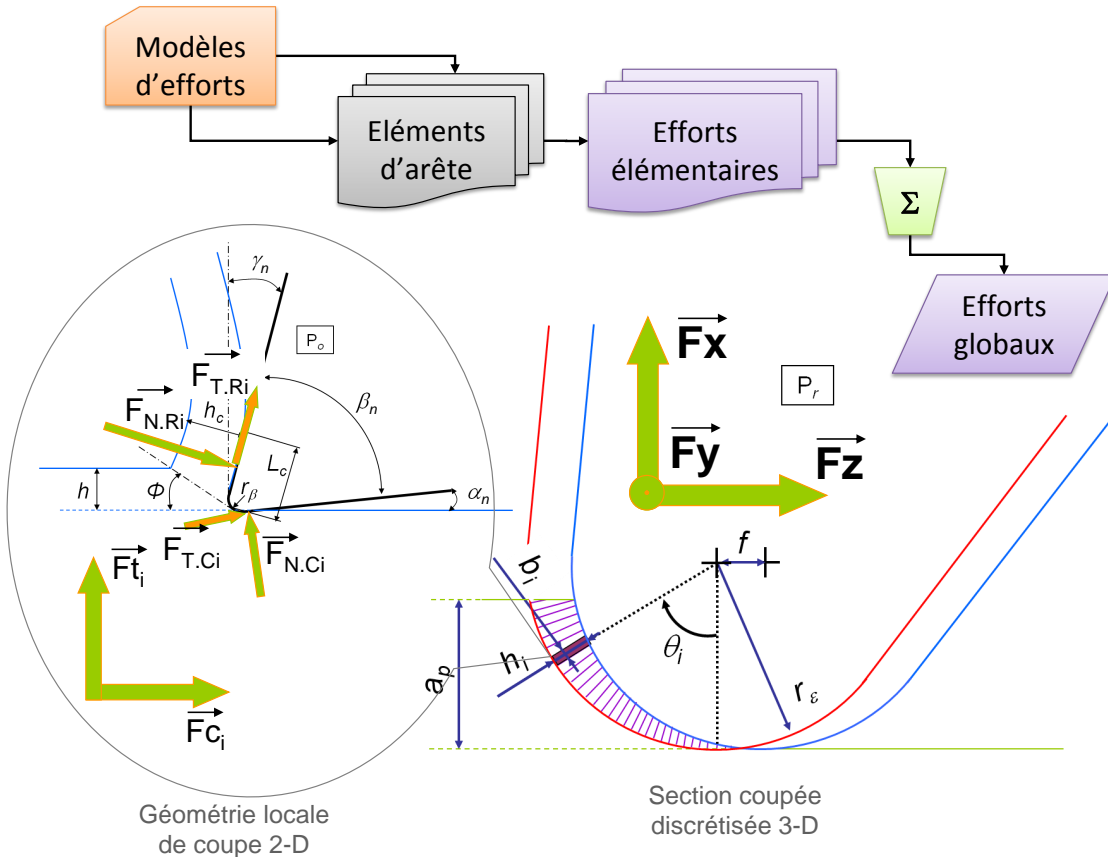


Fig. 1 – Principe du Couple-Arête-Matière en tournage.

La présente étude poursuit cette optique de développement de la démarche Couple-Arête-Matière en vue de l'appliquer au cas du tournage, technique très utilisée industriellement, et plus particulièrement, au tournage de superfinition. Conçue comme une alternative à la rectification ou au toilage, la superfinition est une technique où la micro géométrie de l'arête a une influence fortement perceptible sur la qualité des pièces usinées, en particulier les intégrités de surface.

Plusieurs modèles existent pour déterminer les efforts de coupe. Cependant, ils ne prennent en compte qu'un nombre limité de paramètres qui ne les rendent applicables que dans les configurations pour lesquelles ils furent développés. D'autres modèles, en particulier ceux élaborés depuis l'apparition des méthodes par éléments finis, utilisent les lois de comportement des matériaux, *e.g.* la loi de Johnson et Cook. Mais il faut cependant émettre des réserves vis-à-vis de ces lois qui utilisent des paramètres difficilement identifiables au niveau de la coupe à grande vitesse des métaux (vitesses de déformation de l'ordre de 10^6 s^{-1}).

La première partie de ce document dresse un bilan des connaissances acquises dans le domaine de la coupe des métaux et de la prédiction des efforts de coupe. Le **premier chapitre** restitue les concepts fondamentaux de la coupe des métaux. Après une brève introduction sur la théorisation du procédé, les **paramètres de coupe** et la géométrie des outils y sont

présentés afin d'introduire le vocabulaire nécessaire à la compréhension des chapitres suivants. Les divers **phénomènes présents durant la coupe des métaux** sont ensuite exposés. Ce premier chapitre s'achève sur la présentation de l'**effet d'indentation** et de ses spécificités, phénomène non négligeable à l'échelle de la super finition. Le **second chapitre** traite plus spécifiquement de la modélisation de la coupe en vue de la prédiction des efforts. Les modèles empiriques et phénoménologiques y sont abordés en premier lieu car ils constituent une population fréquemment rencontrée de par leur simplicité de mise en œuvre. Les différentes variantes s'y appliquant sont exposées, telles que le cas de la **coupe oblique** ou des **géométries équivalentes**. Les **modèles analytiques** sont ensuite largement présentés car ils apportent de précieuses informations sur la compréhension des mécanismes de coupe. Cette section présente successivement la modélisation des actions générées par le **cisaillement primaire**, le **contact outil-copeau** et l'**effet d'indentation**. Les **modèles numériques** sont abordés bien que n'étant pas traités dans cette thèse. Ce chapitre s'achève par une **conclusion** sur les différentes approches présentées dans cet état de l'Art.

La deuxième partie traite du volet expérimental de l'étude. Cet aspect est très important du point de vue de la conformité de la modélisation vis-à-vis des phénomènes réellement observés. Un **premier chapitre** présente le matériau employé pour cette étude, le cuivre Cu-c2. Les **propriétés physiques et mécaniques** de ce matériau sont d'abord présentées puis, de par son aspect peu courant en usinage, sont exposées les caractéristiques relatives à son **usinabilité**. Le **chapitre suivant** expose les diverses techniques expérimentales qui ont été mises en œuvre durant cette thèse. Les **moyens techniques** employés pour les diverses expérimentations, et leurs performances, sont présentés dans un premier temps. Ces moyens représentent les **machines et outils** choisis ainsi que les **moyens d'acquisition** engagés. Sont ensuite présentés les **protocoles d'essais** mis en place tels que la **coupe orthogonale** ou les **méthodes d'observation** de la zone de formation du copeau.

La troisième partie présente les diverses modélisations développées qui constituent les principaux apports de ces travaux. Par analogie avec le **chapitre bibliographique** sur la modélisation de la coupe, cette partie débute par un **chapitre** sur l'analyse des **résultats expérimentaux** visant à identifier les paramètres influents sur les efforts. La **modélisation phénoménologique** qui peut être tirée des constatations effectuées est ensuite présentée. Deux modèles d'efforts en coupe orthogonale sont traités dans ce chapitre, l'un basé sur des relations de coupe linéaires et un second basé sur les logarithmes naturels. Le **chapitre suivant** concerne la modélisation analytique des efforts en coupe orthogonale. Un modèle basé sur la répartition des contraintes sur les surfaces de l'outil en contact avec la matière y est présenté. Enfin le **dernier chapitre** dresse un comparatif des approches traitées dans les deux chapitres précédents au travers de résultats obtenus sur quatre essais de tournage en opération de chariotage modélisés par la méthode du Couple-Arête-Matière décrite dans cette introduction.

Ce document s'achève enfin sur les **conclusions** pouvant être tirées de ces travaux de thèse ainsi que les perspectives qui en découlent.



Première partie

État de l'Art

Généralités sur l'usinage

1.1 Caractérisation de la coupe des métaux

Les premiers écrits traitant de la caractérisation de la coupe de métaux figurent dans les travaux de [Tresca \(1878\)](#) concernant le choix de la géométrie de l'outil et de la profondeur de passe (figure 1.1a). Le choix de ces paramètres devant être basé sur l'observation de la déformation générée dans le copeau, [Tresca](#) remarqua, pour une géométrie d'outil constante, qu'une profondeur de passe insuffisante produisait plus de déformation plastique qu'une profondeur de passe importante. Cette observation ouvrit la voie du développement de machines plus rigides et plus puissantes. Trois années plus tard, [Mallock \(1881\)](#) décrit la formation du copeau comme le résultat du cisaillement de la matière, dont la déformation est influencée par le frottement entre la face de coupe de l'outil et le copeau (figure 1.1b). Les travaux qui suivirent décrivent la coupe par trois zones. La première étant la zone de cisaillement primaire initialement décrite, la seconde étant située entre la face de coupe de l'outil et le copeau où se produit le frottement évoqué par [Mallock](#) et la troisième se situant au niveau du contact de la face en dépouille sur la surface usinée. Ces travaux introduisirent les trois principaux phénomènes qui caractérisent la coupe des métaux, à savoir :

- la plasticité,
- le frottement,
- la thermique.

Les premiers travaux sur la coupe étaient en grande majorité des observations du phénomène dans le but d'améliorer la tenue des outils dans les métaux, technologie alors récente. Datant de cette période, les travaux de [Taylor \(1907\)](#) demeurent encore aujourd'hui une référence pour le suivi de l'usure de l'outil. Il faudra attendre les préparatifs de la seconde guerre

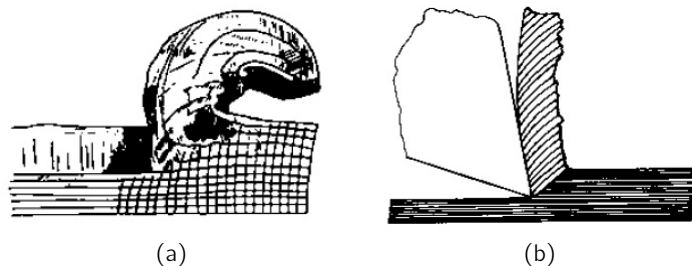


Fig. 1.1 – Observations de la coupe des métaux par (a) [Tresca \(1878\)](#) et (b) [Mallock \(1881\)](#).

mondiale, mais surtout les années 1950-1960 pour voir se développer les premières théories prédictives sur la coupe des métaux.

1.1.1 Paramétrage de la coupe

Une opération d'usinage est définie par certaines grandeurs appelées paramètres de coupe. Deux sous-catégories peuvent être définies parmi ces paramètres ; les paramètres opératoires, liés aux mouvements de coupe, et les paramètres géométriques propres à l'outil. Les paramètres opératoires comportent :

- la vitesse de coupe V_c en m/min,
- l'avance par tour f en mm/tr,
- la profondeur de passe a_p en mm.

Pour une configuration d'arêtes de coupe multiples, e.g. en fraisage, l'avance par dent f_z sera définie ainsi que l'engagement radial a_e . Sont accessoirement définies la section de coupe A_D en mm² et l'épaisseur localement coupée h en mm. Les paramètres géométriques se résument généralement à :

- l'angle de coupe γ ,
- l'angle de dépouille α ,
- l'angle d'inclinaison d'arête λ_s ,
- l'angle de direction d'arête κ_r ,
- le rayon d'acuité d'arête r_β .

Ces paramètres sont généralement associés à un indice correspondant au plan dans lequel est réalisée leur mesure (cf. annexe A). Dans un souci de simplification, la coupe des métaux est décrite dans une configuration dite de « coupe orthogonale ». Cette configuration permet de considérer que la formation du copeau est un problème plan. L'avantage principal concerne les hypothèses de modélisation. Les grandeurs mesurées en coupe orthogonale sont, par conséquent, mesurées dans le plan orthogonal P_o de l'outil. Par souci de simplification, la configuration de coupe oblique ne sera pas décrite ici, l'angle d'inclinaison λ_s est donc supposé nul. Les plans P_o et P_n sont alors confondus et les grandeurs décrivant la géométrie de l'outil se résument à :

- l'angle de coupe γ_n ,
- l'angle de dépouille α_n ,
- le rayon d'acuité d'arête r_β .

Les paramètres opératoires sont redéfinis par l'épaisseur coupée h^a et la largeur de coupe b , la vitesse de coupe reste inchangée.

1.1.2 Phénoménologie de la formation du copeau

La coupe des métaux est traditionnellement caractérisée par les trois zones visibles sur la figure 1.2. L'outil pénètre dans la matière, les efforts intenses produits par le mouvement de coupe créent alors un copeau sous l'action de la face de coupe par un procédé de cisaillement appelé cisaillement primaire. Dans la majorité des cas, la zone de cisaillement se présente sous la forme d'une bande dont l'épaisseur t_s varie sous l'effet de la vitesse de cisaillement V_s et du matériau usiné. La localisation de la bande de cisaillement se traduit dans le copeau par un aspect plus ou moins continu comme l'indique la figure 1.3. Thomsen *et al.* (1965) affirment également que cette bande peut avoir une courbure modifiant l'évolution de la contrainte normale le long de la bande. Cependant, le rapport entre l'épaisseur de la bande et son rayon de courbure permet dans la grande majorité des cas d'approximer la

a. L'épaisseur coupée h est égale à l'avance par tour f dans ce cas.

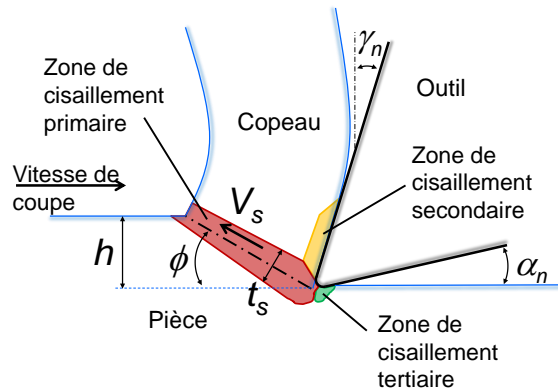


Fig. 1.2 – Représentation en coupe orthogonale des zones de cisaillement.

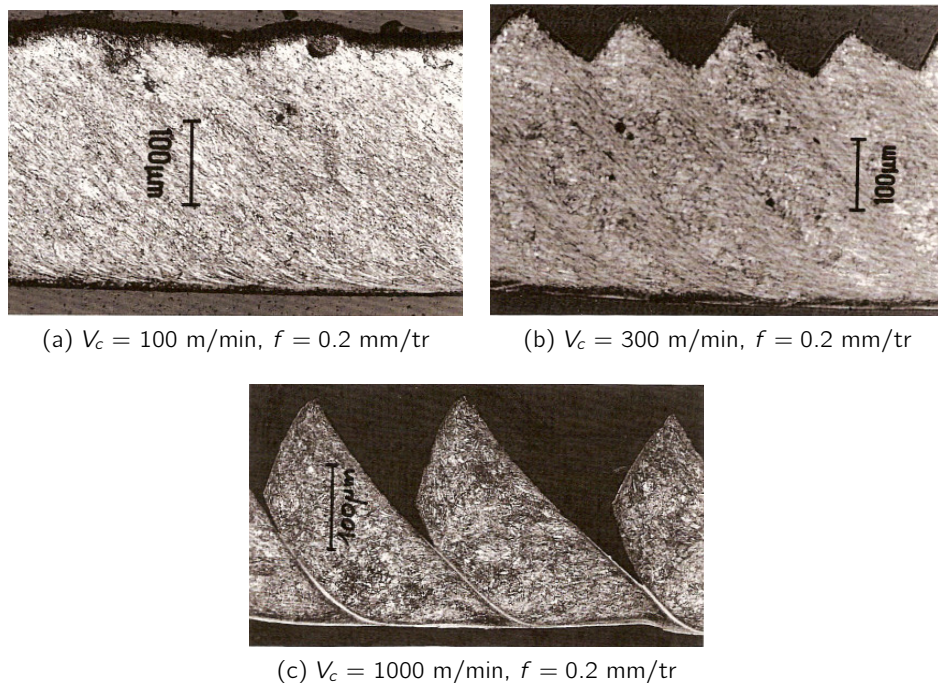


Fig. 1.3 – Copeaux de 33CrMoV12-9 de types (a) continu, (b) faiblement discontinu et (c) fortement discontinu d'après Le Calvez (1995).

bande comme rectiligne. Dans le cas de vitesses de coupe permettant d'atteindre un régime de cisaillement adiabatique (figure 1.3c), la bande pourra être qualifiée de « plan de cisaillement ». Les sollicitations mécaniques auxquelles sont soumises cette bande sont des vitesses de déformation $\dot{\epsilon}$ comprises entre 10^3 et 10^5 s⁻¹ et une déformation équivalente $\bar{\epsilon}$ comprise entre 0.9 et 1.3. La vitesse de déformation est déterminée à partir d'une relation fonction de la vitesse de cisaillement et de l'épaisseur t_s de la bande, le second étant une conséquence du premier. Par conséquent, la vitesse de déformation s'avère souvent mal évaluée, ce qui nuit à l'emploi de lois de comportement dépendantes de $\dot{\epsilon}$.

La seconde zone est située à l'interface outil-copeau. C'est une zone de frottement intense entraînant parfois un cisaillement secondaire. Comme observé par Mallock, cette zone a une

influence sur le cisaillement primaire. Cependant, comme l'ont observé [Doyle et al. \(1979\)](#)^b, le frottement sur la face de coupe n'est pas homogène. La zone de cisaillement secondaire peut être, selon les cas, subdivisée en sous-zones correspondant aux mécanismes de contact entre les matériaux constituant l'outil et la pièce usinée. Généralement, deux sous-zones sont définies^c. La première débute au niveau de l'arête pour s'achever à une distance égale à deux ou trois fois l'épaisseur coupée h selon [Doyle et al. \(1979\)](#). [Ackroyd et al. \(2003\)](#) ne statuent pas sur sa longueur mais confirment les observations de [Doyle et al.](#) en affirmant que cette sous-zone se caractérise par un frottement d'adhésion. Un régime de grippage — *seizure* en anglais — est atteint par le matériau qui est cisailé à une contrainte égale à la limite élastique en cisaillement. La seconde sous-zone constitue la fin du contact outil-copeau. Elle est caractérisée par un frottement de glissement. L'existence de ces deux sous-zones peut s'expliquer, d'après [Barrow et al. \(1982\)](#), par la distribution décroissante de la pression de contact sur la face de coupe. Les auteurs évaluèrent cette pression à l'aide d'un outil segmenté équipé de jauges de déformation, connu sous le nom de *split tool*.

La troisième zone est localisée au niveau de la face en dépouille de l'outil. Les propriétés élastiques du matériau usiné occasionnent un contact entre l'outil et la surface usinée. Le mécanisme de sollicitation de la matière est semblable au rayage, il s'agit du *ploughing effect* ou « effet d'indentation ». Par souci d'harmonisation des terminologies, le qualificatif de zone de cisaillement tertiaire est fréquemment rencontré pour cette zone, le cisaillement n'étant pourtant pas le mécanisme principal. Les effets de cette zone sont détaillés dans la section 1.2 car ils deviennent fortement perceptibles pour de faibles épaisseurs coupées. Cette zone est notamment à l'origine de l'usure en dépouille V_B de l'outil et de certains défauts de surface.

1.2 Spécificités de l'usinage de super finition

Le micro-usinage et l'usinage de finition sont des procédés soumis à un important effet d'échelle ([Liu et al., 2004](#)). En effet, l'épaisseur coupée est souvent très proche de la valeur du rayon d'arête r_β voire inférieure. Ce rayon crée une partition d'écoulement de la matière entre la face de coupe et la face de dépouille. C'est en particulier ce second flux de matière qui cause le phénomène connu sous le nom d'effet d'indentation. Ce phénomène est en partie responsable des problèmes d'intégrité de la matière pouvant être relevés dans les pièces usinées. En tournage, la super finition est un procédé alternatif ou complémentaire à une opération de rectification permettant d'atteindre des rugosités totales moyennes inférieures à 10 μm . Elle se caractérise par une profondeur de passe et une vitesse d'avance faibles, ce qui a pour effet de réduire l'épaisseur du copeau généré. L'outil se trouve alors dans une configuration analogue à celles rencontrées en micro-usinage.

1.2.1 Causes de l'effet d'indentation

L'effet d'indentation est aujourd'hui encore un phénomène relativement méconnu. L'acuité de l'arête de coupe n'est jamais parfaite et le rayon d'arête faisant la jonction entre les faces de coupe et de dépouille tend à générer une zone morte ou un point de stagnation dont la géométrie varie en fonction des paramètres de coupe. Ce phénomène a la particularité de séparer la matière entre la face de coupe et la face de dépouille mais également d'exercer une poussée supplémentaire sur l'outil. Ces deux actions contribuent à déformer la matière qui constituera la pièce finie.

b. Les auteurs utilisent des outils en saphir et observent au travers le contact avec le copeau.

c. L'intérêt d'identifier ces sous-zones est plus largement développé dans la section 2.2.2.

L'existence d'un point de stagnation est souvent supposée, e.g. par [Manjunathaiah et Endres \(2000\)](#), et fût par ailleurs décrite dans l'une des premières modélisations ([Albrecht, 1960](#)). Comme illustré par la figure 1.4a, le flux de matière se divise au point S en deux parties se répartissant entre le copeau — épaisseur h et angle ϕ — et la face de dépouille — épaisseur non coupée h_S . Concernant cette dernière partition, les avis divergent entre comportement purement plastique (i), élasto-plastique (ii) et purement élastique (iii) de la matière après le passage de l'outil. Pour [Connolly et Rubenstein \(1968\)](#), [Rubenstein \(1990\)](#) et [Endres et al. \(1995a\)](#), le comportement est purement élastique. [Abdelmoneim et Scrutton \(1973\)](#) considèrent un comportement élasto-plastique. Enfin, [Albrecht \(1960\)](#) et [Abdelmoneim et Scrutton \(1974\)](#) supposent qu'il n'y a pas de retour de matière sur la face en dépouille, cette dernière hypothèse ne satisfaisant pas le principe de conservation du volume. En effet, en supposant la déformation plastique du matériau en pointe d'outil et le principe de conservation du volume, le cas (iii) de la figure 1.4a est le plus plausible. Cette hypothèse est confortée par la continuité des vitesses dans cette zone.

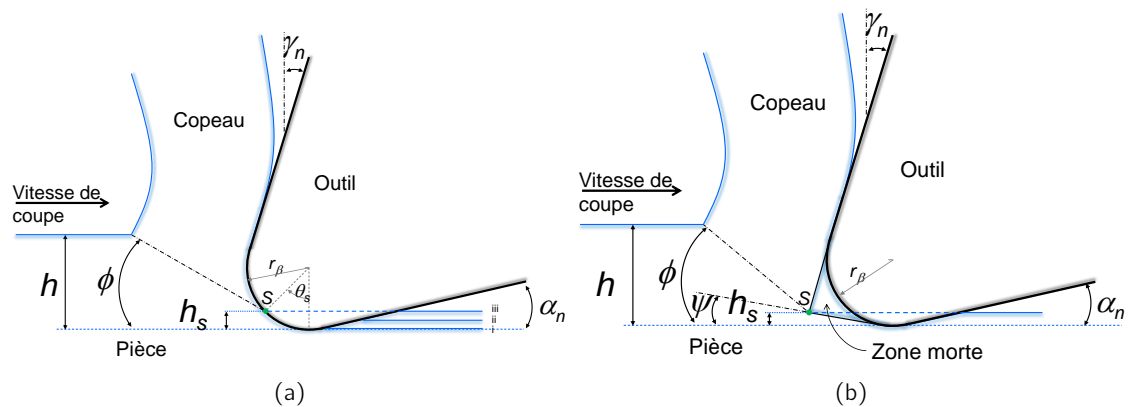


Fig. 1.4 – Paramétrage (a) du point de séparation et (b) de la zone morte en amont de l'outil d'après [Waldorf et al. \(1999\)](#).

Dans le cas de la présence d'une zone morte, cette séparation se produit en amont de l'outil. D'après la figure 1.4b, la zone morte a la particularité d'accroître considérablement la surface en contact avec la matière usinée. Cependant, la géométrie de cette zone est à la fois fonction de la géométrie de l'arête mais également des paramètres de coupe, d'où une difficulté certaine pour son évaluation. [Waldorf et al. \(1999\)](#) considèrent la limite supérieure de la zone morte comme le prolongement de la face de coupe et sa limite inférieure comme inclinée d'un angle ψ par rapport à la face de coupe tel que représenté sur la figure 1.4b. Cet angle étant fonction de l'angle de coupe γ_n et de l'épaisseur non coupée h_S tel que

$$\psi = \arctan \left(\frac{h_S}{r_\beta \tan \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\gamma_n}{2} \right) - h_S \tan \gamma_n} \right). \quad (1.1)$$

D'après [Karpat et Özel \(2008\)](#), une zone morte est générée par l'emploi d'outils à angle de coupe γ_n négatifs tandis que les outils à angle de coupe positifs tendent à séparer la matière autour d'un point de stagnation sur l'arête. L'effet d'indentation est couramment évoqué en présence de vibrations. Dans ce cas précis, un contact avec la face en dépouille est réalisé périodiquement en fonction de la fréquence des vibrations. Les propriétés du contact en présence de vibrations diffèrent des cas précédents en raison de la discontinuité du contact le long de la face en dépouille. En effet, dans le cas vibratoire, la matière peut entrer en contact

Modélisation de la coupe

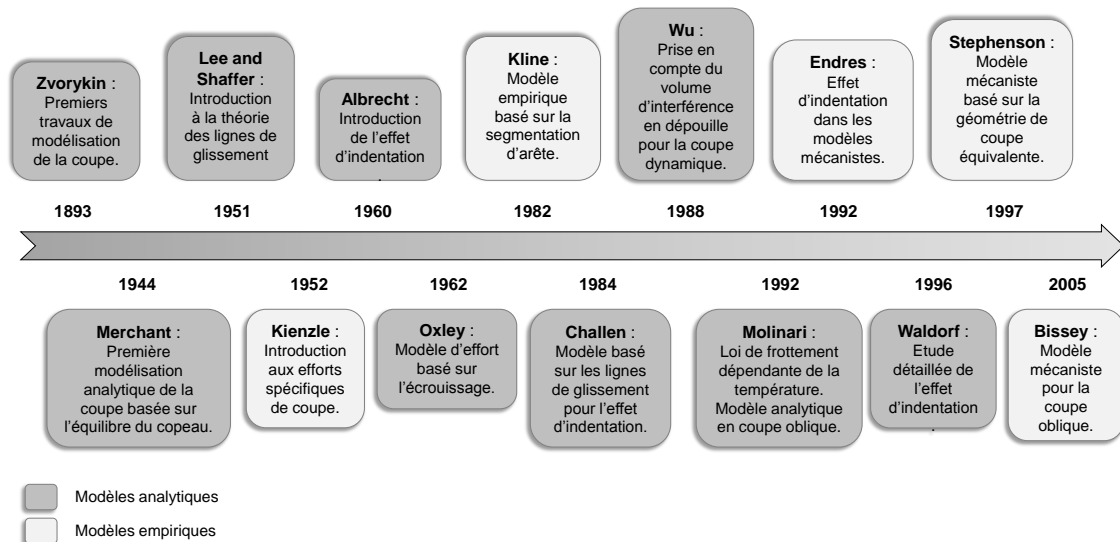


Fig. 2.1 – Historique de la modélisation de la coupe.

La compréhension et la modélisation des mécanismes de coupe a fortement contribué à maintenir les performances de cette technique en dépit des problèmes apparus avec l'émergence de nouveaux matériaux. Les usinages à hautes performances réalisés de nos jours ne peuvent se passer d'études préliminaires. La prédiction de l'intégrité des surfaces générées ou de la morphologie des pièces garantit la maîtrise des coûts et des délais. La prédiction des efforts permet également d'améliorer la géométrie des outils, leurs revêtements ainsi que les stratégies d'usinage afin de réduire la durée des phases de lancement en début de production. Plus en amont, la connaissance des efforts de coupe permet de dimensionner les montages d'usinage, les systèmes de bridage, les puissances machines nécessaires ainsi que les éventuels phénomènes vibratoires. Les récents développements des logiciels d'industrialisation plaident dans cette direction.

Comme l'indique la figure 2.1, la majorité des modèles analytiques furent développés jusqu'aux années 1970. Depuis, les modèles phénoménologiques et empiriques ont pris le pas avant l'arrivée de la simulation numérique démocratisée par l'amélioration permanente des moyens de calculs. Ce chapitre présente les différentes approches disponibles dans la littérature.

2.1 Modèles phénoménologiques et empiriques

La coupe des métaux mettant en œuvre un nombre important de phénomènes physiques, les modèles phénoménologiques et empiriques cherchent à réunir un grand nombre de paramètres mesurables pour refléter au mieux la réalité. Ces modèles fournissent généralement de bons résultats mais restent limités à un domaine d'étude restreint. Souvent tirés d'interpolations de courbes, leur sens physique est limité. Leur formulation, indépendante des mécanismes de coupe, permet, dans la plupart des cas, de formuler les efforts dans les trois directions sans passer par une modélisation en coupe orthogonale. Cette approche s'est principalement développée durant les années 1990, notamment sous l'impulsion de chercheurs américains.

2.1.1 Formulation classique

Les modèles empiriques ont la spécificité de donner souvent de très bons résultats. Cependant, ils sont souvent issus d'interpolations de courbes et n'ont, du fait, aucun sens physique. De plus, ils ne sont valables que dans quelques cas pratiques hors desquels leur aptitude à donner des résultats corrects est affectée. [Kline et al. \(1982\)](#) proposent un modèle empirique basé sur le principe de la segmentation d'arête. L'outil — une fraise — est décomposé en plusieurs disques élémentaires sur lesquels sont appliqués les efforts élémentaires, ces derniers variant en fonction de sa position angulaire. La somme de ces contributions, pour une position angulaire donnée, fournit l'effort global à l'instant t . Les coefficients utilisés par la relation de coupe sont obtenus à partir d'un polynôme du deuxième ordre fonction des engagements a_p et a_e ainsi que de l'avance par dent f_z .

Très tôt l'idée est venue de pouvoir corrélérer des paramètres facilement observables avec les efforts de coupe. Les premières traces de cette méthode figurent dans les travaux de [Kienzle et Victor \(1952\)](#) qui introduisent la notion d'efforts spécifiques (K_i) dans les trois directions d'efforts — coupe, pénétration et avance — en fonction de paramètres identifiés expérimentalement, soit $K_{11,i}$ et m_i comme le montre l'équation suivante.

$$K_i = K_{11,i} \left(\frac{h}{h_0} \right)^{-m_i} \quad i \in \{c, p, f\} \quad (2.1)$$

L'effort est dit « spécifique » car lié à une largeur de coupe b et une avance f unitaire *i.e.* pour une dent en fraisage et un tour en tournage, d'où l'indice 11. Pour affiner le modèle, l'effort spécifique $K_{11,i}$ est souvent multiplié par un certain nombre de facteurs de correction dépendants de paramètres tels que l'angle de coupe ($K_{\gamma_n,i}$), l'angle d'obliquité d'arête ($K_{\lambda_s,i}$), la vitesse de coupe (K_{V_c}), etc ([Günay et al., 2004](#); [Saglam et al., 2007](#)). Ce concept est aujourd'hui encore employé par la méthode du Couple-Outil-Matière ([AFNOR, 1994](#)). Plus récemment, cette approche a été reprise et développée par [Denkena et al. \(2005\)](#) pour un modèle d'effort en fraisage donnant des résultats satisfaisants.

Suite aux travaux de [Kienzle et Victor](#), l'idée que les efforts soient directement liés aux sections coupées s'est développée, notamment au département Industrial Engineering de University of Illinois at Urbana-Champaign ([Kapoor et al., 1998](#)). L'idée des modèles mécanistes est que les efforts sont proportionnels à la section coupée A_D et que les coefficients sont dépendants des conditions de coupe, des géométries d'outils et des propriétés des matériaux. Une approche de la coupe orthogonale souvent rencontrée considère que les deux composantes d'effort appliquées sur l'arête de coupe sont proportionnelles à la section coupée par l'intermédiaire des coefficients K_c et K_f représentant respectivement l'énergie spécifique de coupe (2.2) et de frottement (2.3) ([Reddy et al., 2000](#)).

$$F_c = K_c A_D \quad (2.2)$$

$$F_f = K_f A_D \quad (2.3)$$

Ces coefficients sont le plus souvent déterminés à partir d'un échantillon d'essais après régression linéaire des équations suivantes (2.4) et (2.5). La forme logarithmique de ces équations facilite l'étalonnage des constantes et n'est absolument pas justifié par des considérations physiques (Reddy *et al.*, 2001).

$$\ln(K_c) = a_0 + a_1 \ln(h) + a_2 \ln(V_c) + a_3 \ln(1 - \sin \gamma_{ne}) + a_4 \ln(V_c) \ln(h) \quad (2.4)$$

$$\ln(K_f) = b_0 + b_1 \ln(h) + b_2 \ln(V_c) + b_3 \ln(1 - \sin \gamma_{ne}) + b_4 \ln(V_c) \ln(h) \quad (2.5)$$

Cette formulation peut légèrement varier d'un modèle à l'autre, en particulier sur la prise en compte de l'interaction entre la vitesse de coupe V_c et l'épaisseur coupée h . Elle permet une importante flexibilité du modèle et, de ce fait, donne fréquemment de bons résultats. Cependant, le coefficient K_f représentant le frottement n'est absolument pas comparable à un coefficient de frottement au sens commun du terme^a mais plus vraisemblablement à une contrainte de frottement. Cette affirmation n'est valable qu'en l'absence de contact sur la face en dépouille. Le seul intérêt présenté par ces modèles est la considération que les efforts de coupe sont proportionnels à la section coupée A_D et fonction de la vitesse de coupe V_c , de l'angle de coupe efficace γ_{ne} et de l'épaisseur coupée h . Les efforts étant également sensibles à la nature du matériau usiné et à l'orientation de l'arête, ce type de formulation ne permet pas d'introduire leur effet. Les introduire impliquerait un échantillon d'essais de taille colossale. Park *et al.* (2004) substituèrent les résultats de simulation par éléments finis aux résultats expérimentaux pour étalonner leur modèle dans le cas de microstructures variables. Les erreurs moyennes obtenues varient de 10% à 20% et sont distribuées aléatoirement, selon les conditions de coupe employées.

Ce type de modèle n'est pas réservé aux seuls outils à arête vive. Dans le cas d'une arête de coupe rayonnée, l'effet d'indentation génère une force supplémentaire. En effet, le rayon d'arête r_β tend à faire s'écouler une partie de la matière sous la face de dépouille. La partition d'écoulement entre face de coupe et face de dépouille se produit au niveau d'un point de l'arête appelé point de stagnation. Le modèle proposé par Ranganath *et al.* (2007) considère un ratio constant entre les efforts de cisaillement et d'indentation en coupe orthogonale. Ce modèle est basé sur les équations (2.4) et (2.5) bien que restreintes à l'angle de coupe γ_n , la vitesse de coupe V_c et l'épaisseur coupée h . Les auteurs définissent trois étapes pour l'étalonnage de ce modèle.

1. Réaliser des essais à rapport h/r_β constant à partir de deux outils de même matériau mais de rayon r_β différents.
2. Calculer le ratio entre effort de coupe et d'avance pour évaluer le coefficient lié à l'épaisseur coupée h .
3. Réaliser une régression linéaire pour déterminer les autres coefficients.

Le modèle d'efforts pour fraises hémisphériques de Ko et Cho (2005) identifie l'effet d'indentation se produisant à l'extrémité de l'outil. La fraise est divisée en une série de couches d'épaisseur définie (voir aussi Kline *et al.*, 1982). Selon leur analyse, la valeur prise par les coefficients K_c et K_f augmente lorsque l'épaisseur coupée h devient inférieure à 0.01 mm. Ils sont alors calculés à partir d'une loi de Weibull. Cette loi devant être calibrée en fonction de l'épaisseur de segmentation de l'outil. Endres *et al.* (1995a,b) proposent un modèle d'efforts à partir de l'existence du point de stagnation, l'effet d'indentation étant matérialisé par

a. Certains auteurs font ce raccourci.

un volume d'interférence entre l'outil et la matière et l'effort normal N_{cf} étant directement proportionnel à ce volume V_i

$$N_{cf} = K_{cf} V_i \quad (2.6)$$

$$K_{cf} = 0,775 \frac{E}{1-2\nu} \delta \quad (2.7)$$

où δ représente la profondeur du matériau affectée élasto-plastiquement. Cette variable étant difficile à obtenir, les auteurs employèrent finalement la méthode empirique pour déterminer K_{cf} .

2.1.2 Cas de la coupe oblique

Le modèle proposé par Bissey (2005) en coupe oblique est plus complexe que les modèles précédemment exposés. Conçu pour l'approche Couple-Arête-Matière, ce modèle comporte huit coefficients dont certains sont analogues à ceux des modèles précédents et d'autres traduisent l'effet des angles d'arête. Les paramètres utilisés par ce modèle sont l'épaisseur coupée h , la largeur de l'élément d'arête b et l'angle d'inclinaison d'arête λ_s . L'angle de coupe γ_n est implicitement utilisé dans la formulation de l'angle λ_n . La figure 2.2 montre le paramétrage utilisé par ce modèle, en particulier l'utilisation du repère local $(\vec{g}, \vec{n}, \vec{a})$ lié à l'arête.

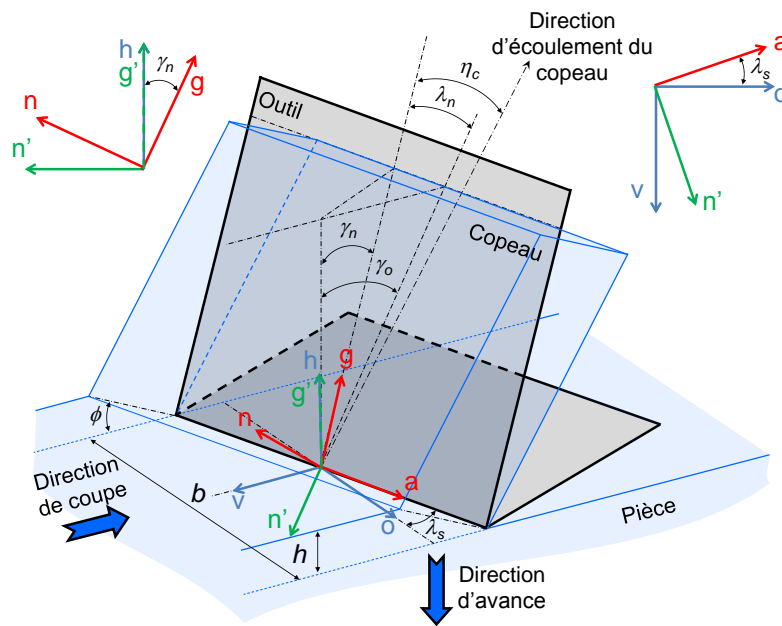


Fig. 2.2 – Paramétrage de l'arête d'après Bissey (2005).

Les efforts sont obtenus grâce aux relations suivantes

$$A_n = K_n (\sec \lambda_s)^{K_{n\lambda_s}} \quad (2.8)$$

$$F_n = -(k_{n0} + A_n h) (1 + K_{n\gamma} (\gamma_n - \gamma_0)) b \quad (2.9)$$

$$C_f = (K_{cf0} + K_{cf} h) (1 + K_{cf\lambda_s} \lambda_s) (1 + K_{cf\gamma} (\gamma_n - \gamma_{n0})) \quad (2.10)$$

$$F_{fr} = (A_n h C_f + F_{f0}) b \quad (2.11)$$

puis dans les directions \vec{g} et \vec{a}

$$\lambda_n = \arctan(\sin \gamma_n \tan \lambda_s) \quad (2.12)$$

$$F_g = F_{fr} \cos(\eta_c) \quad (2.13)$$

$$F_a = F_{fr} \sin(\eta_c) \quad (2.14)$$

Le coefficient donné par l'équation (2.10) représente le frottement sur la face de coupe de l'outil. Il est intéressant de noter que ce modèle est conçu pour des outils d'une même famille, *i.e.* avec une arête d'un même matériau, revêtement et préparation — rayonnée ou chanfreinée —. La géométrie globale de l'outil n'est pas considérée dans un premier temps. L'approche du Couple-Arête-Matière divise l'outil en éléments indépendants de la même manière que [Kline et al. \(1982\)](#). Ceci explique l'absence de l'angle κ_r dans les relations (2.8) à (2.14). Les coefficients sont déterminés de manière exclusivement expérimentale conditionnant la prédiction des efforts à une gamme de paramètres de coupe. Cette gamme de paramètres est obtenue à partir de l'approche Couple-Outil-Matière basée sur l'énergie spécifique de coupe et définie par la norme [AFNOR \(1994\)](#). Les forces étant définies dans un référentiel orienté par l'angle d'inclinaison d'arête λ_s , cet angle figure également parmi les paramètres d'entrée du modèle. Ce type de modélisation a la particularité de donner de bons résultats mais nécessite une quantité importante d'essais pour être étalonné. De plus, l'auteur souligne que des difficultés sont rencontrées pour étalonner les coefficients du modèle à proximité des extrémités de la zone coupée, là où les épaisseurs de copeau sont les plus faibles. Cette remarque indique l'incapacité du modèle à prédire les efforts en présence de l'effet d'indentation, l'outil étant pourtant caractérisé par son angle de dépouille, son rayon d'arête ou son revêtement. Par ailleurs, les paramètres opératoires comme les propriétés de la matière ne sont pas directement employés et se retrouvent cachés dans des coefficients « boîtes noires ». L'angle d'écoulement du copeau η_c ne peut être inférieur à l'angle λ_n calculé à partir de la relation (2.12) tel qu'énoncé dans la théorie d'[Armarego et Brown \(1969\)](#). La direction d'écoulement du copeau η_c est une donnée importante lors de l'élaboration d'un modèle de coupe, en particulier dans le cas d'une approche par discrétisation d'arête. C'est par ce biais que [Wang et Mathew \(1995\)](#), [Kapoor et al. \(1998\)](#) et [Armarego et Samaranayake \(1999\)](#) proposent une formulation à partir des angles de direction d'arête locaux $K_r(i)$, d'obliquité $\lambda_s(i)$ et de coupe $\gamma_n(i)$. La règle de [Stabler \(1951\)](#) est supposée vraie pour chaque segment d'arête ($\eta_c(i) = \lambda_s(i)$). L'angle d'écoulement global est calculé par l'équation (2.15) correspondant à la moyenne pondérée des directions d'écoulement de chaque segment i , les poids étant attribués selon l'intensité des efforts de frottement F_{fr} . L'angle η_c est mesuré par rapport à la perpendiculaire à l'arête équivalente.

$$\eta_c = \frac{\sum [F_{fr}(i) (\eta_c(i) + K_r(i))]}{\sum F_{fr}(i)} - K_{req} \quad (2.15)$$

avec ([Arsecularatne et Mathew, 2000](#))

$$K_{req} = K_r + \eta_c \quad (2.16)$$

[Stephenson et Bandyopadhyay \(1997\)](#) considèrent la direction d'écoulement du copeau donnée par la relation (2.17) où $C_{\lambda_s} = 1$ si les angles γ_n et λ_s sont faibles — cas de la loi de [Stabler](#) — et $C_{\lambda_s} = \cos \gamma_n$ dans les autres cas.

$$\eta_c = \arctan(C_{\lambda_s} \tan \lambda_s) \quad (2.17)$$

2.1.3 Modèles basés sur les géométries équivalentes

Afin de s'affranchir des problèmes liés à la modélisation des efforts en bordure de la zone coupée, Stephenson et Bandyopadhyay (1997) emploient une section de coupe équivalente telle que représentée sur la figure 2.3.

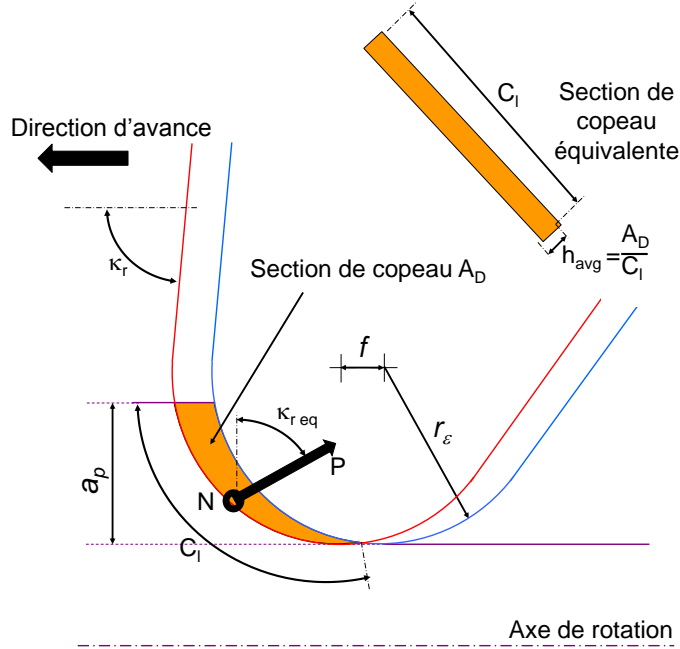


Fig. 2.3 – Section coupée équivalente d'après Stephenson et Bandyopadhyay (1997).

Deux forces sont définies sur l'outil, une force N et une force P , respectivement normale et parallèle à la face de coupe. Ces forces définissent deux coefficients K_n et K_f permettant de déterminer les trois composantes d'effort F_t , F_a et F_r . Pour ce modèle, K_f représente le coefficient de frottement entre le matériau usiné et l'outil.

$$K_n = C_n h_{avg}^a V_c^{avc} (1 - \sin \gamma_{eq})^{a\gamma_{eq}} \quad (2.18)$$

$$K_f = C_f h_{avg}^b V_c^{bvc} (1 - \sin \gamma_{eq})^{b\gamma_{eq}} \quad (2.19)$$

$$F_t = K_n A_D [\cos \gamma_{n_s} \cos \gamma_{eq} + K_f (\sin \kappa_{req} \sin \gamma_{eq} + \cos \kappa_{req} \sin \gamma_{n_s})] \quad (2.20)$$

$$F_a = K_n A_D [-\cos \gamma_{n_s} \sin \gamma_{eq} + K_f (\sin \kappa_{req} \cos \gamma_{eq})] \quad (2.21)$$

$$F_r = K_n A_D [-\sin \gamma_{n_s} + K_f (\cos \kappa_{req} \cos \gamma_{n_s})] \quad (2.22)$$

Les paramètres C et les exposants a et b sont empiriques. Seul le paramètre C_n est représentatif de l'effet de la dureté et de la ductilité du matériau usiné. Par analogie avec la section coupée équivalente, le modèle définit un angle de coupe équivalent γ_{eq} ainsi qu'un angle d'inclinaison d'arête équivalent λ_{seq} . L'angle de direction d'arête équivalent κ_{req} est calculé à partir de la forme de la section coupée. Tous ces paramètres sont exprimés en fonction des angles de coupe γ_{nm} et γ_{ns} des arêtes principale et secondaire et de l'angle de direction d'arête κ_r .

$$\lambda_{seq} = \arctan (\tan \gamma_{n_s} \sin \kappa_r - \tan \gamma_{n_m} \cos \kappa_r) \quad (2.23)$$

$$\gamma_{eq} = \arctan (\cos \lambda_{seq} (\tan \gamma_{n_m} \sin \kappa_r + \tan \gamma_{n_s} \cos \kappa_r)) \quad (2.24)$$

L'emploi d'une géométrie équivalente permet de rendre le modèle indépendant du procédé. Les paramètres déterminés pour une opération sont conservés pour une autre après détermination de la nouvelle géométrie équivalente, les forces étant calculées à partir de transformations géométriques. Ce modèle a fourni des résultats relativement précis pour des opérations de tournage — dressage et chariotage —, fraisage et perçage.

Reddy *et al.* (2001) définissent des angles de coupe et de dépouille équivalents dans un modèle destiné à un outil muni d'une mobilité axiale, *e.g.* lors de l'usinage d'un arbre à cames. Dans le cas d'un angle de coupe équivalent important, l'effort mesuré décroît. Le modèle, ayant pour paramètre cet angle, reproduit fidèlement les observations expérimentales. Concernant l'angle de coupe équivalent, Outeiro et Astakhov (2005) et Lee *et al.* (2008) le définissent comme la tangente à la surface libre du rayon d'arête r_β . En subdivisant l'épaisseur coupée h en une succession de tranches, comme le montre la figure 2.4, les auteurs déterminent l'angle de coupe équivalent. Ainsi, un angle $\gamma_{n,ieq}$ est défini pour chaque h_i

$$\gamma_{n,ieq} = \begin{cases} \arcsin\left(\frac{h_i}{r_\beta} - 1\right) & \text{si } h_i < r_\beta (1 + \sin \gamma_n) \\ \gamma_n & \text{si } h_i \geq r_\beta (1 + \sin \gamma_n) \end{cases} \quad (2.25)$$

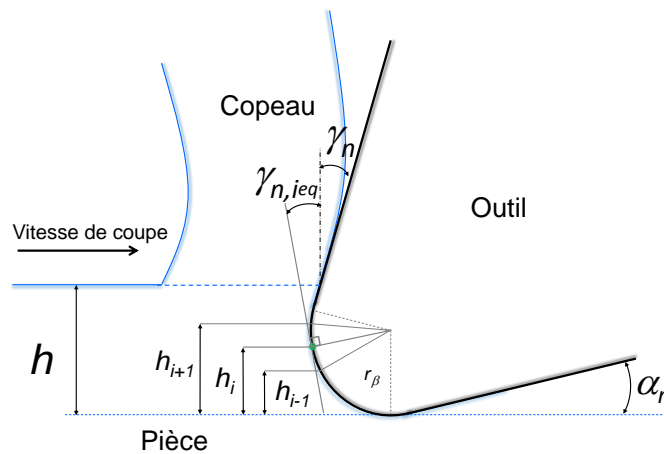


Fig. 2.4 – Evaluation de l'angle de coupe équivalent d'après Outeiro et Astakhov (2005).

Cet angle est lié au nombre de subdivisions de h , ce qui peut être à l'origine d'une perte d'information au niveau de la zone où γ_n est le plus négatif. Les forces sont obtenues en appliquant le modèle sur chaque tranche. Vogler *et al.* (2004) calculent l'angle de coupe équivalent à partir d'une fraction de l'épaisseur coupée h tel que

$$\gamma_{avg} = \frac{\pi}{2} - \arctan \frac{\xi h}{u} \quad (2.26)$$

$$u = \begin{cases} -r_\beta \cos \left[\arcsin \left(\frac{\xi h}{r_\beta} - 1 \right) \right] & \text{si } \xi h \leq r_\beta (1 + \sin \gamma_n) \\ \frac{\xi h - r_\beta (1 + \sin \gamma_n)}{\tan \left(\frac{\pi}{2} - \gamma_n \right)} - r_\beta \cos \gamma_n & \text{si } \xi h > r_\beta (1 + \sin \gamma_n) \end{cases} \quad (2.27)$$

avec $\xi \geq 1$. La modélisation de cet angle proposée par Ranganath *et al.* (2007) en présence de l'effet d'indentation est basée sur le rapport h/r_β en supposant la longueur portante du

copeau $L_{c,R} = 2h$. L'angle de coupe équivalent est proposé pour deux cas

$$\gamma_{neq} = \begin{cases} \arctan \left(\frac{\left(L_{c,R} \frac{h}{r_\beta} - 1 \right) \tan \gamma_n - \sec \gamma_n + \sin \theta_S}{L_{c,R} \frac{h}{r_\beta} - 1 + \cos \theta_S} \right) & \text{si } L_{c,R} \frac{h}{r_\beta} > 1 + \sin \gamma_n \\ \arctan \left(-\frac{\sqrt{\left(2 - L_{c,R} \frac{h}{r_\beta} \right) L_{c,R} \frac{h}{r_\beta} - \sin \theta_S}}{L_{c,R} \frac{h}{r_\beta} - 1 + \cos \theta_S} \right) & \text{si } L_{c,R} \frac{h}{r_\beta} \leq 1 + \sin \gamma_n \end{cases} \quad (2.28)$$

où θ_S est l'angle définissant la position du point de stagnation sur l'arête. Il faut noter que cette formulation donne le même angle de coupe efficace à deux outils ayant le même rapport h/r_β si l'hypothèse de la longueur portante est conservée. Cet angle de coupe équivalent est pleinement justifié en super finition dans le cas des plus faibles épaisseurs coupées. De plus, il faut noter la différence entre les angles d'outils dits « en main » et les angles « en travail ^b » qui sont influencés par les vitesses de coupe V_c et d'avance V_f . Cependant, dans le cas de la super finition, V_f est faible face à V_c ce qui rend négligeable la correction d'angle en travail.

Si tous ces modèles sont essentiellement basés sur des régressions de coefficients à partir de résultats expérimentaux, une base de données de paramètres intrinsèques peut être utilisée dans le processus d'étalonnage du modèle. Budak *et al.* (1996) dimensionnent les coefficients de leur modèle à partir de l'angle de coupe γ_n , de l'angle de frottement β , de l'angle d'inclinaison d'arête λ_s , de l'angle d'écoulement du copeau η_c et de la contrainte de cisaillement τ ,

$$K_{tc} = \frac{\tau}{\sin \phi_n} \frac{\cos(\beta_n - \gamma_n) + \tan \eta_c \sin \beta_n \tan \lambda_s}{c}, \quad (2.29)$$

$$K_{rc} = \frac{\tau}{\sin \phi_n \cos \lambda_s} \frac{\sin(\beta_n - \gamma_n)}{c}, \quad (2.30)$$

$$K_{ac} = \frac{\tau}{\sin \phi_n} \frac{\cos(\beta_n - \gamma_n) \tan \lambda_s - \tan \eta_c \sin \beta_n}{c}, \quad (2.31)$$

avec

$$c = \sqrt{\cos^2(\phi_n + \beta_n - \gamma_n) + \tan^2 \eta_c \sin^2 \beta_n}, \quad (2.32)$$

$$\tan \gamma_n = \tan \gamma_o \cos \lambda_s \quad (2.33)$$

et

$$\tan \beta_n = \tan \beta \cos \eta_c. \quad (2.34)$$

Puis, si la géométrie de l'outil (γ_n , λ_s), la contrainte de cisaillement du matériau (τ) et deux des trois paramètres ϕ_n , β et η_c sont connus, les coefficients peuvent être déterminés. Ces trois paramètres peuvent être obtenus à partir d'essais de coupes orthogonale et oblique ^c. Les forces d'indentation sont obtenues par extrapolation des courbes d'efforts à épaisseur coupée nulle. Par cette analyse, l'angle de coupe équivalent causé par le rayon d'arête r_β aux plus faibles épaisseurs coupées n'est pas considéré. Ce point est souligné par les auteurs comme l'une des principales faiblesses du modèle. En ce qui concerne la contrainte de cisaillement τ du matériau, une banque de données issue d'essais de cisaillement dynamique sur barres d'Hopkinson peut être une alternative aux essais de coupe orthogonale. Les essais ont été réalisés sur l'alliage de titane Ti6Al4V où les effets thermiques sont importants. Les auteurs ont noté la stabilité de la contrainte de cisaillement en fonction des variations de la vitesse de

b. Voir l'annexe A

c. La coupe oblique est analogue à la coupe orthogonale à la différence que l'outil possède une obliquité d'arête d'angle λ_s .

coupe et attribué cette constance à l'effet inverse que peut avoir l'élévation de la température sur le taux de déformation, un autre matériau pouvant augmenter l'écart-type de la contrainte de cisaillement moyenne et introduire des écarts entre efforts mesurés et modélisés. L'angle de frottement β est basiquement supposé égal à la moyenne des angles de frottement entre la zone d'adhésion et celle de glissement du copeau sur la face de coupe, la longueur de ces régions étant principalement affectée par l'angle de coupe γ_n . Les plus faibles vitesses de coupe affectent également les propriétés tribologiques mais restent peu usitées et relèvent du cas particulier. L'écart maximal observé avec ce modèle sur le Ti6Al4V reste inférieur à 25% sur 80% des configurations testées expérimentalement. Cette étude présente un intérêt du fait de son utilisation de bases de données relatives aux contraintes de cisaillement des matériaux et aux géométries des zones usinées. Cependant, elle est aussi une bonne illustration des limites des modèles mécanistes et suggère l'emploi de modèles entièrement analytiques.

Les modèles empiriques et mécanistes sont avant tout destinés à prédire les efforts de coupe en s'affranchissant des mécanismes régissant la coupe des métaux. Comme l'a montré ce paragraphe, leur structure relativement simple et leur faible flexibilité les rendent plus aptes aux besoins de l'ingénierie qu'aux challenges scientifiques. Les propriétés des matériaux usinés et l'usure des outils, dont l'effet sur les efforts n'est plus à prouver, sont des facteurs généralement négligés par ces modèles. Pour contrebalancer ces faiblesses, les modèles analytiques se basent sur les principes de la coupe des métaux en ne conservant qu'un minimum nécessaire d'empirisme tel que des résultats statistiques.

2.2 Modèles analytiques

Ces modèles sont principalement basés sur des relations tirées de la mécanique, la science des matériaux ou la physique. Leur complexité varie selon l'échelle du problème modélisé, ce qui leur confère un degré de précision variable. S'ils sont destinés en premier lieu à la prédiction des efforts de coupe, ils produisent également souvent des variables intermédiaires telles que des contraintes, déformations, etc. Si le sens physique de ces modèles est mis en avant, ils ne sont généralement pas exempts d'un minimum d'empirisme ou de résultats statistiques nécessaires à la modélisation du procédé multiphysique qu'est l'usinage des métaux.

2.2.1 Cisaillement primaire et lignes de glissement

Le travail pionnier réalisé par Merchant (1944) présente un modèle de coupe orthogonale pour un matériau homogène et isotrope au comportement rigide purement plastique. Dans ce cas, le cisaillement primaire est supposé confiné dans un plan et le mouvement du copeau sur la face de coupe de l'outil est régi par un angle de frottement β . Cette modélisation simplifiée ne permet pas de relations permettant d'évaluer l'influence de paramètres tels que la vitesse de coupe, l'acuité d'arête ou les propriétés mécaniques du matériau usiné. En particulier, le modèle de frottement employé ne reflète pas parfaitement les conditions dans lesquelles le copeau s'écoule. La longueur portante sur la face de coupe n'est d'ailleurs pas considérée comme un paramètre régissant l'intensité des efforts puisqu'elle n'est ni mesurée, ni calculée. Pour négliger l'effet d'indentation, la coupe orthogonale est définie pour une épaisseur coupée h importante et une acuité d'arête fine *i.e.* avec un rapport $\frac{h}{r_\beta} \gg 1$. Ce modèle est habituellement présenté via le cercle des forces visible sur la figure 2.5. Le calcul de l'angle de cisaillement primaire (2.35), paramètre clef du modèle, est fonction de l'angle de coupe γ_n et de l'angle de frottement β . Ce dernier pouvant être déterminé par la relation (2.36) fonction de l'angle de coupe γ_n et des deux composantes d'effort F_t et F_r . La contrainte de

le cisaillement primaire est déterminée en fonction de ces composantes d'effort, de l'angle de cisaillement primaire ϕ , de l'épaisseur coupée h et de la largeur coupée b (2.37).

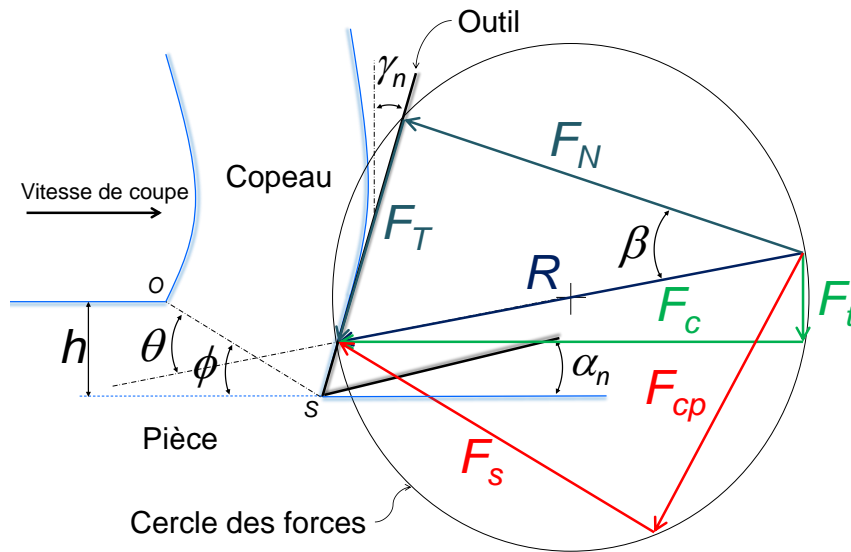


Fig. 2.5 – Modélisation de la coupe d'après Merchant (1944).

$$\phi = \frac{\pi}{4} - \frac{1}{2}(\beta - \gamma_n) \quad (2.35)$$

$$\mu = \tan \beta = \frac{F_c + F_t \tan \gamma_n}{F_c - F_t \tan \gamma_n} \quad (2.36)$$

$$\tau = \frac{(F_c \cos \phi - F_t \sin \phi) \sin \phi}{bh} \quad (2.37)$$

Ce modèle est difficilement applicable à la super finition de par ses hypothèses simplificatrices. Premièrement, l'acuité d'arête est considérée parfaite ($r_\beta = 0$). Deuxièmement, l'action de la face de dépouille est totalement négligée. Troisièmement, l'angle de cisaillement primaire ϕ est supposé indépendant de la vitesse de coupe et de l'épaisseur coupée. Enfin, le copeau est considéré comme formé par glissement interne plan et ne suppose pas de discontinuités de type festonnage. Le modèle de Merchant est par conséquent destiné à la modélisation de la coupe sans influence de l'acuité d'arête pour des matériaux peu élastiques et présentant une faible résistance aux frottements.

Comme le montre l'équation (2.37), les modèles analytiques modélisent souvent des paramètres tels que les contraintes et les déformations générées dans la zone de formation du copeau. La bande de cisaillement est soumise à d'importantes contraintes, déformations et vitesses de déformation. Dans la plupart des modèles, la contrainte d'écoulement du matériau usiné est supposée constante pendant le processus de cisaillement plutôt que variant avec les conditions de coupe et la géométrie de la zone de formation du copeau. Cette hypothèse a été observée expérimentalement par Shaw (2005) sur un large éventail de conditions de coupe. Bitans et Brown (1965) ont expliqué que la zone de cisaillement a une épaisseur finie et font l'hypothèse d'un plan de cisaillement équivalent tel qu'illustré par la figure 2.6. Thomsen et al. (1965) décrivent l'état de contrainte en compression et cisaillement comme constant dans le plan de cisaillement dans le cas où sa courbure est assez faible. Dans le cas d'une courbure convexe ou concave, la contrainte de compression diminue ou augmente de la surface libre à la pointe de l'outil. Pendant le processus de cisaillement, le matériau usiné est fortement déformé

($\epsilon \approx 1$) sous un taux de déformation élevé ($\dot{\epsilon} \approx 10^5 \text{ s}^{-1}$) produisant une quantité de chaleur importante. La contrainte d'écoulement en cisaillement diminue à mesure que la quantité de chaleur générée est importante. L'écroutissage contribue, pour sa part, à faire augmenter la contrainte d'écoulement du matériau. Les procédés expérimentaux généralement utilisés pour reproduire un tel comportement, afin d'étalonner les modèles, sont des essais de cisaillement dynamiques sur un banc de test équipé de barres d'Hopkinson. Cependant, pour les modèles décrivant les phénomènes à haute température, l'échantillon est habituellement préchauffé, cette étape étant critiquable car en usinage la chaleur est uniquement générée par le processus de cisaillement. Un certain nombre de modèles permettent de traduire le comportement d'un matériau. Le plus usité en usinage est le modèle de Norton-Hoff, basé sur l'écroutissage, pour un taux de déformation et une température fixes

$$\bar{\sigma} = \sigma_1 \bar{\epsilon}^n, \quad (2.38)$$

où $\bar{\sigma}$ et $\bar{\epsilon}$ sont, respectivement, la contrainte uniaxiale — efficace — de cisaillement et la déformation du matériau, σ_1 est la contrainte pour une déformation $\bar{\epsilon} = 1$ et n est l'indice d'écroutissage. Lorsque la déformation est supérieure à 1, la loi adopte un comportement linéaire tel que

$$\bar{\sigma} = A + B \bar{\epsilon}. \quad (2.39)$$

Les constantes A et B assurent la continuité pour $\bar{\epsilon} = 1$ et sont exprimées comme

$$\begin{aligned} A &= (1 - n) \sigma_1, \\ B &= n \sigma_1. \end{aligned} \quad (2.40)$$

En considérant la contrainte d'écoulement uniforme le long de la bande de cisaillement, la contrainte de cisaillement est alors supposée égale à la contrainte d'écoulement du matériau. Ce modèle est utilisé par [Oxley \(1998\)](#) dans sa théorie des lignes de glissement avec

$$\bar{\tau} = \frac{\sigma_1}{\sqrt{3}} \bar{\epsilon}^n. \quad (2.41)$$

Certains auteurs comme [Boothroyd et Bailey \(1966\)](#) emploient des relations similaires mais fonctions du taux de déformation. Le modèle de contrainte d'écoulement utilisé par [Dudzinski et Molinari \(1997\)](#) et [Moufki et al. \(1998\)](#) est une fonction puissance de la déformation en cisaillement $\bar{\gamma}$, du taux de déformation $\dot{\gamma}$ et de la température T pour un matériau rigide isotrope parfaitement plastique

$$\bar{\tau} = \mu_0 (\gamma - \gamma_p)^n \dot{\gamma}^m \bar{T}^\nu, \quad (2.42)$$

où γ_p est la pré-déformation du matériau, μ_0 une constante, n l'indice d'écroutissage, m la sensibilité au taux de déformation et ν le coefficient d'adoucissement thermique. Ce modèle s'applique sur une zone de cisaillement primaire fine, de sorte que le flux de matière soit unidirectionnel, et un contact outil-copeau décrit par une loi de frottement dépendante de la température et dépourvue de phénomènes de cisaillement. La principale difficulté pour l'utilisation de ce modèle réside dans l'estimation du taux de déformation moyen $\bar{\dot{\gamma}} = V_s/t_s$. La vitesse de cisaillement V_s pouvant être simplement déterminée à partir des vitesses de coupe et d'écoulement du copeau, l'épaisseur de la bande de cisaillement t_s reste souvent une inconnue. La déformation efficace en cisaillement au centre de la bande est généralement exprimée telle que

$$\bar{\gamma} = \frac{\cos \gamma_n}{2 \sin \phi \cos(\phi - \gamma_n)}. \quad (2.43)$$

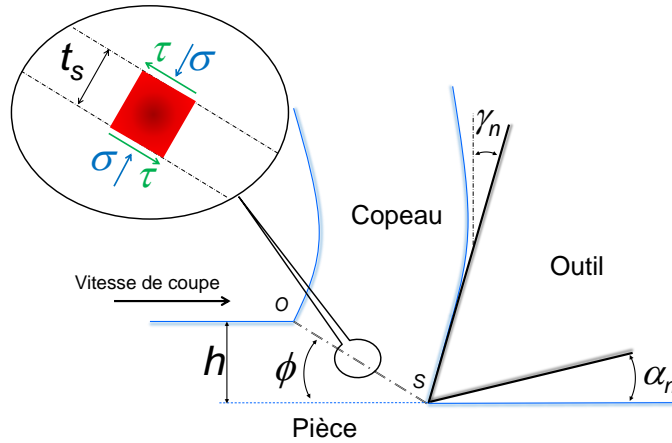


Fig. 2.6 – Etat de contrainte dans la bande de cisaillement.

A partir du critère de Von Mises, la déformation est donnée par

$$\bar{\epsilon} = \frac{\bar{\gamma}}{\sqrt{3}}. \quad (2.44)$$

Le taux de déformation peut alors être calculé via

$$\dot{\bar{\epsilon}} = \frac{V_c \cos \gamma_n}{t_s \sqrt{3} \cos(\phi - \gamma_n)}, \quad (2.45)$$

où t_s est l'épaisseur de la bande de cisaillement. Dans de nombreux modèles analytiques, la forme des lignes de glissement est nécessaire afin de calculer les contraintes. Le type d'arête influence leur forme, de lignes rectilignes à des lignes de glissement à courbure multiple. Dans tous les cas, les lignes de glissement sont soumises à des chargements de cisaillement et de compression. Le cisaillement est dû à l'action de l'outil sur le matériau usiné sous l'action de la vitesse de coupe tandis que la charge de compression est la conséquence du frottement du copeau sur la face de coupe de l'outil. Selon Dewhurst (1978), la solution de l'état de contrainte n'est pas unique et dépend des conditions aux limites. Certains auteurs ont essayé de calibrer la loi de comportement de Johnson-Cook à partir d'expériences d'usinage (Pujana *et al.*, 2007). Cette loi de comportement est le plus couramment utilisée par les simulations numériques (voir paragraphe 2.3).

Joshi et Melkote (2004) ont développé un modèle de plasticité basé sur le gradient de déformation dans les conditions de la coupe orthogonale. Cette modélisation permet la mise en exergue de l'effet d'échelle. La première étape consiste à déterminer la géométrie de la zone déformée. Dans un deuxième temps, le gradient de déformation $\dot{\gamma}$ est évalué avant de définir la densité de dislocations géométriquement nécessaires au glissement (Ashby, 1970). Enfin, la résistance du matériau est évaluée. La vitesse de cisaillement V_s est calculée en fonction de la vitesse de coupe V_c et des angles de coupe γ_n et de cisaillement ϕ

$$V_s = \frac{V_c \cos \gamma_n}{\cos(\phi - \gamma_n)} \quad (2.46)$$

La contrainte de cisaillement est, quant à elle, déterminée par

$$\tau = \tau_0 \sqrt{1 + \frac{\alpha^2 G^2 \|\vec{b}\| \sin \phi}{h \tau_0^2}} \quad (2.47)$$

où τ_0 est la résistance au cisaillement, G le module de cisaillement, α une constante du matériau d'après Ashby et \vec{b} le vecteur de Burgers du matériau. Globalement, les modèles considérant la contrainte de résistance mécanique du matériau en cisaillement ne sont pas dénués de sens dans les cas où le plan de cisaillement ne présente pas ou peu de courbure comme évoqué par Thomsen *et al.* (1965).

La théorie de Oxley (1998) est basée sur les notions d'écouissage décrites précédemment. Une étude expérimentale, réalisée à partir d'essais de coupe brusquement interrompue visible figure 2.7a, décrit les lignes de glissement semblables à de légères courbes parallèles à la vitesse d'écoulement du matériau. Le cisaillement primaire n'est donc plus confiné dans un plan et se modélise par une bande délimitée par deux plans parallèles dont le paramétrage est donné figure 2.7b.

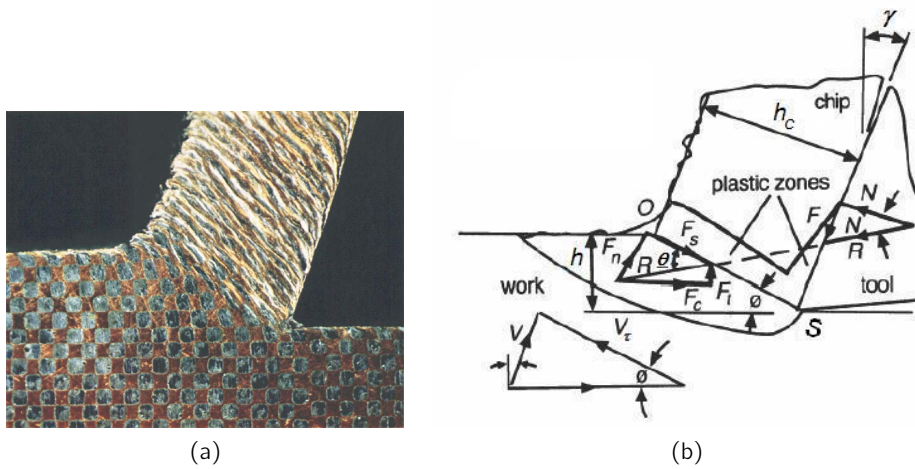


Fig. 2.7 – (a) Zone de formation du copeau d'après Stevenson et Oxley (1970) et (b) modélisation de la coupe d'après Oxley (1989).

L'outil possède une arête vive et la résultante des efforts est déterminée par

$$R = \frac{F_s}{\cos \theta} = \frac{\bar{\tau} b h}{\sin \phi \cos \theta} \quad (2.48)$$

où $\bar{\tau}$ est la contrainte d'écouement en cisaillement dans la bande de cisaillement OS calculée à partir de l'équation (2.41) et θ est l'angle entre la force résultante R et l'effort de cisaillement F_s . Cet angle est calculé de manière à respecter l'équilibre des contraintes le long de la bande de cisaillement pour un angle de cisaillement $0 < \phi < \pi/4$ tel que

$$\tan \theta = 1 + 2 \left(\frac{\pi}{4} - \phi \right) - C n, \quad (2.49)$$

avec n l'indice d'écouissage de l'équation (2.38) et C une constante empirique provenant de la relation suivante (Oxley et Hastings, 1977).

$$\dot{\gamma} = \frac{C V_s \sin \phi}{h} \quad (2.50)$$

Ces relations permettent d'obtenir une estimation des contraintes hydrostatiques aux limites de la bande de cisaillement

$$P_O - P_S = 2 C n \bar{\tau}, \quad (2.51)$$

où P_O et P_S sont les contraintes hydrostatiques, respectivement, en pointe d'outil et au niveau de la surface libre. Dans le cas d'un outil rayonné, la pression P_S est appliquée au point de stagnation et la ligne de glissement est orientée d'un angle de $\pi/4$ (Enahoro et Oxley, 1966). En supposant que la ligne de glissement est tournée d'un angle de $\pi/4 - \phi$ à l'approche de la surface libre, la pression P_O est calculée par

$$P_O = \bar{\tau} \left(1 + 2 \left(\frac{\pi}{4} - \phi \right) \right). \quad (2.52)$$

Les efforts normal et coplanaire à la bande de cisaillement sont alors liés par la relation suivante

$$F_n = F_s \left(1 + \frac{\pi}{2} - 2\phi - C_n \right), \quad (2.53)$$

où l'effort de cisaillement est basiquement calculé via

$$F_s = \frac{\bar{\tau} b h}{\sin \phi}. \quad (2.54)$$

Cette modélisation est dans son ensemble une approche multiphysique, car elle propose également une estimation des températures^d.

Le paramètre clef des modèles analytiques est l'angle de cisaillement primaire ϕ . Sa prédiction n'est pas aisée. Cet angle est habituellement calculé analytiquement via

$$\tan \phi = \frac{h \cos \gamma_n}{h_c - h \sin \gamma_n} \quad (2.55)$$

où h et h_c sont les épaisseurs de copeau avant et après déformation, et γ_n l'angle de coupe dans le plan P_n ^e. Cette formulation est une évidence géométrique qui nécessite de connaître au préalable l'épaisseur h_c prise par le copeau. Le modèle de Zvorykin (1893) est une des plus ancienne formulation de l'angle de cisaillement. Basée sur l'énergie minimale, sa formulation lie l'angle ϕ aux angles de coupe γ_n et de frottement β .

$$\phi = A_1 + A_2 (\gamma_n - \beta) \quad (2.56)$$

Il est intéressant de remarquer que la relation (2.35) est similaire à la relation (2.56). Merchant s'étant également basé sur le principe de l'énergie minimale, son analyse a permis d'étalonner les constantes telles que $A_1 = \pi/4$ et $A_2 = 1/2$. Plus tard, Lee et Shaffer (1951) ont publié la formulation suivante de l'angle de cisaillement basé sur les mêmes considérations pour une zone plastique de forme triangulaire

$$\phi = \frac{\pi}{4} + (\gamma_n - \beta). \quad (2.57)$$

Cette relation diffère de celle de Merchant par le coefficient A_2 unitaire. Certaines études conduites par Thomsen *et al.* (1965), Molinari et Moufki (2008) et Moufki *et al.* (1998) ont montré que la relation de Zvorykin est adaptée à la modélisation de l'angle de cisaillement, bien qu'utilisant des coefficients différents que ceux publiés par Merchant et Lee et Shaffer, y compris dans le cas d'épaisse zones plastiques (Bitans et Brown, 1965). Selon Shaw (2005), une analyse dimensionnelle révèle l'angle de cisaillement comme une fonction de l'angle de coupe normal γ_n et de l'angle de frottement β . Si cette formulation est la plus fréquemment rencontrée, d'autres approches ont été publiées. Une formulation attribuée à Merchant^f

d. Aspect non exposé dans ce mémoire.

e. Les différents plans définissant la géométrie de l'outil sont illustrés en annexe A-1.

f. L'article original n'a pas été consulté, se référer à Shaw (2005).

considère que la contrainte de cisaillement est liée linéairement à la contrainte normale de la façon suivante

$$\tau_s = \tau_0 - K \sigma_s, \quad (2.58)$$

et fournit certaines valeurs de K pour une sélection de couples de matériaux usinant/usiné. Ce modèle est le plus conforme selon [Shaw \(2005\)](#) mais ne satisfait pas les observations expérimentales d'après [Zorev \(1966\)](#). Comme le fait entendre [Zorev \(1966\)](#), ces relations ne tiennent absolument pas compte de l'influence de la vitesse de coupe ou du taux de déformation. Ces modèles s'affranchissant des propriétés mécaniques du matériau usiné, [Oxley \(1962\)](#), conformément au reste de son approche, considéra l'écroutissage du matériau pour la détermination de l'angle de cisaillement primaire. Les résultats obtenus via cette méthode furent représentatifs des observations expérimentales. La distribution de contraintes dans la bande de cisaillement est liée à l'angle de cisaillement de manière à ce que la résultante des efforts soit représentative du coefficient de frottement appliqué, soit

$$\sigma_O = \tau_{OS} \left(1 + 2 \left(\frac{\pi}{4} - \phi \right) \right), \quad (2.59)$$

$$\sigma_S = \tau_{OS} \left(\frac{\cos(2(\phi - \gamma_n))}{\tan \beta} - \sin(2(\phi - \gamma_n)) \right), \quad (2.60)$$

$$\tan(\phi + \beta - \gamma_n) = \frac{3\sigma_O + \sigma_S}{4\tau_{OD}}. \quad (2.61)$$

Les contraintes hydrostatiques σ_O and σ_S sont fonctions de la contrainte de cisaillement τ_{OS} sous l'hypothèse d'une distribution linéaire le long de OS , comme l'indique la figure 2.5. L'angle $\theta = \phi + \beta - \gamma_n$ entre la résultante R et le plan de cisaillement est donné par l'équation (2.61) dont le membre de gauche est tiré d'observations géométriques. En conséquence, les équations (2.59), (2.60) et (2.61) sont suffisantes pour déterminer l'angle ϕ . [Arsecularatne et Mathew \(2000\)](#) attestent que cette solution est conforme aux données expérimentales. Plus anecdotique, le modèle de [Sata \(1963\)](#),

$$\cos \phi = \cot \theta + \frac{\cos \theta}{4 \sin(\theta + \gamma_n)} \frac{\tau}{\tau_f} \frac{L_{c,R}}{h}, \quad (2.62)$$

se révèle peu exploitable car employant des variables généralement déterminées en aval de la prédiction de l'angle ϕ . [Rubenstein \(1983\)](#) propose une analyse de la coupe oblique, toujours dans le cas d'un copeau continu (figure 2.8). Dans cette configuration, l'angle de cisaillement primaire dans le plan P_n peut être calculé par

$$\cot \phi_n = \cot \phi_o \cos \lambda_s - \tan \gamma_n (1 - \cos \lambda_s) \quad (2.63)$$

où ϕ_o représente l'angle ϕ , calculé en coupe orthogonale via la relation (2.55), et λ_s l'angle d'obliquité d'arête.

Différentes formulations existent pour prédire l'angle de cisaillement primaire ϕ , ce qui indique qu'il ne semble pas exister de solution unique. Le copeau est généré par un procédé de cisaillement sensible aux propriétés du contact sur la face de coupe, ceci expliquant l'omniprésence des paramètres γ_n et β dans les modèles les plus courants. Pour les vitesses de coupe V_c les plus faibles, une arête rapportée est souvent formée, ceci expliquant l'incompatibilité de certains modèles. En ce qui concerne les métaux écrouissables, l'approche proposée par [Oxley \(1962\)](#) semble la plus adaptée. Cependant, [Hill \(1954\)](#) et [Dewhurst \(1978\)](#) contestent l'hypothèse d'une solution unique et rappellent l'importance des conditions initiales.

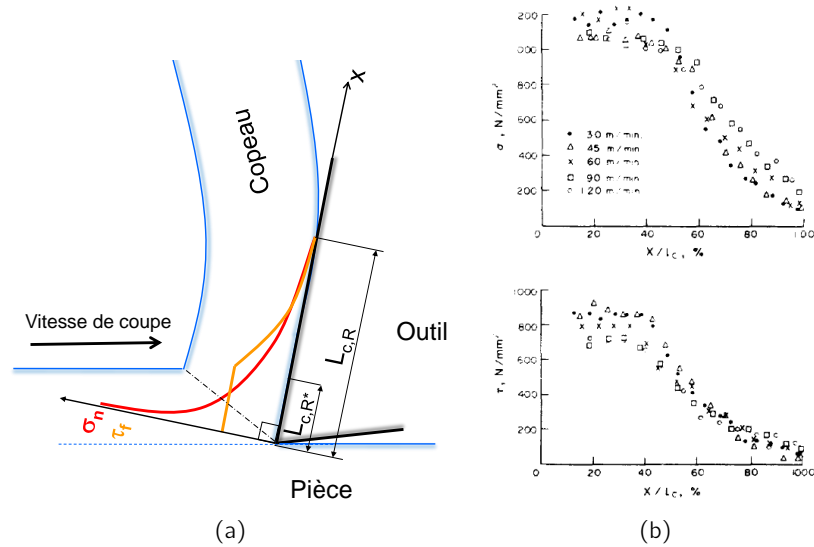


Fig. 2.9 – (a) Distribution classique des contraintes sur la face de coupe et (b) leur mesure expérimentale d'après Barrow *et al.* (1982).

La contrainte de frottement est exprimée par

$$\tau_f(x) = \begin{cases} \tau_p & \text{if } 0 \leq x \leq k L_{c,R} \\ \frac{\tau_p}{1-\tau} \frac{L_{c,R}-y'}{L_{c,R}} & \text{if } k L_{c,R} < x \leq L_{c,R} \end{cases} \quad (2.67)$$

La présence d'une préparation d'arête du type rayonnée complique le modèle de répartition de contraintes. De plus, l'hypothèse d'un coefficient de frottement, au sens de Coulomb, constant est critiquable comme le rappellent Haglund *et al.* (2008). Certaines adaptations sont néanmoins possibles telles qu'une loi de frottement au sens de Coulomb à contrainte limitée ou empirique. La théorie de Coulomb affirme que le frottement est le résultat de l'adhérence ou de l'interaction de deux corps nécessitant un effort tangentiel pour glisser. Le modèle étendu définit une contrainte critique à partir de laquelle le glissement se produit. Cette contrainte est souvent estimée égale à $\tau_{crit} = \sigma_y / \sqrt{3}$ où σ_y est la contrainte limite d'élasticité du matériau. Si de nombreux modèles existent, aucun n'est aujourd'hui capable de prédire efficacement ces phénomènes. Au-delà de l'utilisation d'un unique coefficient de frottement, il est possible de diviser la zone de frottement en deux parties soumises à différents coefficients de frottement, toujours au sens de Coulomb. Il est également possible de considérer un coefficient de frottement dépendant de la température. En effet, la température modifie les propriétés rhéologiques de la matière. Toutes ces distributions sont associées à une longueur de contact entre l'outil et le copeau. Oxley (1998), dans son modèle d'efforts, détermine le moment d'équilibre en pointe d'outil et en extrait la relation suivante de la longueur de contact

$$L_{c,R} = \frac{h \sin \theta}{\cos \beta \sin \phi} \left(1 + \frac{C n}{3 (1 + 2 (\frac{\pi}{4} - \phi) - C n)} \right). \quad (2.68)$$

Toropov *et Ko* (2003) proposent deux formulations, données en équation (2.69) et (2.70), de la longueur de contact basées sur l'épaisseur du copeau après déformation.

$$L_{c,R}^* = h_c (1 - \tan \gamma_n) + \frac{h}{\cos \gamma_n} \quad (2.69)$$

$$L_{c,R} = 2 h_c \quad (2.70)$$

Cette considération de l'épaisseur h_c dans la modélisation de la longueur $L_{c,R}$ se justifie par la capacité de flexion, *i.e.* le rayon de courbure, du copeau. Ce rayon d'enroulement est conditionné par la répartition des contraintes générées dans le copeau par l'action de la face de coupe comme l'explique [Kudo \(1965\)](#). Par conséquent, les modèles faisant intervenir l'angle de frottement outil-copeau sont les plus physiquement représentatifs. Ce lien est également présent dans la modélisation proposée par [Woon *et al.* \(2008\)](#),

$$L_{c,R} = \zeta_1 h_c - \zeta_2 h. \quad (2.71)$$

[Moufki *et al.* \(1998\)](#) proposent une formulation analytique issue de leur modèle de frottement. Cette formulation fait intervenir le paramètre ξ gouvernant la variation de pression à l'interface — valeur en exposant du modèle de répartition de la pression sur la face de coupe.

$$L_{c,R} = h \frac{\xi + 2}{2} \frac{2 \sin(\phi + \beta - \gamma_n)}{\sin \phi \cos \beta} \quad (2.72)$$

[Li et Liang \(2007\)](#) proposent également une modélisation basée sur l'équilibre des forces de frottement selon la direction d'écoulement à l'interface outil-copeau en fonction de l'épaisseur coupée h , de l'angle de cisaillement primaire ϕ , de l'angle de frottement β et de l'angle de coupe γ_n .

$$L_{c,R} = \frac{h}{\sin \phi} \frac{\sin \beta}{\cos(\beta - \gamma_n + \phi)} \quad (2.73)$$

Certains modèles de frottement mentionnent une vitesse de glissement V_g variable le long de la face de coupe. D'après les simulations numériques réalisées par [Bonnet *et al.* \(2008\)](#), la vitesse est, par définition, nulle au point de stagnation mais également sur toute la longueur du rayon d'arête. Puis V_g augmente jusqu'à la fin de la longueur $L_{c,R}$ pour atteindre la vitesse d'écoulement du copeau ($V_g(L_{c,R}) = h/h_c V_c$) et atteint la vitesse de coupe à la fin de la longueur $L_{c,C}$.

2.2.3 Modélisation de l'effet d'indentation

L'usinage de superfinition tout comme le micro-usinage produisent un important effet d'échelle. L'épaisseur coupée h étant du même ordre de grandeur que le rayon d'arête r_β , la matière se sépare en un point défini de l'arête. L'une des premières modélisation de ce phénomène figure dans les travaux d'[Albrecht \(1960\)](#) pour qui le rayon de raccordement r_β est supposé proportionnel à l'angle de taillant^g. Il fait l'hypothèse de l'existence d'un point de stagnation situé sur ce rayon et matérialisant la limite de séparation de la matière entre la formation du copeau et la surface usinée de la pièce. Selon [Albrecht](#), plus l'angle de cisaillement ϕ est faible, plus la quantité de matière destinée à former le copeau est grande, ce qui est traduit par le biais de l'épaisseur h_c du copeau. La figure 2.10 montre que si l'outil n'est pas repoussé, la matière en contact le long de BC doit s'écouler autour du point de stagnation S , *i.e.* dans le copeau et dans la pièce.

La résultante des efforts appliqués sur la face de coupe — de longueur AB — est appelée Q , celle des efforts sur le rayon BC est appelée P . Leurs composantes dans les directions tangentielle et radiale sont notées respectivement avec les indices t et r . Le coefficient de frottement au sens de Coulomb est donné par

$$\mu_Q = \frac{(F_t - P_t) + (F_t - P_t) \tan \gamma}{(F_t - P_t) + (F_r - P_r) \tan \gamma} \quad (2.74)$$

g. Cet angle est égal à $\pi/2 - \gamma_n - \alpha_n$.

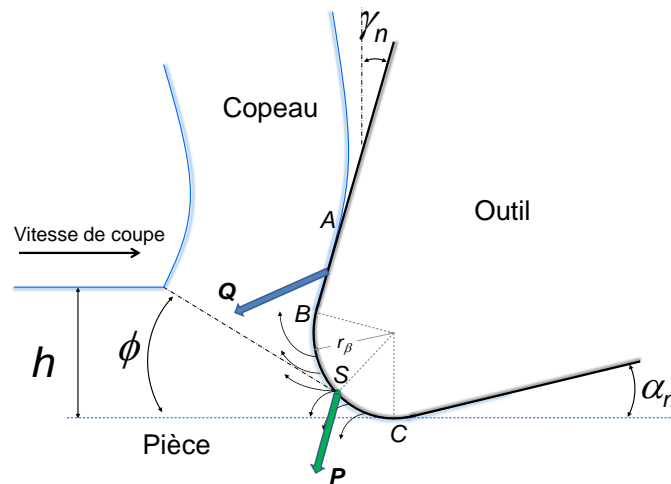


Fig. 2.10 – Modélisation de la coupe d'après Albrecht (1960).

avec

$$\begin{cases} F_r = Q_r + P_r \\ F_t = Q_t + P_t \end{cases} \quad (2.75)$$

La composante P est obtenue par extrapolation des efforts à épaisseur coupée nulle. Cette méthode suppose que l'effet d'indentation est constant lorsque h est important et que l'effort de cisaillement est indépendant de l'épaisseur coupée. Si la première hypothèse est pertinente, la seconde suggère que la contrainte d'écoulement est constante. Comme expliqué dans un précédent paragraphe, cette contrainte est fonction de la déformation, elle-même dépendante de l'angle de coupe γ_n . Lorsque l'épaisseur coupée h est du même ordre de grandeur que le rayon d'arête r_β , l'angle de coupe équivalent doit être considéré. Par conséquent, la contrainte d'écoulement est modifiée et l'effort de cisaillement devient dépendant de h .

Suite à ses essais, Albrecht conclut que :

- les résultantes P et Q sont indépendantes et agissent simultanément ;
- à haute vitesse, l'intensité de P diminue car le frottement dû à la diminution de l'arête rapportée est réduit (si Q est constant).

Cette approche indique clairement qu'une fraction importante des efforts peut être générée par le rayon d'arête r_β .

Certains modèles utilisent la mécanique de l'indentation à partir de la surface projetée de l'interférence outil copeau. La modélisation proposée par Waldorf *et al.* (1999) utilise, dans le cas d'un point de stagnation, le module d'élasticité E du matériau ainsi que son coefficient de Poisson ν garantissant un certain sens physique. La pression exercée par l'outil sur la pièce, purement élastique, est supposée elliptiquement répartie à l'interface selon la direction du plan P_o telle que

$$p(x) = \frac{2P}{\pi a b} \left| 1 - \frac{x}{a} \right| \quad (2.76)$$

avec

$$P = \frac{\pi a^2 E}{4(1 - \nu^2) r_\beta} b \quad (2.77)$$

La largeur du contact étant égale à $2a$ et x étant le repère local, la position $x = 0$ correspond à l'aplomb du contact où la pression atteint son maximum. Dans le cas d'une zone morte le

paramètre a est défini par

$$2a = \sqrt{\left(r_\beta \tan\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\gamma_n}{2}\right) + \frac{h_S}{\tan(\pi/2 + \gamma_n)}\right)^2 + h_S^2}. \quad (2.78)$$

La plupart des modèles traitant de l'effet d'indentation sont basés sur l'épaisseur de matière indentée. Cette épaisseur est alors définie comme la couche d'épaisseur h_S entre le point de stagnation S et la surface idéalement générée. [Vogler et al. \(2003\)](#) ont réalisé une analyse fréquentielle d'essais de fraisage. Ils ont noté la présence d'une fréquence inférieure à celle du passage des dents lorsque les conditions de coupe donnaient des valeurs de h inférieures à h_S . Cette fréquence trouve son origine dans le fait qu'un copeau ne se forme pas pour chaque passage d'une dent. En fait, la matière est refoulée jusqu'à atteindre une épaisseur suffisante pour former un copeau, ceci produisant donc un effort plus important à une fréquence inférieure à celle du passage des dents. D'après [L'Vov \(1969\)](#), et plus tard [Waldorf et al. \(1999\)](#), cette épaisseur est définie géométriquement par

$$h_S = r_\beta (1 - \cos\theta_S), \quad (2.79)$$

où θ_S est la position angulaire du point S (voir sur la figure 1.4a). Pour évaluer cet angle, [Ikawa et al. \(1991\)](#) ont réalisé des simulations en dynamique moléculaire de nano-usinage de cuivre à l'outil diamant et ont identifié $\cos\theta_S \approx 0.9$. Cette valeur a été reprise par [Knüfermann \(2003\)](#) pour le tournage dur de composants optiques tandis que les simulations numériques de [Lai et al. \(2008\)](#) sur l'usinage du cuivre OFHC à l'outil carbure annoncent $\cos\theta_S = 0.75$ avec un angle de coupe de 10° . Une approche tout autant empirique de [Kragelskii \(1965\)](#) estime l'angle θ_S dépendant de l'angle de frottement β via la relation

$$\theta_S = -\arcsin\left(1.69\left(\beta^2 - 0.863\beta - 0.405\right)\right), \quad (2.80)$$

tandis que [Son et al. \(2005\)](#) l'évalue analytiquement par

$$\theta_S = \pi/4 - \beta/2, \quad (2.81)$$

la fraction de matériau formant le copeau étant considérée comme purement plastique et celle s'écoulant sous la face de dépouille, purement élastique. Dans ce cas, l'effet du frottement aux interfaces, comme peut le mettre en évidence l'essai de l'anneau en forge, a été pressenti pour expliquer la valeur de l'épaisseur h_S . Pour leur part, [Liu et al. \(2006\)](#) définissent cette épaisseur à partir de l'état de contrainte local basé sur une approche thermo-mécanique du micro-usinage. Selon eux, le rapport entre l'épaisseur coupée h_S et le rayon d'arête est une condition marquant la frontière entre l'indentation et la génération de copeaux et pouvant être déterminée par l'équation de Kragelskii-Drujuanov

$$h_S = r_\beta \left(\frac{1}{2} - \frac{\tau_a}{\sigma}\right), \quad (2.82)$$

où σ est la contrainte d'écoulement telle que définie par l'équation (2.38) et τ_a représente la résistance au cisaillement de la jonction adhésive. Ce paramètre propre au matériau usiné est calculé via une équation de Clausius–Clapeyron fonction de la température

$$\tau_a = \frac{0.427}{3} L_f \rho \ln \frac{T_f}{T_2}, \quad (2.83)$$

où L_f est la chaleur latente de fusion du matériau (J/kg), ρ sa masse volumique (kg/m^3), T_f sa température de fusion et T_2 la température de l'interface outil-copeau. Pour vérifier

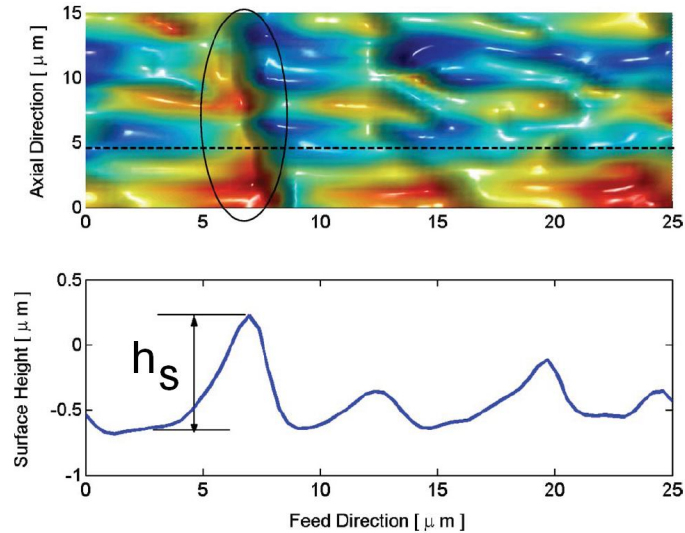


Fig. 2.11 – Détermination de l'épaisseur non coupée h_S d'après Liu *et al.* (2006).

les valeurs de h_S , les auteurs proposent de mesurer la hauteur de crête du profil laissée après le passage de la fraise usinant en opposition comme montré par la figure 2.11. Bien entendu, cette mesure n'est correcte que pour un matériau purement élastique. En dépit de son apparente simplicité, la principale difficulté réside dans l'estimation de la température T_2 , cette dernière n'étant pas distribuée de manière uniforme sur la face de coupe comme l'explique Trent (1988b). Les résultats de cette étude ont cependant montré l'influence directe du rayon d'arête mais également de la vitesse de coupe sur l'épaisseur h_S dans le cas des aciers en raison de l'aptitude à l'écroissage de ce matériau et de son adoucissement thermique. Les résultats de cette étude n'ont par ailleurs montré aucun effet sur les alliages d'aluminium — matériaux de structure cubique face centrée comme le cuivre — en raison des effets de l'écroissage et de l'adoucissement thermique censés s'annuler. Endres *et al.* (1995a), définissent h_S à partir d'une loi puissance empirique, en séparant l'effort d'indentation des efforts mesurés expérimentalement. L'approche proposée par Yuan *et al.* (1996) permet d'extraire l'angle θ_S des efforts, dans le cas où $h = h_S$, avec

$$\theta_S = \arctan \frac{F_c - \mu F_t}{\mu F_c + F_t}. \quad (2.84)$$

Définir l'épaisseur indentée comme égale à h_S peut paraître simpliste. La définition de l'épaisseur indentée δ donnée par Manjunathaiah et Endres (2000) est une fonction de l'épaisseur h_S — telle que définie par Waldorf *et al.* (1999) —, de l'angle de cisaillement ϕ et de l'angle ψ entre la limite basse de la zone déformée et la direction de coupe visible sur la figure 1.4b.

$$\delta = \frac{(h - h_S) \cot \phi + r_\beta \sin \theta - h}{1 + \cot \psi} \quad (2.85)$$

Cette expression n'est valable que dans le cas d'une zone morte où la géométrie de l'outil est plus « affûtée ».

Si la méthode d'extrapolation des efforts, telle qu'employée par Albrecht, est la plus courante, l'approche de Connolly et Rubenstein (1968) est parfois rencontrée. Les forces résultant de l'effet d'indentation sont fonctions de la pression hydrostatique P_p à l'interface outil-pièce, de l'aire du contact projetée dans le plan de la surface générée et du coefficient

de frottement μ dans le cas d'un retour de matière complet en aval de l'outil.

$$\begin{aligned} F_{c,C} &= P_p r_\beta \left(\cos\left(\frac{\pi}{2} - \theta_S\right) + \frac{1 - \sin\left(\frac{\pi}{2} - \theta_S\right)}{\cos \alpha_n} \right) b \\ F_{t,C} &= \mu P_p r_\beta \left(\cos\left(\frac{\pi}{2} - \theta_S\right) + \frac{1 - \sin\left(\frac{\pi}{2} - \theta_S\right)}{\cos \alpha_n} \right) b \end{aligned} \quad (2.86)$$

Aucune procédure n'est donnée pour estimer la pression P_p et le coefficient de frottement μ . La pression P_p devrait être la pression moyenne, mais les résultats expérimentaux ne satisfont pas le comportement théorique suggéré par les lois mécaniques de l'indentation et du rayage. La modélisation de l'effet d'indentation est parfois fondée sur ces mécaniques. [Challen et Oxley \(1984\)](#) proposent un modèle de type lignes de glissement étendu aux matériaux non écrouissables. Une particule circulaire, pouvant représenter un outil émoussé, frotte sur le matériau usiné. Ce processus génère une aspérité en forme de coin à partir de laquelle un copeau peut être extrudé. Le contact entre l'aspérité et la particule est modélisé par une corde pour l'aspérité simple et une double corde dans le cas de la production d'un copeau. Le modèle à double corde est le plus adapté pour la coupe, plus spécifiquement dans le cas du micro-usinage, et considère un point de stagnation. La théorie de Hertz du contact élastique a été proposée par certains auteurs mais reste difficile à justifier en raison de la plasticité importante résultant de l'effet d'indentation. La théorie de [Wu \(1988\)](#) considère l'effort de pénétration sur la face en dépouille $F_{t,C}$ comme une fonction de la force volumique de contact K_p et du volume d'interaction V_i , la composante d'effort de coupe $F_{c,C}$ résultant du produit du coefficient de frottement μ avec $F_{t,C}$. Ce volume est calculé à partir de relations géométriques en supposant un retour complet du matériau usiné et une profondeur indentée h_S . La mécanique de l'indentation (2.87) donne une estimation du volume déplacé par un indenteur cylindrique rigide sans frottements sous charge statique F_i en fonction de la profondeur affectée élasto-plastiquement h_S et les constantes d'élasticité du matériau que sont le module d'élasticité E et le coefficient de Poisson ν . Le ratio de V_i à F_i est égal à la force volumique de contact K_p . De par la forme de l'outil et la vitesse de coupe, l'indentation statique avec un cylindre ne peut fournir de résultats comparables à l'expérimentation en usinage.

$$V_i = 1.29 F_i \frac{1 - 2\nu}{E} h_S \quad (2.87)$$

La longueur $L_{c,C1}$ est calculée à partir de relations géométriques et la constante C_A est obtenue en utilisant la méthode d'[Albrecht](#) pour déterminer la force sur la face en dépouille. [Woon et al. \(2008\)](#) ont effectué des essais d'usinage et des simulations numériques pour évaluer la position du point de stagnation S . Sa position est fixée à $\theta_S = 58.5^\circ \pm 0.5^\circ$ pour $2 < h < 20 \mu\text{m}$. La distribution des contraintes est calculée sur les faces de coupe et de dépouille, la contrainte de frottement est nulle au point de stagnation ($V_g(S) = 0$) comme décrit par la figure 2.12. Pour chaque face, trois zones sont identifiées. La première zone correspond à la longueur de contact de la bande de cisaillement centrée sur S . C'est une région soumise à un frottement d'adhésion en raison des pressions élevées induites par le processus de cisaillement. La deuxième zone est située entre la fin de la première zone et les surfaces planes — de coupe et dépouille —, *i.e.* la surface du rayon d'arête qui n'est pas dans la zone de cisaillement. Dans cette zone, les contraintes sont supposées atteindre 80 à 90% de la contrainte maximale. La troisième zone est située sur les faces de coupe et de dépouille et s'achève lorsque le copeau et la surface usinée ne sont plus en contact avec l'outil. Pour le cas d'une zone morte, les règles de la mécanique de l'indentation plane peuvent être employées. Les modèles sont basés sur les lignes de glissement, développées par [Hill \(1954\)](#), obtenues avec un indenteur plan ([Shaw, 1982](#)) et un indenteur conique ([Grunzweig et al., 1954](#)). L'hypothèse d'un contact sans frottement est souvent faite afin de

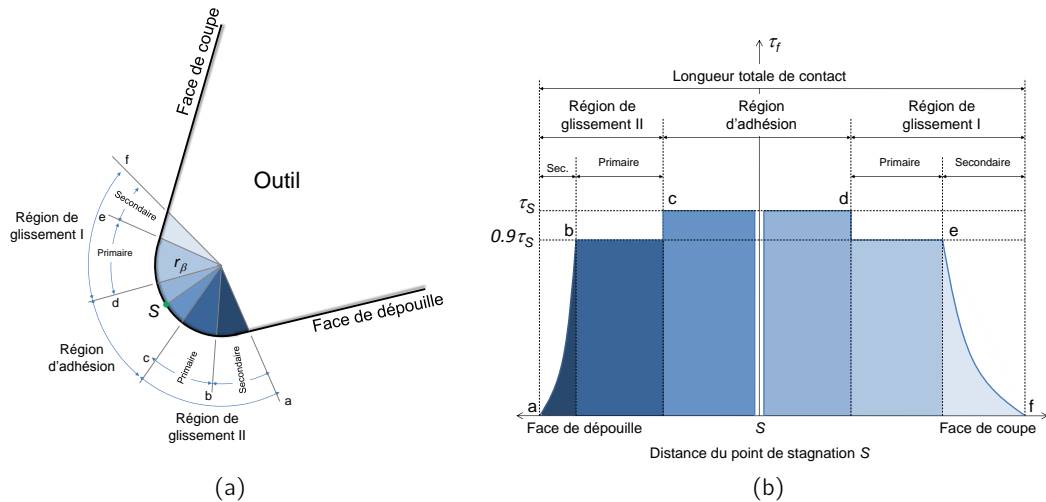


Fig. 2.12 – (a) Zonage de l'outil et (b) distribution de la contrainte de frottement d'après Woon *et al.* (2008).

simplifier l'orientation des lignes de glissement. Dans ce cas, les lignes de glissement obtenues avec un indenteur plan atteignent ce dernier en formant un angle de $\pi/4$ et tournent de $\pi/2$. La pression s'exerçant sur l'indenteur, pour un matériau rigide parfaitement plastique, est égale à

$$\sigma = \tau (2 + \pi). \quad (2.88)$$

Waldorf *et al.* (1999) indiquent que multiplier τ par 5.5 est représentatif d'un contact élasto-plastique. L'angle ψ calculé via l'équation (1.1) est relativement faible pour garantir l'hypothèse d'un indenteur plan. L'équation (2.88) est valable pour un contact sans frottements, une composante d'effort de frottement donnée par $\tau = \mu \sigma$ est alors ajoutée. Ce modèle est valable lorsque le matériau usiné ne produit pas de retour en aval du passage de l'outil (figure 2.13). La pression de contact donnée par l'équation (2.88) est uniforme. De par les configurations des lignes de glissement qui forment la bande de cisaillement et la surface libre, *i.e.* la surface usinée, le problème n'est pas symétrique. Par conséquent, l'équation (2.88) est une modélisation idéaliste de l'effet d'indentation. Dans le modèle proposé par Waldorf *et al.* (1998), la bande de cisaillement primaire est définie à partir de considérations géométriques et tribologiques. La contrainte de frottement, basée sur le critère de Von Mises, est supposée proportionnelle au flux de matière. Les contraintes de cisaillement sont déterminées à partir de l'équilibre des forces et de leur partition sous l'influence de la zone morte.

Par ce modèle, ils ont remarqué que l'état plan de déformation se dégrade avec l'augmentation du rayon d'arête r_β . Les travaux de Venkatachalam et Liang (2007) sur les frottements à l'échelle du micro-usinage montrent l'existence de différents coefficients selon les surfaces de frottement ($A_\gamma, A_\alpha \dots$). La composante de frottement issue de l'effet d'indentation dépend des dimensions de la zone d'indentation. Pour les très petites zones, le coefficient de frottement peut être exprimé par

$$\mu_p = \frac{4a}{3\pi r_\beta} \quad (2.89)$$

où a est la longueur entre l'intersection de l'outil avec la surface de la pièce et l'axe matérialisant le centre de la zone d'indentation tel qu'illustrée par la figure 2.14, *e.g.* la distance correspondant au rayon mesuré sur l'empreinte projetée issue d'un essai de dureté Brinell.

$$\mu_a = \frac{A \sin \gamma + \cos(\arccos F - \gamma)}{A \cos \gamma + \sin(\arccos F - \gamma)}, \quad (2.93)$$

avec

$$A = 1 + \frac{\pi}{2} + \arccos F - 2\gamma - 2 \arcsin \frac{\sin \gamma}{\sqrt{1 - F}}, \quad (2.94)$$

H étant la dureté du matériau usiné et F la force d'adhésion. Les auteurs concluent que l'équation (2.36) convient bien lorsque $h/r_\beta > 1$ — coupe classique — et l'équation (2.91) pour les cas où $h/r_\beta < 1$ — effet d'indentation. Ces relations sont tirées des travaux de [Suh et Sin \(1981\)](#) sur les lignes de glissement appliquées à la modélisation des frottements de particules sur les surfaces. L'effet du rayon d'acuité d'arête r_β sur l'épaisseur h_S est relativement évident. Un rapport $h/r_\beta < 1$ va introduire un angle de coupe local fortement négatif nuisible à la génération du copeau. L'effet du frottement entre l'outil et la matière usinée est moins perceptible. En indentation, un coefficient de frottement important tend à faire plonger la matière avec l'indenteur tandis qu'un coefficient faible va générer une saillie autour de l'empreinte comme l'ont remarqué [Guo et al. \(2009\)](#). De ce fait, les modèles faisant intervenir le rayon r_β et l'angle de frottement β , e.g. [Son et al. \(2005\)](#), sont les plus physiquement significatifs.

Les modèles analytiques sont basés sur des considérations géométriques et mécaniques. Ils fournissent de précieuses informations quant à la géométrie de la zone coupée et la nature des contraintes. Ces données permettent l'obtention des efforts de coupe mais emploient des paramètres difficilement identifiables et de nombreuses hypothèses simplificatrices.

2.3 Simulations numériques

2.3.1 Les différentes approches

La puissance actuelle des outils de calcul permet d'obtenir rapidement des résultats à partir d'une approche numérique de la coupe. L'avantage des modes de résolutions numériques est leur prise en compte d'une grande variété de paramètres, tels que des vitesses de déformation élevées, des aspects thermiques, des champs de contraintes ou encore des viscosités, souvent source de difficultés dans le cadre d'une résolution analytique. L'utilisation principale de ces méthodes concerne la détermination des distributions de température dans la zone de formation du copeau (e.g. [Tay et al., 1976](#)). Parmi les différentes approches numériques figurent la méthode des différences finies, particulièrement adaptée à la prédiction des températures de coupe, la forme du copeau devant être préalablement connue. Les simulations visant à modéliser la formation du copeau sont souvent basées sur une ligne de séparation prédéfinie entre la pièce et le copeau. Cette approche ne permet pas d'étendre les résultats de la simulation à l'estimation de l'état de surface généré. Les maillages adaptatifs permettent de résoudre ce problème mais introduisent des erreurs au niveau des contraintes générées dans la pièce comme le soulignent [Marusich et Ortiz \(1995\)](#). L'utilisation des éléments finis permet des simulations en 2D voire 3D. Différentes techniques numériques de maillage sont employées :

- la formulation Lagrangienne permet de s'adapter aux phénomènes transitoires comme établis mais propose un maillage lié à la matière inadapté aux grandes déformations typiques du procédé d'usinage ;
- la formulation Eulérienne se réserve à des applications en régime établi de par son maillage fixe et tolère les grandes déformations dans le cas où les conditions aux limites et la géométrie du copeau sont connues ;

- la formulation arbitraire Lagrangienne Eulérienne (ALE) combine les avantages des précédentes formulations donnant ainsi des résultats intéressants dans les domaines statiques et transitoires.

Ces approches utilisent diverses lois physiques. Les équations de mouvement sont employées par les algorithmes explicites afin de décrire le comportement dynamique du système, en particulier pour les simulations en trois dimensions. L'outil et la pièce étant deux corps distincts, les simulations emploient des lois de frottement régissant leur contact. Un coefficient de frottement de type Coulomb est le plus fréquemment rencontré et permet d'agir, d'après [List \(2004\)](#), comme le ferait un potentiomètre pour approcher au plus près de la réalité. Les codes explicites désignent habituellement une surface maître et l'autre esclave afin de permettre la compatibilité cinématique du mouvement d'une surface vis-à-vis de l'autre, typiquement l'outil et le copeau. La génération de chaleur est calculée à partir de lois décrivant l'échauffement dû aux frottements et aux déformations plastiques. L'équation de la chaleur régit leur équilibre. Le comportement mécanique est assuré par une loi de comportement du matériau. La plus fréquemment rencontrée en usinage est la loi de Johnson et Cook. Les conditions aux limites sont le plus souvent :

- Le flux de chaleur sur la face en contact entre l'outil et le copeau est constitué du flux issu du frottement ainsi que de la conduction thermique.
- Le flux sortant de la surface libre est égale à la chaleur perdue par convection et radiation.

Un critère d'endommagement ou une raideur non nulle de l'outil sont parfois ajoutés aux simulations mais compliquent grandement le calcul. L'approche du phénomène de coupe par la simulation numérique reste encore aujourd'hui un défi pour de nombreux chercheurs, ne serait-ce que pour prédire l'exacte géométrie du copeau comme le rappellent [Marusich et Ortiz \(1995\)](#).

2.3.2 Identification de la loi de comportement

L'obtention des paramètres des lois de comportement est habituellement réalisée hors usinage. Pour les vitesses de déformation importantes analogues à celles rencontrées en usinage, des moyens tels que le banc d'Hopkinson sont employés. Cependant, dans le cas de l'Usinage Grande Vitesse (UGV), ces vitesses restent insuffisantes. De plus, l'obtention de ces paramètres nécessite l'emploi de très lourdes simulations par éléments finis, ce qui rend ces modèles peu simples d'utilisation.

Pour surmonter ces aspects négatifs, des modèles d'identification inverse en usinage ont été élaborés. Ainsi, [Tounsi et al. \(2002\)](#) et [Pujana et al. \(2007\)](#) parviennent à simuler le processus de coupe réalisé expérimentalement. Dans le premier cas, la zone de coupe orthogonale est paramétrée selon la figure 2.15 par des champs de vitesses de sollicitation, contraintes de cisaillement, pressions hydrostatiques et vitesses de déformation. Des essais de coupe brusquement interrompue (QST^h) sont réalisés pour mesurer les différents paramètres géométriques de la zone de coupe tels que l'épaisseur de la bande de cisaillement primaire, l'angle de cisaillement primaire et les épaisseurs de copeau avant et après déformation.

L'angle de cisaillement primaire est calculé analytiquement via la relation (2.55). La contrainte de cisaillement primaire est directement déduite des efforts par la relation (2.38). La déformation et le taux de déformation efficaces, souvent utilisés par les lois de comportement, sont exprimés en fonction des paramètres opératoires dans les relations (2.95)

h. QST : *Quick Stop Test*.

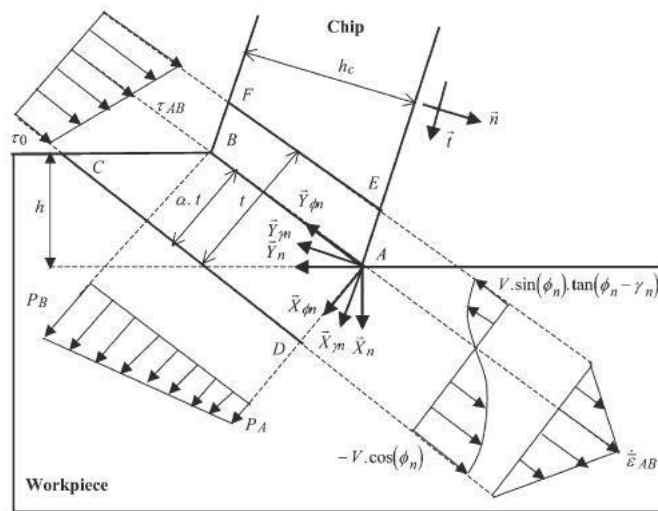


Fig. 2.15 – Paramétrage de la zone de coupe pour identification inverse des lois constitutives d'après Tounsi *et al.* (2002).

et (2.97).

$$\overline{\epsilon}_{AB} = \frac{a \cos \gamma_n}{\sqrt{3} \cos(\phi - \gamma_n) \sin \phi} \quad (2.95)$$

avec

$$a = \frac{1}{2} + \frac{\cos(2\phi - \gamma_n)}{2 \cos \gamma_n} \quad (2.96)$$

$$\overline{\epsilon}_{AB} = \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{V_c \cos \gamma_n}{t \cos(\phi - \gamma_n)} \quad (2.97)$$

Le coefficient a (2.96) permet de déterminer la proportion de la bande de cisaillement située en-dessous de la localisation théorique du plan de cisaillement. Dans sa thèse, Laheurte (2004) emploie des relations dont la formulation est proche de celle-ci — $\overline{\epsilon}_{AB}$ est divisé par 2 et $\overline{\epsilon}_{AB}$ est multiplié par $1/(2a)$.

Ce type d'approche ouvre les portes d'un modèle basé sur l'évolution de l'angle de cisaillement primaire et de la contrainte de cisaillement. Il faut cependant noter que l'action de la face de dépouille est négligée et que l'acuité d'arête est considérée comme parfaite.

2.4 Conclusions

La modélisation des efforts de coupe reste encore aujourd'hui l'objectif de nombreux chercheurs. Les modèles utilisant une approche numérique comptent parmi les plus développés actuellement. L'utilisation de lois de comportement permet de garantir le sens physique de la modélisation. Cependant, la difficulté de coupler tous les phénomènes se produisant lors de la formation du copeau rendent les résultats de la simulation numérique sensibles aux variations de paramètres. De plus, les temps de calcul, sensibles aux types de maillages, restreignent les cas simulés aux configurations de type coupe orthogonale.

Les modèles empiriques et mécanistes comptent parmi les plus employés car une fois calibrés, ils permettent d'obtenir des résultats représentatifs de la réalité. Cependant, cette affirmation reste vraie si les variations des paramètres du modèle restent faibles. Le principal point faible de ces modèles reste l'importance de l'échantillon d'essais permettant de déterminer les constantes. De tels modèles ne permettent pas de changements fréquents des

paramètres opératoires, les rendant adaptés aux opérations ne nécessitant pas une importante précision. Cette approche sera cependant traitée dans la **troisième partie** de ce mémoire.

La modélisation analytique est la plus ancienne approche de prédiction des efforts de coupe. Majoritairement basée sur des relations géométriques et mécaniques, cette approche se veut plus représentative du phénomène modélisé. C'est l'approche qu'il a été choisi de privilégier durant ces travaux de thèse en raison de l'accessibilité des grandeurs d'entrée.



Deuxième partie

Matériau, moyens et techniques expérimentales

Le cuivre Cu-c2

Ce chapitre présente le matériau employé durant ces travaux de thèse. La première partie traite de ses propriétés physiques et métallurgiques telles que disponibles dans la littérature mais également des mesures complémentaires réalisées sur les éprouvettes d'essais. La seconde partie est une étude de l'usinabilité de ce matériau visant à justifier le choix des paramètres opératoires de l'étude.

3.1 Etat métallurgique et propriétés

La partie expérimentale de cette étude a été réalisée sur un matériau unique. Afin de simplifier la modélisation, le matériau d'étude devait être monophasé et ne devait pas faire l'objet de transformations de phases. Le choix s'est porté sur le cuivre pur, matériau de structure cubique à faces centrées (CFC). La nuance choisie est composée au minimum de 99.99% de cuivre, soit un total d'impuretés inférieur à 100 ppm, exempte d'oxygène et de haute conductivité électrique (101% IACS à 20 °C à l'état recuit). Cette nuance est désignée par Cu-c2 en France mais se trouve également sous l'appellation Cu-OFE (internationale ISO), Cu-OFHC, C1011 (Japon), C110 (GB) ou C10100 aux USA ([Deutsches Kupferinstitut, 2005](#)).

Propriété	Grandeur associée	Unité
Symbole chimique	Cu	-
Numéro atomique Z	29	-
Masse volumique ρ à 20 °C	8 932 (8 937)	kg/m ³
Température de fusion T_f	1 083 (1 084)	°C
Capacité thermique 20 °C	386 (390)	J·kg ⁻¹ ·K
Conductivité thermique à 20 °C	398 (392)	W·m ⁻¹ ·K
Module d'élasticité E (état recuit)	120	GPa
Module de torsion G (état recuit)	45	GPa
Coefficient de Poisson ν	0.34	-
Dureté Brinell (état recuit)	45 (37)	HRB
Dureté Vickers (état recuit)	49 (40)	HRV
Résistance mécanique en traction	230 (221)	MPa

Tab. 3.1 – Propriétés physiques du cuivre pur (et du Cu-c2), d'après [Colombié \(1990\)](#).

L'absence d'oxygène a pour effet d'augmenter la ductilité du cuivre, cependant un chauff-

fage prolongé peut sérieusement le contaminer et par conséquent le fragiliser. La structure CFC procure une grande capacité de déformation à froid et une exceptionnelle plasticité. Si la plupart des propriétés mécaniques des alliages de cuivre, telles que la résistance mécanique et la limite élastique, se dégradent avec l'augmentation de la température, entraînant principalement une baisse de ductilité, celles du Cu-c2, et *a fortiori* du cuivre pur, restent pratiquement inchangées. Le Cu-c2 de cette étude a été approvisionné sous forme de barre de diamètre 90 mm ayant subi un recuit à 400 °C pendant 2 heures. La taille moyenne des grains est de 66 μm , avec un écart-type de de 32 μm (figure 3.1).

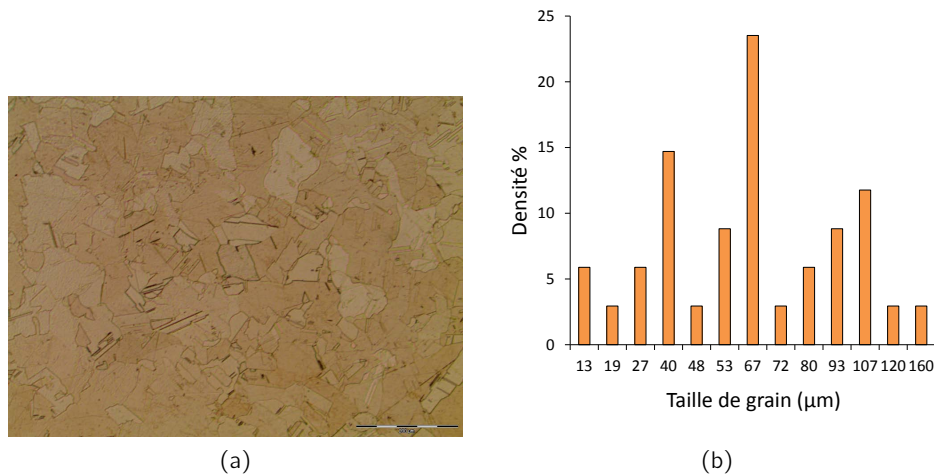


Fig. 3.1 – (a) Microstructure du Cu-c2 et (b) répartition des tailles de grains.

Une analyse de la dureté réalisée sur plusieurs échantillons a révélé un certain nombre d'hétérogénéités. La dureté Brinell (AFNOR, 2005) est une dureté macroscopique. Elle est souvent utilisée à titre indicatif pour caractériser rapidement un matériau dans des conditions où un état de surface brut d'usinage est suffisant. Le pénétrateur est une bille de carbure de tungstène de diamètre 2.5 mm, la charge est de 62.5 kgf. Des indentations, dont les résultats sont donnés sur la figure 3.2, ont été réalisées sur un rayon complet du disque et répétées 4 fois. La dureté moyenne mesurée est de 52.65 HRB et l'étendue moyenne de la distribution est de 3.5 HRB. En se référant au tableau 3.1, cette dureté peut être considérée comme élevée et témoigner d'un écrouissage initial relativement important. Cependant la distribution est parfaitement aléatoire et aucune tendance permettant d'expliquer une quelconque évolution de la dureté en fonction du diamètre n'est à noter.

Pour analyser plus finement la dureté des éprouvettes, une analyse de microdureté Vickers sous charge de 25 gf^a a été réalisée. Le pénétrateur Vickers est un diamant taillé en forme de pointe pyramidale à base carrée d'angle 136° entre ses faces. Les échantillons sont prélevés sur un disque provenant de l'extrémité de la barre, noté A sur la figure 3.3, et un disque prélevé au centre de la barre, noté B. Si la microdureté reste constante le long du diamètre pour l'éprouvette prélevée à l'extrémité de la barre (figure 3.4), elle augmente en s'approchant du cœur pour une éprouvette prélevée au centre de la barre (figure 3.5). Afin de niveler ces écarts, un nouveau traitement thermique a été appliqué aux éprouvettes. Pour ne pas altérer les propriétés mécaniques du matériau, la température de recuit ne doit pas excéder 200 °C comme l'indique la figure 3.6. La durée du recuit ne doit pas être trop importante car elle influe sur la température de recristallisation et la dureté du matériau. Le cuivre étant

a. Essai non normalisé.

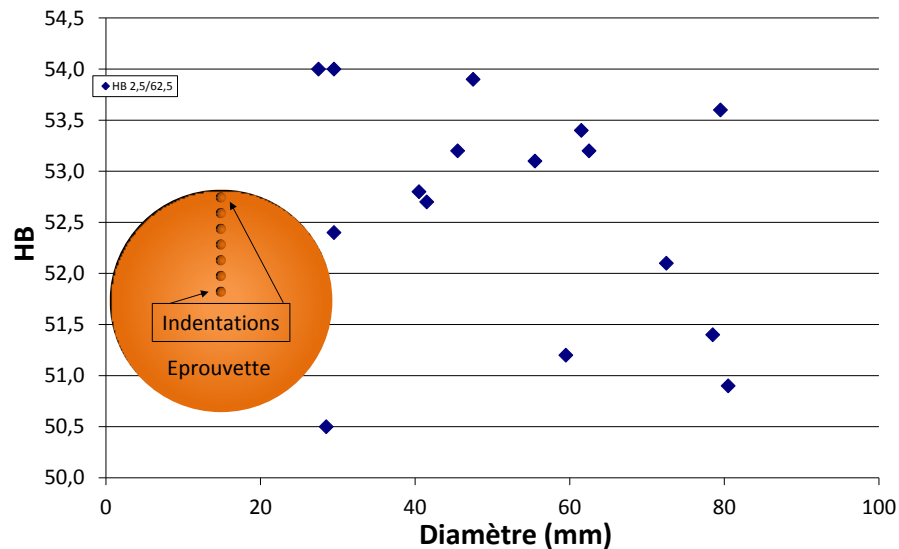


Fig. 3.2 – Résultats de mesures de dureté Brinell en fonction du diamètre de l'éprouvette.

un excellent conducteur thermique, les vitesses de chauffage et de refroidissement ont une influence négligeable sur le matériau pur. Un recuit sous azote à 150 °C appliqué durant 1 heure, dont le cycle est donné en annexe C, a permis d'homogénéiser la dureté mais l'a divisée par deux comme l'indique la figure 3.7. Cette valeur de dureté correspond aux valeurs données dans la littérature concernant le cuivre à l'état recuit telles que rappelées dans le tableau 3.1.

3.2 Usinabilité du cuivre

Une bonne usinabilité se caractérise par une consommation énergétique faible à grande vitesse de coupe permettant d'atteindre les qualités de surface requises (Campbell, 1961). Sur une échelle d'usinabilité de 0 à 100, 100 étant la meilleure usinabilité^b, le Cu-c2 a pour indice 20 d'après la Copper Development Association, ce qui le classe dans le groupe C des alliages à usinabilité modérée à difficile. Ce classement est en particulier lié à la génération de copeaux continus, fortement écrouis et ductiles, propre à ce matériau. L'usinabilité peut être améliorée par un écrouissage important du matériau avant usinage afin de limiter l'énergie nécessaire à la formation du copeau. Les cuivres recuits sont à l'origine de refus de coupe lors de la prise de passe — passage de $h = 0$ à h nominal — ce qui peut provoquer une déformation plus ou moins importante de la pièce usinée. Ce phénomène est à l'origine de vibrations dans le cas d'une profondeur de passe insuffisante, soit pour $h \approx h_{min}$. Le cuivre étant un matériau hautement ductile, seules les géométries de coupe positives sont adaptées. Une simulation en dynamique moléculaire conduite par Pei *et al.* (2006), montre que l'emploi d'une géométrie de coupe négative génère un important champ de déformation élastique provoquant un contact important sur la face en dépouille après le passage de l'outil. Les faibles vitesses de coupe provoquent l'apparition d'une arête rapportées en pointe d'outil. Sa formation peut être contrecarrée si l'arête est très vive, l'angle de coupe γ_n de l'outil important et si la face de coupe est polie. Une analyse de type Couple-Outil-Matière, réalisée avec des plaquettes ARNO® VCGT 160408 FN-ALU (nuance ISO HW-K10) de rayon d'arête

b. L'étalon d'usinabilité d'indice 100 donné pour les cuivreux est le laiton de décolletage CuZn40Pb3 (Copper Development Association, 1992).

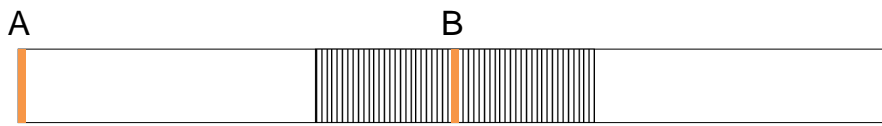


Fig. 3.3 – Schéma de la barre et emplacements des disques prélevés.

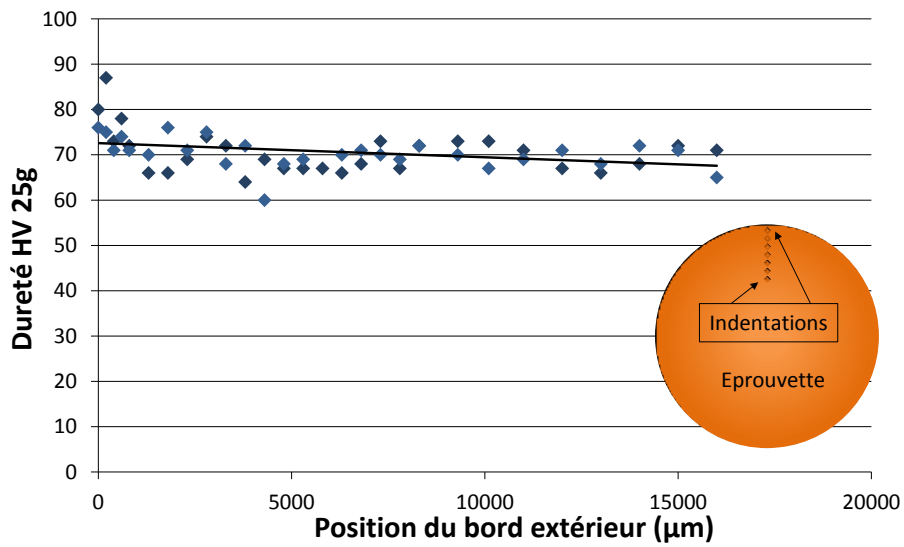


Fig. 3.4 – Résultats de mesures de microdureté sur un disque prélevé à l'extrémité de la barre en fonction du diamètre de l'éprouvette.

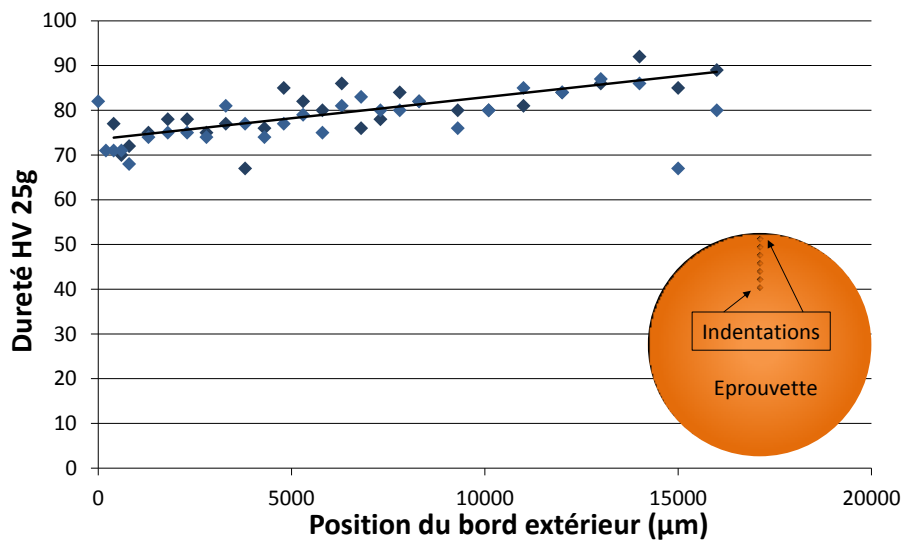


Fig. 3.5 – Résultats de mesures de microdureté sur un disque prélevé au centre de la barre en fonction du diamètre de l'éprouvette.

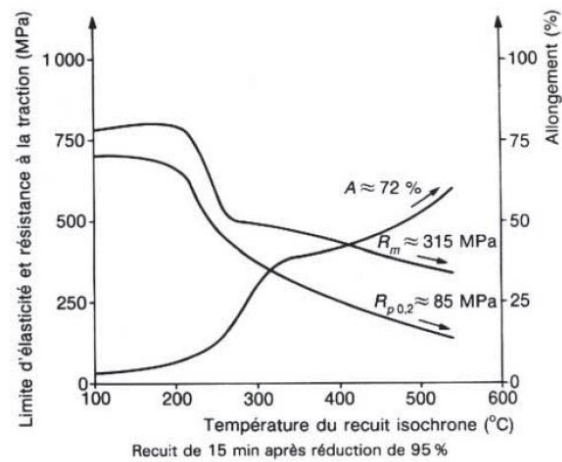


Fig. 3.6 – Evolution des propriétés mécaniques du cuivre en fonction de la température du recuit d'après [Barbery \(1991\)](#).

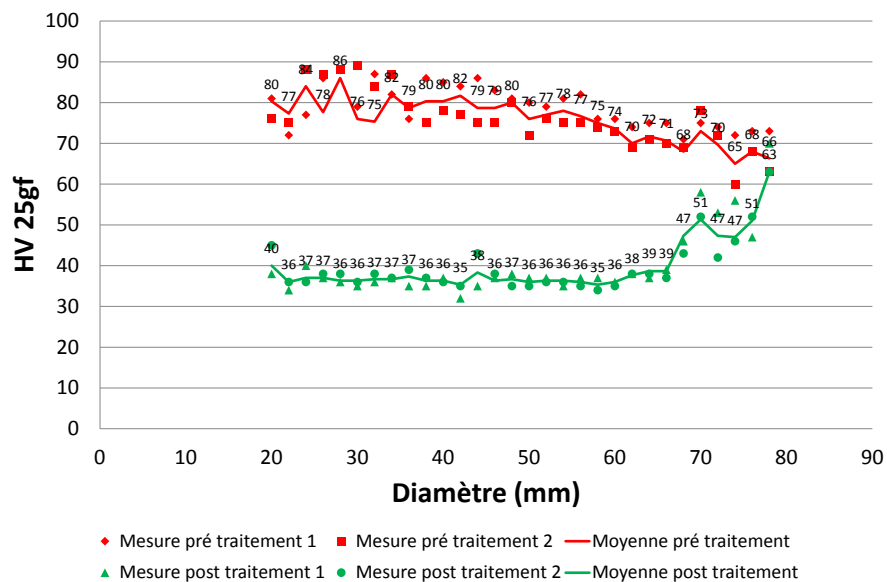


Fig. 3.7 – Dureté de l'éprouvette avant et après recuit en fonction du diamètre de l'éprouvette.

moyen r_β de 5 μm , révèle une vitesse de coupe minimale de 120 m/min telle qu'indiquée sur la figure 3.8 (Crolet, 2008). Cette étude a également révélé une avance f minimale de 0.02 mm/tr pour une profondeur de passe de 0.04 mm. Dans le cadre de ces travaux de thèse, seule la vitesse de coupe de référence sera utilisée. Dans le cas d'une modélisation de type Couple-Arête-Matière, l'épaisseur coupée variant de $h = 0$ à $h = h_{max}$, considérer une épaisseur coupée minimale n'aurait aucun sens. D'après Morehead *et al.* (2007), le coefficient de frottement apparent du cuivre sur un outil en carbure de tungstène est $0.73 \leq \mu \leq 0.83$. Leur étude n'a pas révélé d'influence de la taille de grain ou de la dureté du matériau sur les efforts de coupe en raison d'une possible variation du coefficient de frottement.

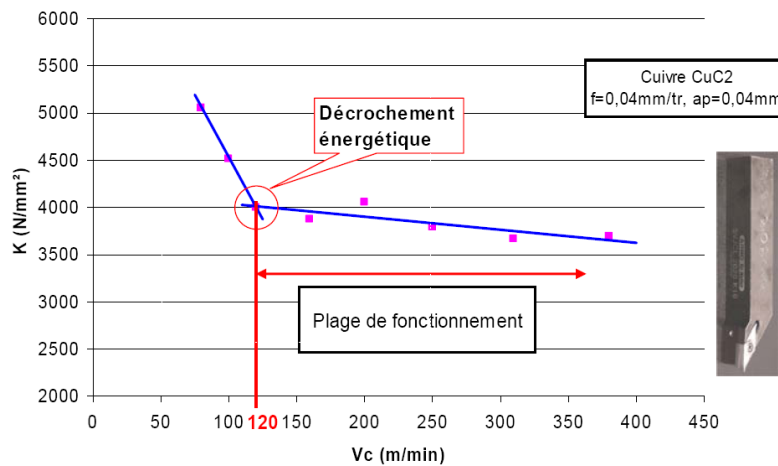


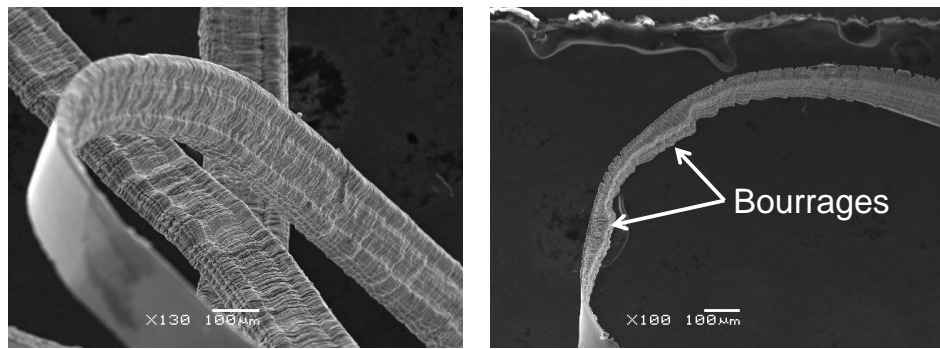
Fig. 3.8 – Evolution de la pression spécifique de coupe K_c en fonction de la vitesse de coupe V_c d'après Crolet (2008).

Le Cu-c2 produit des copeaux filants, ne se fragmentant pas et ne présentant pas de déformation localisée, y compris pour les vitesses de coupe importantes (figure 3.9a). D'après Morehead *et al.* et comme l'illustre la figure 3.9b, l'écoulement de ce copeau sur un outil en carbure de tungstène est aléatoirement perturbé par des bourrages. Ces bourrages ne se produisent pas avec un outil diamant, dont le coefficient de frottement est plus faible ($0.35 \leq \mu \leq 0.43$). Des résultats d'essais réalisés sur tribomètre par des équipes de l'ENI de St. Etienne révèlent un coefficient de frottement moyen $\mu = 0.12$ (écart-type de 0.02) pour un frottement lubrifié de WC-Co sur le Cu-c2, la partie sphérique du pion, de nuance H10-F, étant en contact sous un effort presseur variable selon l'essai et frottant à la vitesse de 140 m/min.

De par sa capacité à coller aux outils, le cuivre est rarement usiné à sec. Son excellente conductivité thermique le dispense généralement des fluides de coupe à vocation réfrigérante. Les huiles entières sont donc à privilégier, abondantes ou en micro-pulvérisation (MQL^c). Ces huiles peuvent être végétales, minérales ou synthétiques mais doivent être, en raison d'affinités chimiques, exemptes de soufre actif, habituellement utilisé comme additif pour améliorer les propriétés lubrifiantes en cas d'extrêmes pressions.

L'usure des outils dénature la qualité des surfaces obtenues, critère de quantification de l'usinabilité d'un matériau. Le Cu-c2 ne contient pas de particules dures ou abrasives, qui auraient pu être une cause d'endommagement des outils. La dégradation des outils n'est ici pas non plus d'origine chimique. Morehead *et al.* mentionnent une usure en entaille en limite de profondeur de passe dont l'origine est imputée à l'important échauffement local de l'outil WC,

c. MQL : *Micro Quantity Lubrication*.



(a) $f = 0.05$ mm/tr, $a_p = 0.04$ mm, $V_c = 400$ m/min, $\gamma_n = 25^\circ$, $\alpha_n = 7^\circ$ (b) $f = 0.03$ mm/tr, $a_p = 0.02$ mm, $V_c = 100$ m/min, $\gamma_n = 25^\circ$, $\alpha_n = 7^\circ$

Fig. 3.9 – (a) Copeau filant et (b) bourrages sur copeau de Cu-c2.

moins bon conducteur thermique que le cuivre, adoucissant le liant cobalt de l'outil. Les entailles sont générées par abrasion, y compris dans le cas de métaux doux comme le mentionne [Shaw \(2005\)](#). Des phénomènes d'adhésion contribuent à endommager l'outil, principalement au niveau de la face de coupe, par rupture de la jonction « soudée » entre matériau usiné et matériau usinant. Cependant, les essais réalisés durant cette thèse n'ont jamais montré d'usure en entaille ni d'usures importantes en dépouille. Ceci peut principalement s'expliquer en raison de la brièveté des essais réalisés.

Les meilleures qualités de surfaces sont obtenues avec des outils possédant une arête vive lubrifiée permettant une bonne évacuation des copeaux.



Techniques expérimentales

Ce chapitre traite du volet expérimental de l'étude. La première partie traite des moyens techniques mis en œuvre durant les différents essais réalisés, de la machine-outil aux systèmes d'acquisition de données en passant par le choix des outils de coupe. La seconde partie présente les techniques expérimentales permettant de collecter les données utiles aux modèles.

4.1 Moyens techniques

La modélisation des efforts de coupe est réalisée à partir d'un échantillon représentatif d'essais d'usinage dans différentes configurations. Différents moyens techniques sont mis en œuvre afin de collecter les données nécessaires à l'élaboration du modèle. Parmi ces données figurent les efforts de coupe, la géométrie de la zone de coupe mais également tous les paramètres permettant de s'assurer de la justesse des données collectées.

4.1.1 Machine et outils

Pour cette étude, un tour à commande numérique SOMAB Transmab[®] 400 de tournage de précision ayant la particularité d'être d'une grande rigidité a été utilisé. Ce tour est en particulier équipé de règles de mesure Heidenhain[®] LF481 permettant de mesurer les déplacements des axes X et Z. Ces informations, une fois liées au signal du codeur de broche, permettent d'obtenir l'avance par tour f exactement appliquée durant chaque essai. Ce tour est également équipé d'une tourelle permettant la fixation de porte-outils de type VDI 40. La lubrification est assurée par une unité externe de MQL Steidle Lubrimat[®] L60 assurant la pulvérisation de 150 millilitres d'huile par heure. Cette unité est approvisionnée en huile Total Valona[®] MQL 3046, sans chlore ni soufre, adaptée à l'usinage des non-ferreux.

Pour permettre la collecte de données relatives à différentes géométries de coupe, divers outils ont été fabriqués. Les outils référencés dans la gamme Profile-Cut de ARNO[®] ont été affûtés par les Ateliers d'Ile de France (AIF), le cahier des charges pour l'affûtage imposant une face de coupe plane sur 6.686 mm minimum^a au départ de l'arête avant la géométrie dite « roule-copeau ». Les meules d'affûtage doivent avoir la même granulométrie pour tous les outils et les directions d'affûtage doivent être identiques, à savoir parallèles et perpendiculaires à l'arête respectivement pour la face de coupe et la face en dépouille. Les plaquettes de carbure de tungstène de nuance ISO HW-K20^b référencées sous le numéro 213202, dont un

a. Cette valeur est issue d'estimations à partir de formules tirées de la littérature.

b. La nuance ISO HW-K20 est référencée AK20 dans le catalogue ARNO[®].

échantillon après affûtage est visible sur la figure 4.1, sont montées sur un porte-plaquette SXCCN 2020 M21-A de section carrée de 20 mm de côté s'adaptant aux dimensions du dynamomètre. Ces plaquettes sont non revêtues et de haute ténacité pour l'usinage du cuivre, mais également des réfractaires. La plaquette étant inclinée de 5° sur le porte-plaquette, les affûtages réalisés tiennent compte de cette inclinaison. Le choix de ces plaquettes a été motivé par leur importante largeur (21 mm), permettant de réserver une partie de l'arête pour chaque condition de coupe et de collecter des données comparables (voir la section 4.2.1). Ces outils sont très adaptés aux essais de coupe orthogonale.

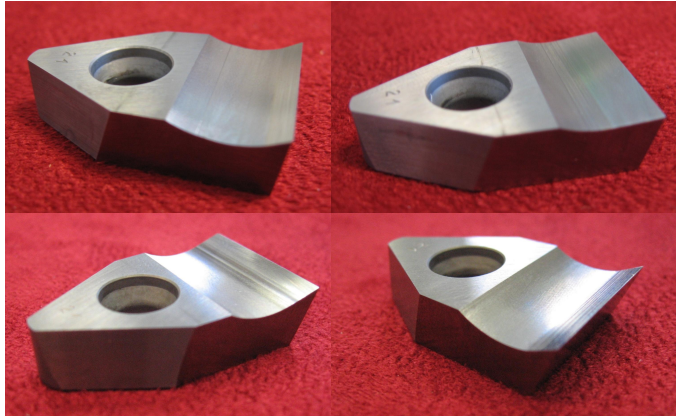


Fig. 4.1 – Exemple de plaquettes utilisées pour les essais d'usinage.

Les géométries sélectionnées pour les essais sont données dans le tableau 4.1. Afin d'identifier quel essai a été réalisé avec quel outil, ce dernier sera identifié par le signe GXXAYY où XX et YY désignent respectivement la valeur en degrés des angles de coupe **G**amma et de dépouille **A**lpha. Par exemple, l'outil désigné G30A05 correspond à la géométrie $\gamma_n = 30^\circ$ et $\alpha_n = 5^\circ$. L'acuité d'arête des outils, exprimée au travers du rayon r_β , est un paramètre non maîtrisé. Cependant, le rayon d'arête de chaque outil est une donnée connue^c.

Paramètre	Niveau inférieur	Niveau intermédiaire	Niveau supérieur
Angle de coupe γ_n	10°	20°	30°
Angle de dépouille α_n	5°	10°	20°
Acuité d'arête r_β	7 μm	10 μm	13 μm

Tab. 4.1 – Géométrie des outils de coupe orthogonale.

Les outils destinés aux essais de coupe conventionnels sont équipés de plaquettes de type VCGT 160408 FN-ALU et VCGT 160404 FN-ALU de nuance ISO HW-K10 réalisées par ARNO®. Cette géométrie de type « cuillère » est particulièrement coupante, le rayon d'arête r_β mesuré est en moyenne de 3.5 μm , et initialement réservée aux alliages d'aluminium. Leurs angles de dépouille α_n et de coupe γ_n mesurés sont de 7°. Ces plaquettes sont montées sur un porte-plaquette de type SVJBL 2020K16 de section carrée de 20 mm de côté s'adaptant aux dimensions du dynamomètre utilisé.

c. La géométrie de chaque outil testé est renseignée en annexe B.

4.1.2 Moyens d'acquisition

Un dynamomètre piézoélectrique Kistler® 9121 fixé à cette tourelle permet la mesure des efforts de coupe dans trois directions orthogonales sur deux plages d'efforts variant de 0 à ± 600 N ou de 0 à ± 600 kN. Il est relié à un amplificateur de charge Kistler® 5019B permettant de convertir la charge délivrée par un capteur piézoélectrique, fonction de la contrainte qui lui est appliquée, en une tension proportionnelle. Cette tension de sortie est collectée sur un PC via une carte d'acquisition et enregistrée via le logiciel DasyLab®. Ce logiciel, collectant également les signaux des axes de la machine, délivre une interprétation du signal collecté convertie en effort et permet le dépouillement immédiat de la mesure. Les efforts collectés, relativement bruités en raison de légères vibrations, sont affinés par filtre passe-bas, dont la fréquence de coupure est adaptée en fonction du niveau de bruit, afin de faciliter leur exploitation. Cette chaîne d'acquisition présente une légère dérive dans le temps. En conséquence, les mesures se doivent d'être relativement brèves. A titre d'exemple, la dérive de l'amplificateur étant de 0.09 pC/s, cela peut représenter jusqu'à 1 newton comptabilisé en trop au bout de 8 secondes d'acquisition. Les conditions de température et les dérives des autres systèmes ne permettent pas de corriger ces phénomènes parasites.

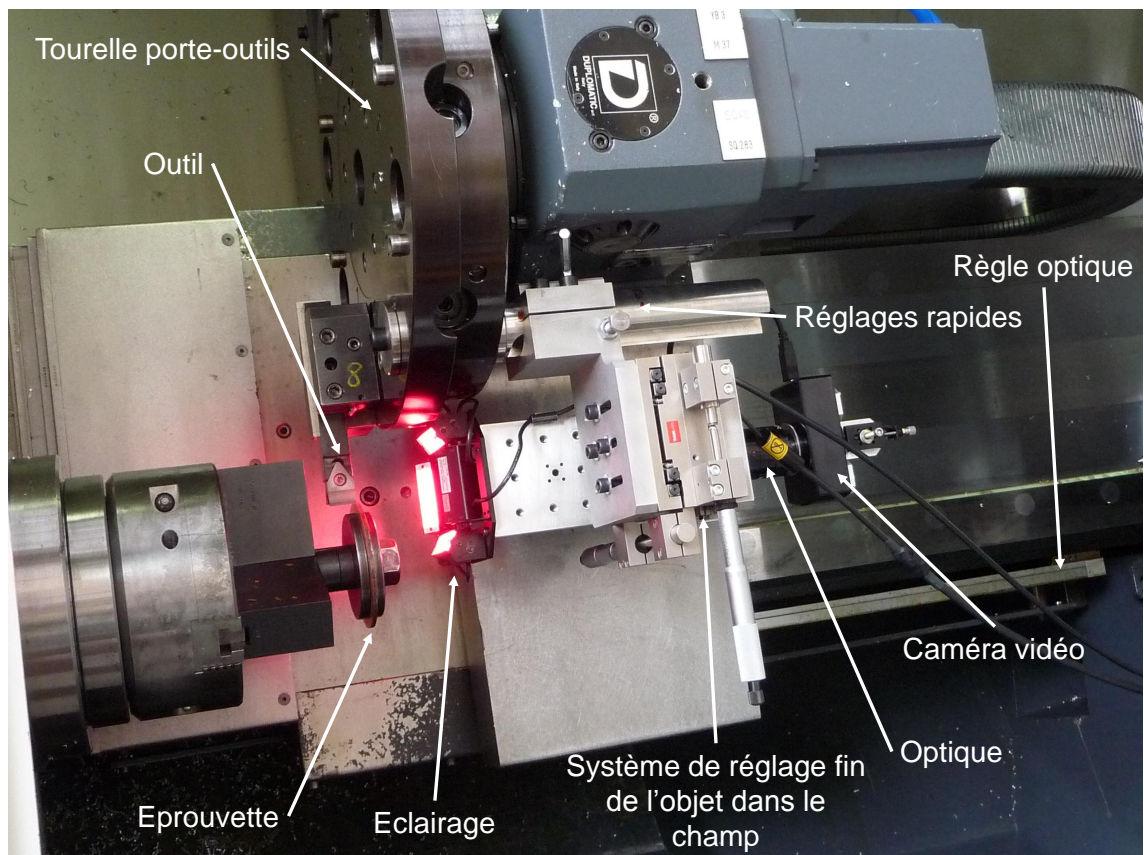


Fig. 4.2 – Expérience de coupe orthogonale sur disque, instrumentée avec la caméra (sans dynamomètre).

Une caméra haute résolution Lumenera® Lw625 de 6.6 MPixel munie d'un éclairage Moritex® MDQL-CR 108 à LED rouges coaxial permet d'observer la zone de formation du copeau. Equipé d'un objectif optique zoom 12× Navitar® 1-50486 permettant un grossissement 1.16 à 14, cet ensemble est placé dans la machine par l'intermédiaire d'un montage permettant un réglage précis de la mise au point ainsi que de la cible dans le plan focal. Ce

montage est visible sur la figure 4.2. Les prises de vues effectuées à résolution maximale ne peuvent être effectuées à une vitesse supérieure à 5.4 images/s. Par conséquent, le procédé de coupe observé se doit d'être stable afin de fournir des images suffisamment nettes pour être exploitables. Les images ainsi obtenues permettent d'obtenir des données sur la géométrie de la zone coupée permettant d'identifier le modèle d'effort. Ces images sont obtenues à vitesse de coupe nominale contrairement aux essais de coupe brusquement interrompue où l'état final peut être affecté par une vitesse d'éjection insuffisante de l'outil.

Les observations pré et post-usinage des outils ont été réalisées à l'aide d'un microscope électronique à balayage (MEB) JEOL® 5900-LV. Le MEB est employé avant usinage afin de générer un modèle en trois dimensions de l'outil via la technique de la stéréovision. A partir de trois images eucentriques dont l'angle de rotation est connu^d, le logiciel MeX® reconstruit les volumes de l'objet observé et rend possibles diverses mesures de profils. Une illustration de cette reconstruction et des profils mesurés est donnée par la figure 4.3.

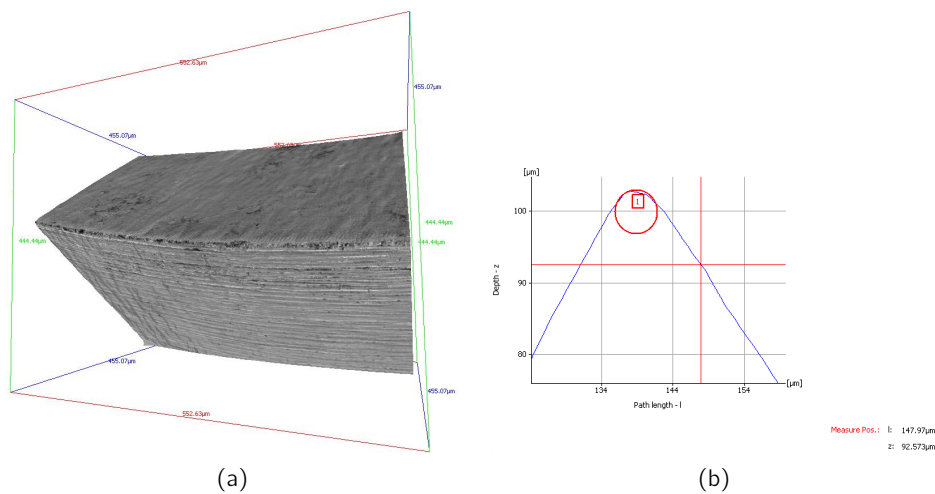


Fig. 4.3 – (a) Reconstruction en 3-D d'un outil et (b) mesure du rayon d'arête par le logiciel MeX®.

Une topographie de la face de coupe des outils est réalisée à l'aide d'un microscope à interférométrie de la lumière blanche de type WYKO® NT1100. Ce matériel offre une résolution de $1.65 \mu\text{m}$ dans le plan de mesure et la résolution de mesure verticale est inférieure à l'Ångström. Les résultats de mesure sont donnés sous la forme d'un tableau de points correspondants à l'altitude des points de surface mesurés. Les mesures peuvent être traitées via le logiciel Vision® proposé par le fabricant, mais il est préférable d'utiliser Matlab® sur les fichiers de mesure au format ASCII afin de maîtriser les géométries construites pour la détermination des paramètres géométriques de l'objet mesuré. La fonction d'analyse dispersive en énergie (EDS^e) du MEB permet d'identifier les éléments chimiques en présence sur la cible. Cette analyse est utile afin de déterminer les zones où les matériaux usinant et usiné ont été en contact. Typiquement, la zone de contact outil-copeau peut être estimée via une analyse EDS comme le montre la figure 4.4. Dans le cas de l'usinage du Cu-c2, la couleur particulière du matériau permet de le distinguer de l'outil à l'œil nu et cette mesure pourrait être réalisée

d. En théorie, deux images sont suffisantes en stéréovision. Cependant, la précision du système de positionnement de l'échantillon dans le MEB introduit une erreur plus ou moins importante lors de la modélisation de l'objet. L'emploi de trois images permet au logiciel de vérifier les corrélations entre les reconstitutions issues des images gauche/centre et centre/droite. Ce contrôle permet de valider ou d'invalider la reconstitution 3-D de l'objet.

e. EDS : *Energy Dispersive Spectrometry*.

sur une loupe binoculaire mais perdrait en précision. Pour la mesure des épaisseurs de copeau

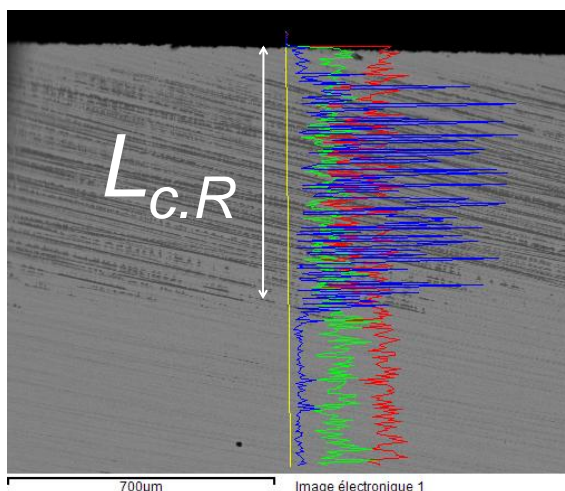


Fig. 4.4 – Mesure de la longueur de contact du copeau sur la face de coupe de l'outil par analyse EDS.

— utiles à la détermination de l'angle de cisaillement ϕ — le micromètre s'avère être le moyen le plus rapide. Cependant, la courbure prise par les copeaux se révèle néfaste à la précision de la mesure. La micrographie est une technique beaucoup moins rapide mais plus précise. De plus, il est possible d'observer, après attaque chimique, les zones de déformation. Pour le Cu-c2, l'attaque chimique la plus efficace pour mettre en évidence les joints de grains, d'après l'[ASTM \(2000\)](#), est une solution de 2 grammes de $K_2Cr_2O_7$, 8 millilitres de H_2SO_4 , 4 millilitres de NaCl saturé et 250 millilitres de H_2O , l'échantillon devant être en contact avec la solution durant une trentaine de secondes ^f.

4.2 Techniques expérimentales

Afin de déterminer l'architecture du modèle d'efforts, diverses expérimentations doivent être réalisées. Les essais doivent permettre la collecte des paramètres clefs du modèle, de sorte qu'ils soient le moins parasités possible.

4.2.1 Coupe orthogonale

Dans le cas d'une approche de type Couple-Arête-Matière, la coupe orthogonale est une technique incontournable, chaque segment d'outil étant suffisamment petit pour être assimilé à un problème plan ^g. La coupe orthogonale est caractérisée par une arête de coupe rectiligne évoluant perpendiculairement à la vitesse de coupe V_c et à la vitesse d'avance V_f . Les composantes d'efforts considérées sont au nombre de deux, correspondant à l'effort de coupe F_c et à l'effort d'avance F_t . Expérimentalement, la coupe orthogonale peut être réalisée de plusieurs manières moyennant certaines hypothèses à respecter. La meilleure façon de réaliser un essai de coupe orthogonale continue est d'utiliser une machine du type étau-limeur, ou

f. Cette formulation est celle utilisée en pratique. La formulation donnée par l'[ASTM](#) comporte, en plus des éléments indiqués, du H_2SO_3 censé ralentir la réaction chimique, l'échantillon devant alors être en contact durant 15 à 30 minutes.

g. Le plan considéré est le plan P_o orthogonal à l'arête. Ce plan correspond à la section O–O dans l'annexe A-1.

raboteuse, où l'outil se translate linéairement à vitesse V_c par rapport à l'éprouvette, une tôle dans ce cas. L'épaisseur coupée h correspond alors à la profondeur de passe. Si aucune de ces machines n'est disponible, il est néanmoins possible de s'approcher des conditions idéales de la coupe orthogonale sur un tour. Comme l'indique la figure 4.5, charioter un tube ou dérouler un disque reproduit pratiquement les mêmes conditions que le rabotage. La vitesse de coupe V_c est fonction du diamètre et de la vitesse de rotation de l'éprouvette, tandis que l'épaisseur coupée h est égale à l'avance par tour f .

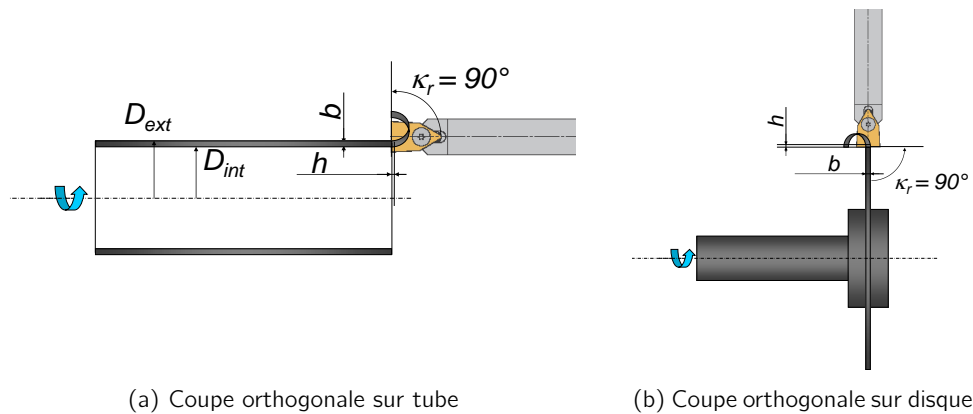


Fig. 4.5 – Configurations expérimentales de coupe orthogonale.

Concernant le chariotage d'un tube, la vitesse de coupe à l'extérieur du tube est différente de celle à l'intérieur de celui-ci. Plus le diamètre est faible devant l'épaisseur du tube et plus cet effet est important. Par conséquent, l'éprouvette doit avoir l'épaisseur la plus faible et le plus grand diamètre possible. Dans le cas du déroulage du disque, si la commande de la machine est numérique, il est alors possible de réaliser l'opération à vitesse de coupe constante ($V_{c,c}$). Cependant, le diamètre de l'éprouvette se réduisant au fur et à mesure de l'avance de l'outil, les angles de l'outil en travail sont modifiés^h. En pratique, ces écarts avec la théorie de la coupe orthogonale peuvent permettre la mise en exergue de certains phénomènes. La largeur de coupe, notée b — correspondant à l'épaisseur de la tôle, du tube ou du disque — doit être au minimum dix fois supérieure à l'épaisseur coupée h . Comme l'explique [Shaw \(2005\)](#), un effet d'échelle se produit lorsque la largeur de coupe est trop faible. Cette précaution permet de passer d'un état de contrainte plane à un état de déformation plane. En conséquence, les efforts générés en coupe orthogonale sont dans certains cas très importants et imposent l'emploi d'outils rigides. Comme l'illustre la figure 4.6, lorsqu'un usinage est réalisé avec le rayon de bec de l'outil — c'est le cas par exemple avec un outil à plaquette ronde — chaque point de l'arête peut être considéré comme usinant sur un diamètre compris entre le diamètre nominal (point ①) et l'infini (point ②). Ainsi, pour une modélisation de type Couple-Arête-Matière, les essais de coupe orthogonale sur tube et sur disque se justifient totalement. Les essais sur disque permettent de matérialiser l'effet que peut avoir une variation du diamètre usiné tandis que les essais sur tube apportent une information de référence sur ce que produit un usinage frontal. Dans le cas d'une avance f faible, telle qu'en superfinition où le contact en dépouille n'est pas négligeable, à profondeur indentée égale, la longueur de contact en dépouille sera plus grande avec une éprouvette de diamètre important que de diamètre réduit. Il faut noter, cependant, que les éprouvettes disques usinées de cette façon n'apportent des informations sur l'effet du diamètre que dans le cas d'usinages externes. Pour reproduire les

h. Voir en annexe A-2

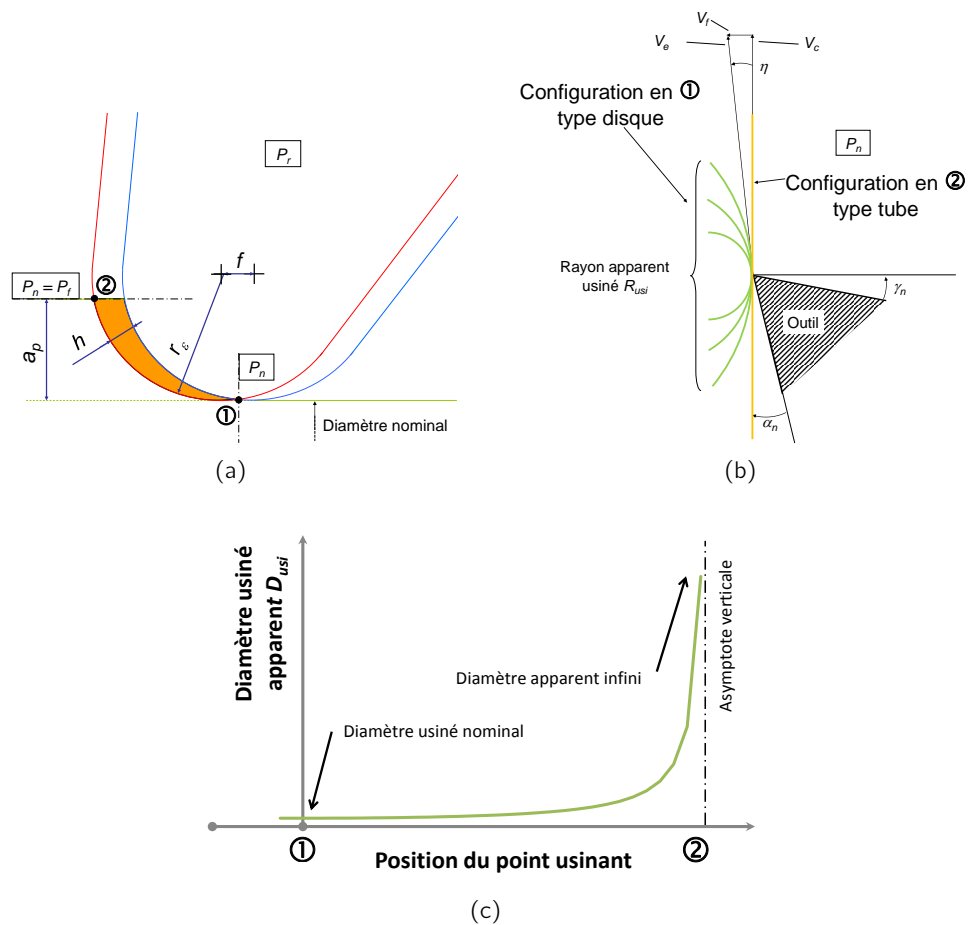


Fig. 4.6 – Comparaison entre (a) usinage en pointe d’outil, (b) coupe orthogonale sur disque et tube et (c) évolution du rayon usiné apparent R_{usi} .

conditions d’un usinage interne et les effets induits, l’éprouvette disque devrait être déroulée par son alésage central, ce qui, bien entendu, pose le problème de l’évacuation des copeaux pour les plus petits diamètres.

Pour chaque essai, disque ou tube, la machine est équipée de la chaîne d’acquisition constituée du dynamomètre mesurant les efforts dans les trois directions, du codeur de broche donnant la vitesse de rotation et des axes X et Z donnant la position de l’outil dans la machine. Chacune de ces données est mesurée sur un canal qui lui est propre, soit cinq canaux, un seul des deux axes machine étant utilisé en coupe orthogonale, X dans le cas d’une éprouvette disque et Z pour un tube. Cette chaîne est mise sous tension au moins une heure avant chaque essai afin d’atteindre une stabilité thermique. L’outil est dégauchi afin de ne pas introduire de composante d’effort parasite. Les faces de l’éprouvette disque sont ré-usinées après montage de l’éprouvette sur la machine. Les éprouvettes de type tube sont réalisées sur la machine à partir de gorges frontales usinées dans la barre pleine. Une buse de lubrification est positionnée au niveau de la face de coupe, une seconde est dirigée sur la face de dépouille. Au démarrage du cycle, l’outil s’approche à vitesse rapide à 0.1 mm de l’éprouvette, s’ensuit une temporisation de 1 seconde durant laquelle la chaîne d’acquisition est activée. Ensuite, l’outil débute l’usinage d’un palier dont la longueur dépend de l’avance programmée et correspond à un minimum de quatre tours de pièce. La fin du palier est marquée par une temporisation durant laquelle l’éprouvette réalise plusieurs rotations

complètes, *i.e.* l'outil usine au diamètre final sur au moins une rotation complète. La chaîne d'acquisition est ensuite coupée et l'outil s'écarte d'un millimètre de la surface usinée. Une portion d'arête est réservée à chaque avance f afin de rendre exploitables les éventuelles traces laissées par le matériau Cu-c2 sur l'arête. Des essais d'usinages en chariotage sur une barre ont été réalisés en complément des essais de coupe orthogonale.

Les essais de coupe orthogonale sur tubes sont au nombre de soixante, réalisés en une seule campagne d'essais. Les essais sur disques sont au nombre de deux cent soixante quatre, réalisés en quatre campagnes. Dix-neuf essais d'usinage classique ont été réalisés afin de fournir un panel d'efforts dans les trois dimensions de l'espace.

4.2.2 Observation de la zone de formation du copeau

Afin de modéliser la formation du copeau, la collecte d'informations telles que l'angle de cisaillement primaire ϕ , l'épaisseur du copeau h_c ou l'épaisseur non coupée h_s devient incontournable. La technique de la coupe brusquement interrompue (QST) permet de figer le processus de coupe en éjectant l'outil à l'aide d'un dispositif pyrotechnique. Le système disponible à Arts et Métiers ParisTech Cluny est constitué d'un bras porte-outil pivotant autour d'un axe muni d'un frein à tambour. Ce bras est maintenu durant la coupe par une goupille d'acier qui sera cisailée sous l'action d'un impacteur constitué d'une tige d'acier de frappe à froid propulsée par une charge libérant environ 250 bars (munition de 9x17 mm RK). L'impact brutal chasse l'outil et laisse le copeau attaché à l'éprouvette. Une micrographie de ce copeau, analogue à celle présentée sur la figure 4.7a, sera ensuite réalisée permettant d'observer la formation de ce dernier en un point de l'arête. Une observation au MEB, comme sur la figure 4.7b, peut également être utile pour observer la séparation de la matière en pointe d'outil.

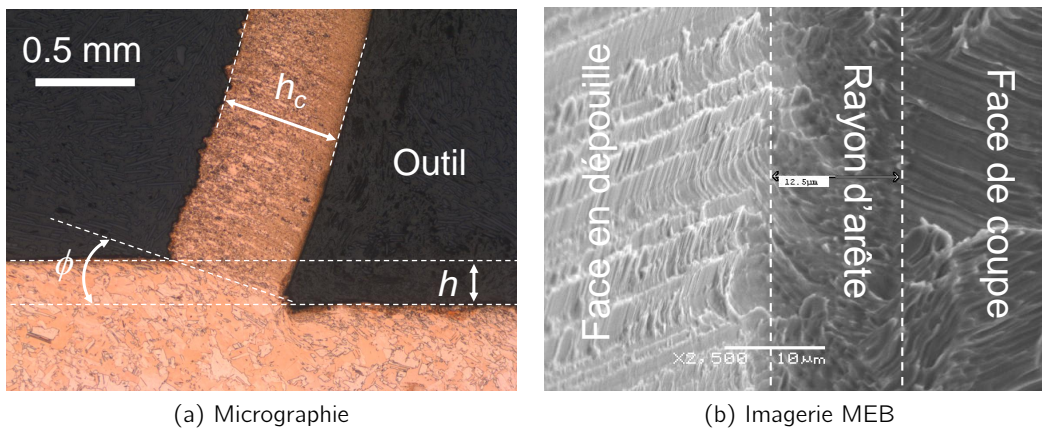


Fig. 4.7 – Essai de coupe brusquement interrompue en tournage du Cu-c2 à l'outil en carbure de tungstène ($h = 0.2$ mm, $V_c = 129$ m/min, $\gamma_n = 20^\circ$, $\alpha_n = 5^\circ$).

De ces micrographies sont tirées divers paramètres géométriques mais également des données qualitatives ou quantitativesⁱ sur les déformations engendrées par le procédé. Cependant, la technique du QST ne donne pas toujours entière satisfaction. Comme le souligne Trent (1988a), il est très fréquent de rompre le copeau, de briser l'outil ou d'arracher une partie du copeau adhérent à la face de coupe. L'appareil se montant sur un tour traditionnel,

i. Si l'éprouvette est préalablement quadrillée comme sur la figure 2.7a, la mesure des déformations est possible comme l'ont réalisé Stevenson et Oxley (1970).

il est difficilement possible, du fait des valeurs discrètes des boîtes de vitesse et d'avance de la machine, de régler précisément les paramètres de coupe. De plus, afin de résister à l'impact, le bras pivotant en fonte est recouvert d'acier, augmentant ainsi son inertie. Dans le cas d'une vitesse de coupe importante, l'accélération de l'outil peut être insuffisante et peut modifier le plan de cisaillement primaire. La figure 4.8b rassemble les points mesurés de la position de l'outil par rapport à l'éprouvette via un capteur de position laser Keyence® LK-086. Cette mesure renseigne sur une accélération moyenne en pointe d'outil de $5\,250\text{ m/s}^2$ sur le premier millimètre d'éjection, la vitesse atteinte au bout de ce déplacement est de 112 m/min . En dépit de cette importante accélération, la vitesse atteinte par l'outil est en deçà de la vitesse de coupe appliquée.

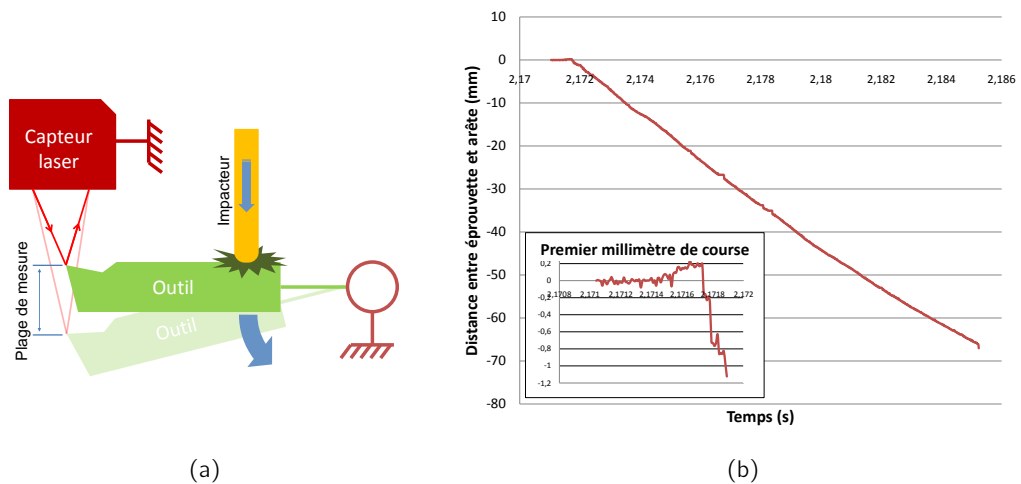


Fig. 4.8 – (a) Schéma de mesure laser et (b) positions de l'outil durant un essai QST.

La solution idéale serait de pouvoir obtenir les mêmes informations sur la zone de formation du copeau sans avoir à interrompre le procédé. Pour cela, une caméra est utilisée en guise de microscope directement dans la machine outil. Les images obtenues montrent l'outil générant le copeau. Du fait du fort grossissement, un éclairage important doit être appliqué sur la cible afin d'assurer la clarté de l'image. Si, en dépit d'un éclairage important, l'image reste sombre comme sur la figure 4.9a, un traitement doit être appliqué afin de la rendre exploitable.

L'amélioration du contraste et de la dynamique de l'image est possible, mais il faut être conscient que ces traitements modifient l'histogramme de l'image, *i.e.* de l'information est créée et une autre partie est détruite. Il faut donc être prudent sur l'éventuelle analyse quantitative qui peut être faite. Le flou obtenu sur les images provient d'un problème de défocalisation mais également de mouvements dus aux vibrations produites par l'usinage. Chacun de ces flous peut être traité de façon indépendante mais non triviale. Pour traiter le mouvement, un filtre de type Wiener est adapté tandis qu'un filtre Laplacien couplé à un critère de netteté sera utilisé pour traiter la défocalisation. Un filtre moyenneur sera utilisé pour corriger le bruit de l'image, ceci se traduisant par contre par une perte de résolution et de sensibilité. Ce traitement LIP (*Logarithmic Image Processing*) censé améliorer les images, ne résoud cependant pas le fait que la taille du capteur de la caméra et la résolution optique de l'objectif limitent la qualité des images (figure 4.9b). Dans le cas d'un objectif standard, le seuil d'incertitude sur la résolution spatiale des images est de $10\ \mu\text{m/pixel}$. Tout détail inférieur en dimension sera difficilement discernable et non quantifiable. Les objectifs NAVITAR®

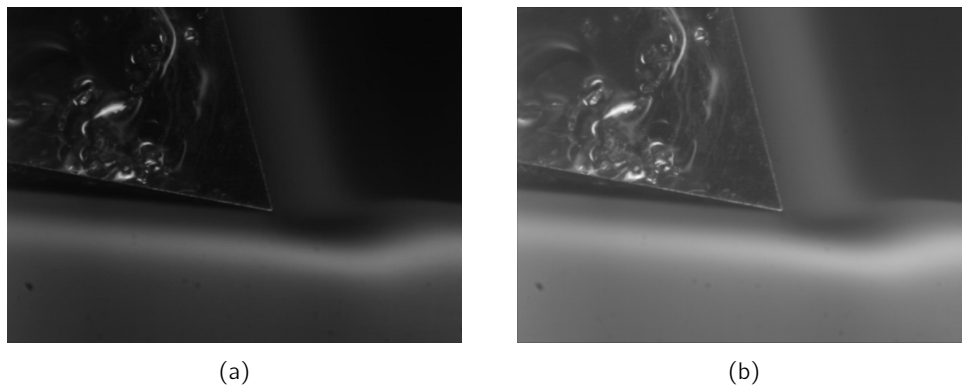


Fig. 4.9 – Résultat d'image tirée d'une vidéo (a) à l'état brut et (b) après traitement LIP ($h = 0.1$ mm, $V_c = 140$ m/min, $\gamma_n = 20^\circ$, $\alpha_n = 5^\circ$).

permettent d'avoir une meilleure résolution mais restent au-dessus du micron par pixel. Afin d'homogénéiser le contraste entre l'outil et l'éprouvette, la face latérale de l'outil visible à l'image est polie « miroir », l'éprouvette est elle légèrement polie afin d'éliminer la majorité des stries d'usinage. La mise au point est faite sur l'outil à l'extrémité de la profondeur de champ. L'axe Z de la machine est déplacé jusqu'à la mise au point de l'éprouvette à l'autre extrémité de la profondeur de champ afin de ne pas laisser de « collerette » occultant la zone à observer comme l'illustre la figure 4.10. Les images montrant le plus nettement le processus de coupe peuvent être exploitées. Dans ces travaux, les mesures sont effectuées via le module *Generative Shape Design* du logiciel CATIA®. Un total de cinquante sept vidéos a été réalisé contenant chacune quarante images dont rarement plus d'une est exploitable. Cette expérience a cependant un grand intérêt et la qualité des prises de vue peut être améliorée par une commande automatisée en mode *snapshot*, plus rapide, et un éclairage plus important. Une ébauche de commande de ce type a été réalisée mais sa mise en condition opérationnelle reste à mettre en œuvre dans des travaux futurs.

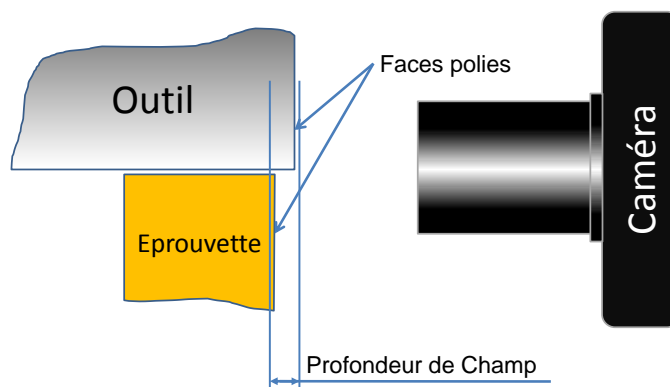


Fig. 4.10 – Schéma de réglage de la mise au point de la caméra.

Le tableau 4.2 résume les différentes techniques présentées dans ce chapitre et donne un aperçu des moyens à mettre en œuvre pour collecter les données nécessaires à l'établissement des modèles d'efforts.

Troisième partie

Modélisation des efforts de coupe

Analyse expérimentale et modélisation phénoménologique

Ce chapitre présente les résultats des différents essais ainsi que la modélisation phénoménologique des efforts de coupe. L'analyse expérimentale a permis d'identifier les paramètres influents sur les efforts. Les modèles phénoménologiques présentés sont directement inspirés des résultats de l'expérimentation. Le premier est réalisé à partir de relations linéaires tandis que le second est basé sur les logarithmes naturels.

5.1 Analyse expérimentale

Ce paragraphe analyse les résultats des différents essais réalisés sur les éprouvettes de type tube et disque. Les efforts de coupe (figure 5.1) sont exprimés pour une largeur de coupe b unitaire et sont par conséquent exprimés en N/mm.

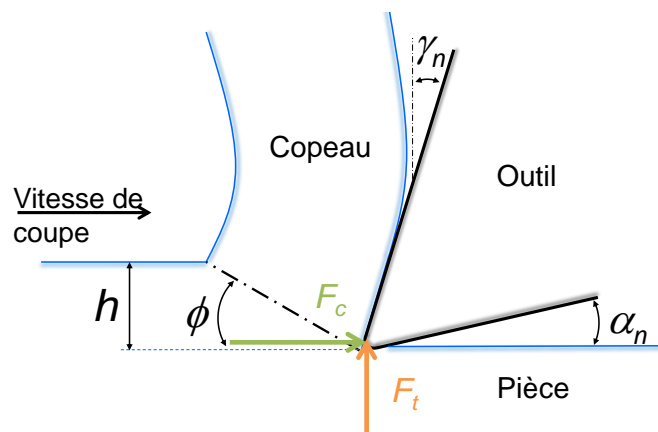


Fig. 5.1 – Orientation des efforts de coupe F_c et de pénétration F_t en coupe orthogonale.

5.1.1 Coupe orthogonale sur disques

Les résultats obtenus en coupe orthogonale sur disque permettent de mettre en évidence les phénomènes liés au diamètre usiné comme expliqué précédemment au paragraphe 4.2.1. À épaisseur indentée constante, le contact en dépouille de l'outil durant un essai de coupe

orthogonale sur disque varie d'un ΔL_c en fonction du diamètre de l'éprouvette comme le montre la figure 5.2.

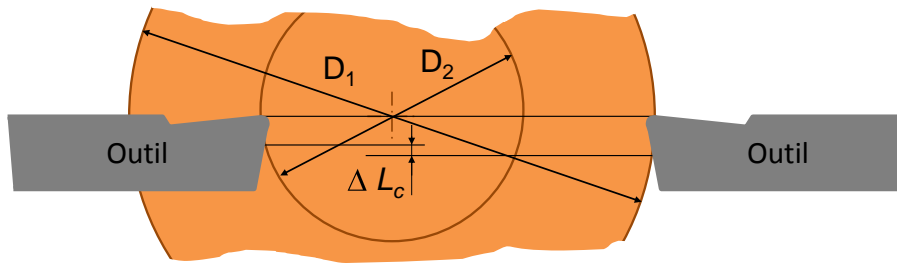


Fig. 5.2 – Variation du contact en dépouille de l'outil pour deux diamètres d'éprouvette à épaisseur indentée h_S et angle de dépouille α_n constants.

La figure 5.3 représente les efforts de coupe linéiques moyens obtenus à angle de dépouille α_n constant de 20° pour trois angles de coupe γ_n différents (10° , 20° et 30°)^a et un diamètre d'éprouvette supérieur à 80 mm. La première observation des efforts mesurés montre une augmentation de leur intensité lorsque l'épaisseur coupée h augmente et l'angle de coupe γ_n diminue.

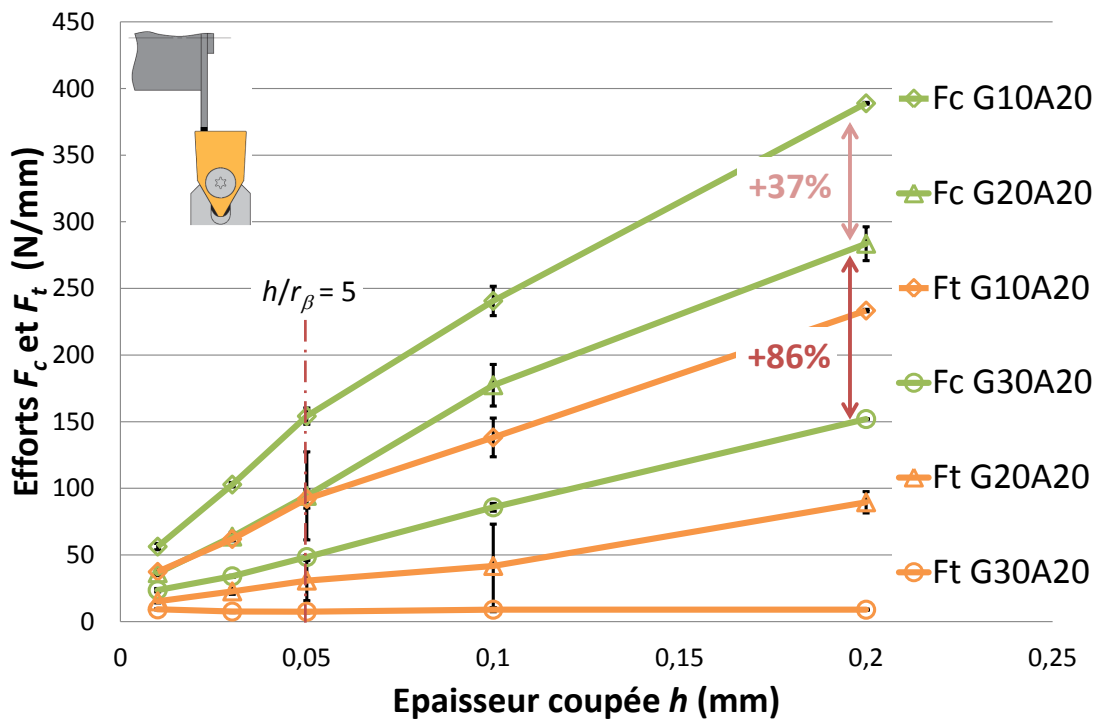


Fig. 5.3 – Efforts en coupe orthogonale sur disque à angle de dépouille constant en fonction de l'épaisseur coupée h ($V_c = 140$ m/min, $\gamma_n = 10^\circ$, 20° et 30° , $\alpha_n = 20^\circ$, $D_{usi} \geq 80$ mm).

Ce comportement est parfaitement normal et attendu, une observation plus fine révèle cependant des informations précieuses quant à l'influence de la géométrie de l'outil sur les efforts. L'effort de pénétration F_t obtenu avec un angle de coupe γ_n de 30° est pratiquement invariable avec l'augmentation de l'épaisseur coupée. Il augmente légèrement pour

a. Voir tableau 4.1.

$h = 0.01$ mm ce qui traduit un effet d'indentation plus important en dépit d'un angle de dépouille de grande dimension. L'effort de coupe F_c obtenu avec cet outil croît linéairement avec l'augmentation de h . Les efforts de coupe issus des outils d'angle de coupe γ_n de 10° et 20° ne présentent pas cette évolution linéaire et présentent un changement de pente aux voisinages de $h = 0.05$ mm. En considérant que le rayon d'arête r_β de ces outils est en moyenne de $10 \mu\text{m}$, la frontière marquant l'apparition notable d'un effet d'échelle peut être évaluée au voisinage d'un rapport $h/r_\beta \approx 5$. Cette inflexion est également nettement visible sur l'effort de pénétration F_t obtenu avec un outil dont l'angle de coupe est de 10° . L'écart entre les angles de coupe de deux outils consécutifs est de 10° , cependant, les efforts n'évoluent pas de manière proportionnelle. L'effort de coupe obtenu, pour une épaisseur coupée h de 0.2 mm, avec un outil dont l'angle de coupe γ_n est de 20° est de 86% plus important que celui obtenu avec un angle de 30° . Cette augmentation d'effort n'est plus que de 37% lorsque l'angle de coupe passe de 20° à 10° . Ces observations se vérifient pour les angles de dépouille les plus faibles (5°) comme le montre la figure 5.5. Dans ce cas, la longueur en dépouille de l'outil frottant sur la surface usinée de la matière est, en théorie, plus marquée comme le montre la figure 5.4. L'effort de coupe obtenu, pour une épaisseur coupée h de 0.2 mm, avec un outil dont l'angle de coupe γ_n est de 20° est 75% plus grand que celui obtenu avec un angle de 30° , soit une augmentation moins importante qu'avec les grands angles de dépouille. Cette augmentation est de 19% lorsque l'angle de coupe passe de 20° à 10° , les phénomènes en dépouille étant initialement importants. La frontière $h/r_\beta \approx 5$ est également marquée par une légère inflexion de la courbe.

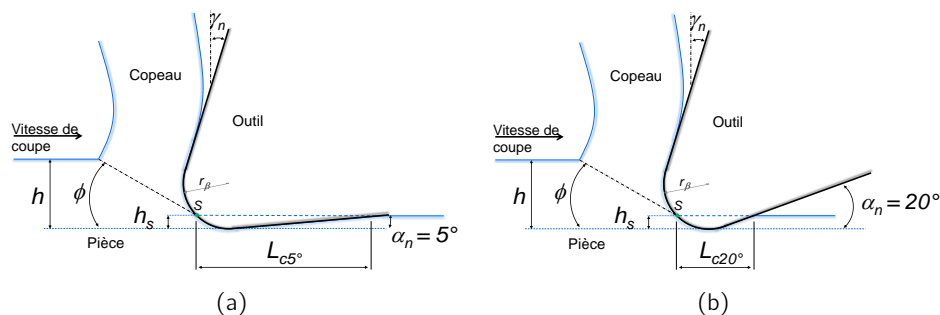


Fig. 5.4 – Variation de la longueur du contact en dépouille à épaisseur indentée h_s constante pour (a) $\alpha_n = 5^\circ$ et (b) $\alpha_n = 20^\circ$.

La figure 5.6 présente les résultats d'efforts pour un angle de coupe γ_n constant de 30° . L'angle de dépouille α_n , lorsqu'il est faible, contribue à faire augmenter les efforts de coupe F_c et de pénétration F_t , soit un effet analogue à celui relevé pour l'angle de coupe γ_n . L'effort de coupe F_c obtenu, pour une épaisseur coupée h de 0.2 mm, avec un outil dont l'angle de dépouille α_n est de 10° , est plus important de 12% que celui obtenu avec un angle de 20° . L'augmentation est de 7% pour un passage de 10° à 5° soit une progression *quasi* linéaire. L'évolution de l'effort de pénétration F_t est plus impressionnante car l'effort pour un outil dont l'angle de dépouille α_n est de 10° est 138% plus important que celui obtenu avec un angle de 20° , l'augmentation est de 53% pour un passage de 10° à 5° .

Les niveaux d'efforts sont identiques pour les très faibles épaisseurs coupées, les écarts entre les différents angles de dépouille ne se matérialisent que pour des épaisseurs coupées h plus importantes. Une explication à ce phénomène voudrait que la composante d'effort issue du contact avec la face en dépouille soit issue d'une même surface de contact lorsque l'épaisseur coupée est $h = 0.01$ mm, *i.e.* un contact restreint au rayon d'arête. Pour les

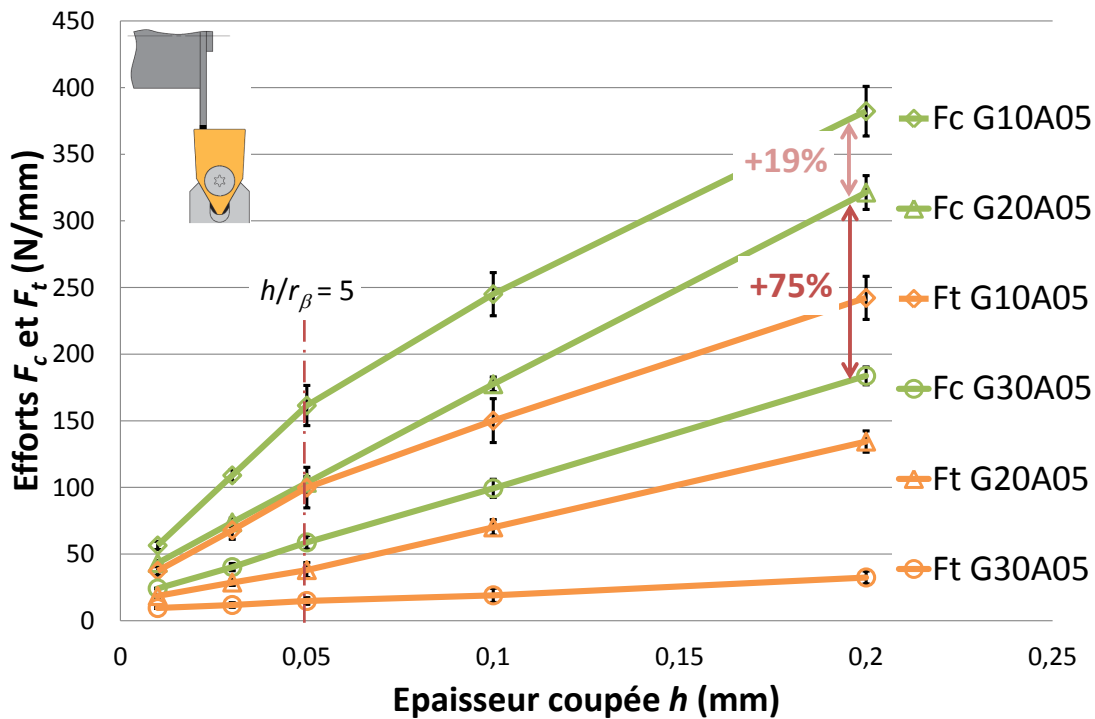


Fig. 5.5 – Efforts en coupe orthogonale sur disque à angle de dépouille constant en fonction de l'épaisseur coupée h ($V_c = 140$ m/min, $\gamma_n = 10^\circ, 20^\circ$ et 30° , $\alpha_n = 5^\circ$, $D_{usi} \geq 80$ mm).

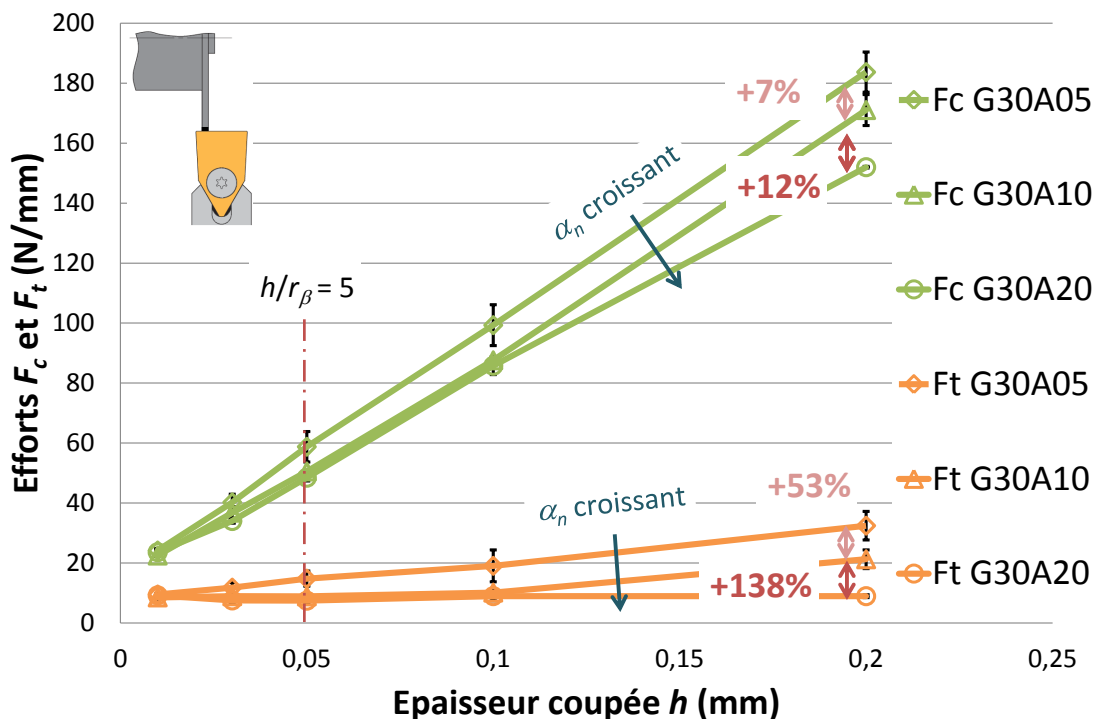


Fig. 5.6 – Efforts en coupe orthogonale sur disque à angle de coupe constant en fonction de l'épaisseur coupée h ($V_c = 140$ m/min, $\gamma_n = 30^\circ$, $\alpha_n = 5^\circ, 10^\circ$ et 20° , $D_{usi} \geq 80$ mm).

épaisseurs coupées plus importantes, la surface de contact s'étend au delà du rayon r_β sur la face en dépouille, ce qui la rend fonction de l'angle de dépouille α_n . L'incertitude de mesure augmente à mesure que l'angle de dépouille se réduit, ce qui traduit l'introduction de phénomènes dont la répétabilité n'est pas garantie.

Afin d'explorer l'effet que peut avoir le diamètre de l'éprouvette sur les efforts, des essais ont été réalisés sur de grandes amplitudes de diamètre usiné faisant ainsi varier significativement le contact sur la face en dépouille (5.2). La figure 5.7a montre les résultats de deux essais réalisés dans les mêmes conditions avec un outil adapté à la coupe du cuivre possédant un angle de dépouille α_n de 20° .

Les courbes ne montrent pas d'augmentation significative des efforts, la dispersion n'étant que de 10% pour F_c et 2% pour F_t . L'angle de dépouille semble suffisamment important, en complément d'un angle de coupe adapté au matériau, pour ne pas générer de contact exagéré sur la face en dépouille, ni introduire un effet d'indentation notable. En effet, l'angle de dépouille α_n ne semble pas avoir un effet isolé sur la variation des efforts en fonction du diamètre. L'effet du diamètre usiné ne devient visible, pour un angle de coupe γ_n de 30° , qu'à partir d'un angle de dépouille de 5° où l'effort de pénétration F_t présente une augmentation de 30% pour une variation de 125% du diamètre avec $h = 0.2$ mm, l'effort de coupe F_c n'augmentant que de 15%^b. La figure 5.7b montre qu'un outil d'angle de coupe de 10° produit une augmentation significative des efforts lorsque le diamètre de l'éprouvette augmente, cela en dépit d'un angle de dépouille α_n de 20° .

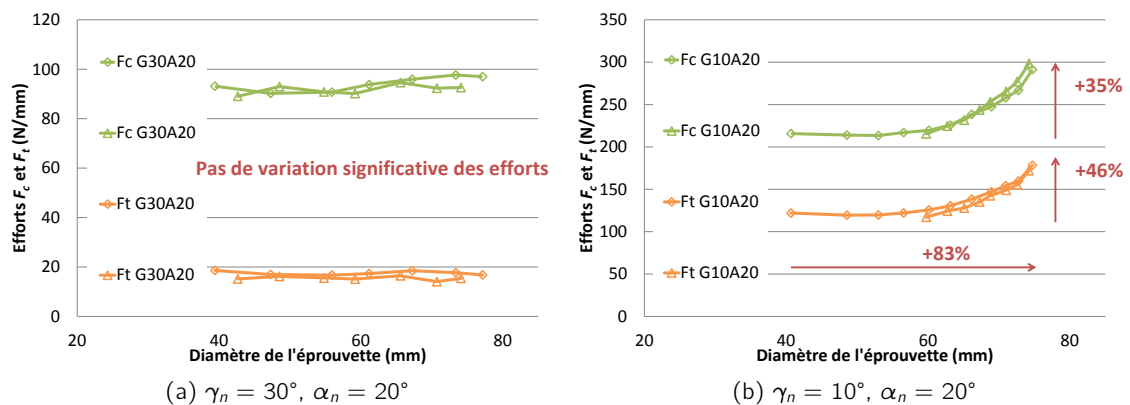


Fig. 5.7 – Efforts en coupe orthogonale sur disque en fonction du diamètre de l'éprouvette ($V_c = 140$ m/min, $h = 0.1$ mm, deux essais identiques par configuration).

L'allure des efforts de la figure 5.7b peut être affectée par une légère augmentation de la dureté de l'éprouvette comme cela a été exposé dans le paragraphe 3.1. Une autre raison pouvant expliquer cette allure serait un effet de l'échauffement du matériau usiné, le Cu-c2 ayant une excellente conductivité thermique^c, la température initiale à laquelle le matériau est cisailé varie entre le début et la fin de l'essai. Aucune mesure de température n'a cependant été effectuée durant ces travaux de thèse pour vérifier cette hypothèse. La pression générée à la base de la bande de cisaillement, dans le cas d'un usinage réalisé avec une géométrie de coupe inadaptée au matériau, serait suffisamment élevée pour introduire une déformation élastique en sous-surface qui, en se relaxant, générerait un contact important en dépouille dont l'image serait cette brutale augmentation d'effort comme l'illustre la figure 5.8. Ce

b. Les moyens d'acquisition présentent une dérive dans le temps qui peut perturber les mesures sur une durée étendue. Voir le paragraphe 4.1.2.

c. Voir tableau 3.1.

constat se vérifie pour la même géométrie d'angle de coupe avec les angles de dépouille de 5° et 10° où les mêmes allures de courbes sont observées.

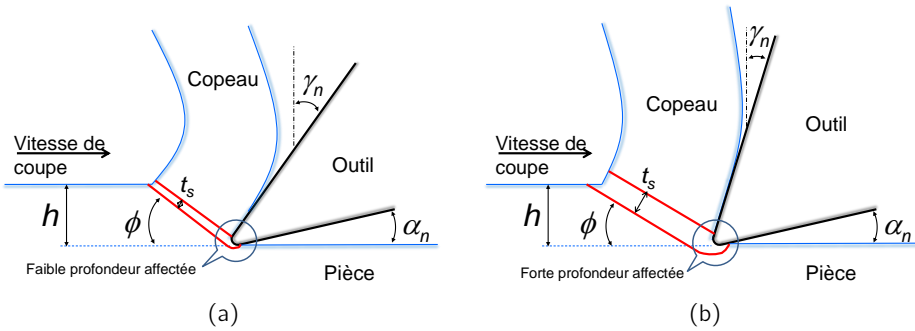


Fig. 5.8 – Variation de la bande de cisaillement et effet sur la profondeur affectée pour (a) un angle de coupe fortement positif et (b) un angle de coupe plus faible.

Pour simuler l'effet du diamètre de l'éprouvette, un coefficient de correction $C_{Dia,i}$ pour $R_{usi} \in [0, \infty]$ compris entre 0 (pour $R_{usi} = 0$) et 1 selon une allure sigmoïde (figure 5.9a) est proposé en équation (5.1) où α_n est l'angle de dépouille, h l'épaisseur coupée, $R_{usi} = D_{usi}/2$ le rayon du disque usiné et a_i un paramètre à déterminer. Le premier facteur représente l'angle de dépouille en travail α_{ne} , fonction des vitesses d'avance et de coupe (figure 4.6b). Le second facteur est lié à l'effet direct du diamètre de la pièce. Le paramètre a_i , dont la valeur doit être déterminée pour chaque composante d'effort F_c et F_t^d , représente la sensibilité et varie selon l'angle de coupe de l'outil employé.

$$C_{Dia,i} = \frac{\cos\left(\alpha_n - \arctan\left(\frac{h}{2\pi R_{usi}}\right)\right) (1 - \exp(-a_i R_{usi}^2))}{\cos \alpha_n} \quad i \in \{c, t\} \quad (5.1)$$

La fonction choisie suppose l'effet du diamètre usiné fortement significatif pour une certaine plage de diamètres. La valeur du coefficient, égale à 1 pour les grands diamètres, décroît légèrement jusqu'à atteindre un seuil à partir duquel il décroît plus brutalement pour enfin atténuer sa variation au voisinage de zéro. La figure 5.9b donne une comparaison entre des efforts de coupe F_c mesurés et ceux calculés après correction à partir de leur valeur pour $D_{usi} \geq 80$ mm

De manière générale, les incertitudes de mesures sont également plus importantes avec les géométries d'angle de coupe γ_n de 20° et 10°. Qualitativement, les outils d'angle de coupe de 20° et 10° génèrent des vibrations importantes pour les plus faibles épaisseurs coupées. La présence de bavures latérales (figure 5.10) pour ces deux géométries de coupe traduit qu'une partie de la matière est refoulée vers les faces libres de l'éprouvette. Ce phénomène peut avoir un impact non négligeable, s'il est mal appréhendé, sur la comparaison qui pourra être faite entre les efforts mesurés et modélisés. La figure 5.11 indique que la largeur totale de la bavure (somme des largeurs des deux bavures latérales) évolue linéairement avec l'épaisseur coupée h . Cette bavure étant une image de la matière refoulée sous l'outil par effet d'indentation, cette analyse montre que, pour une géométrie non adaptée à la coupe du Cu-c2, l'épaisseur coupée h a une influence sur l'épaisseur affectée du matériau, cela en raison du principe de conservation du volume. Concernant les efforts, afin de respecter l'équilibre de forces avec les efforts en dépouille de l'outil, les forces de cisaillement doivent s'atténuer jusqu'à atteindre une valeur nulle en bordure d'éprouvette comme le montrent sur la figure 5.10b

d. Les valeurs de a_c et a_t sont généralement proches.

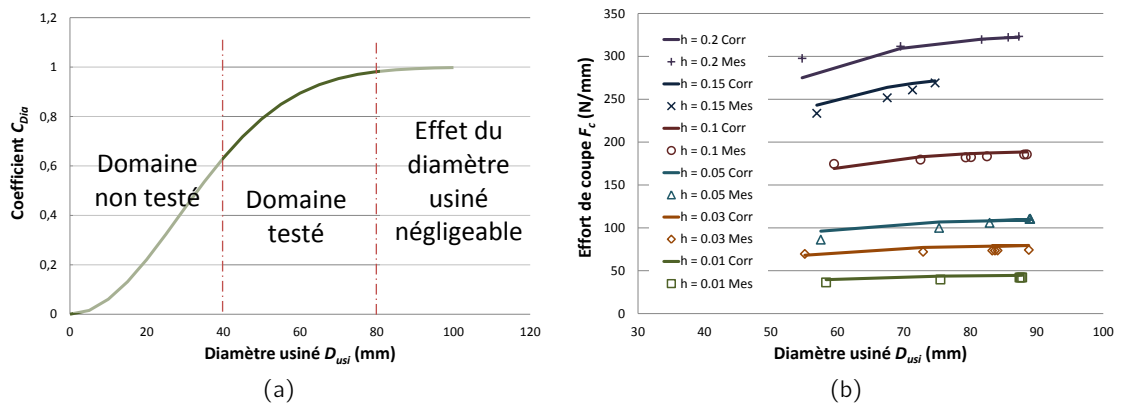


Fig. 5.9 – (a) Evolution du coefficient de correction C_{Dia} et (b) résultats de son application sur un échantillon de mesures de F_c ($V_c = 140$ m/min, $\gamma_n = 20^\circ$, $\alpha_n = 10^\circ$, $a_c = 625 \cdot 10^{-6}$).

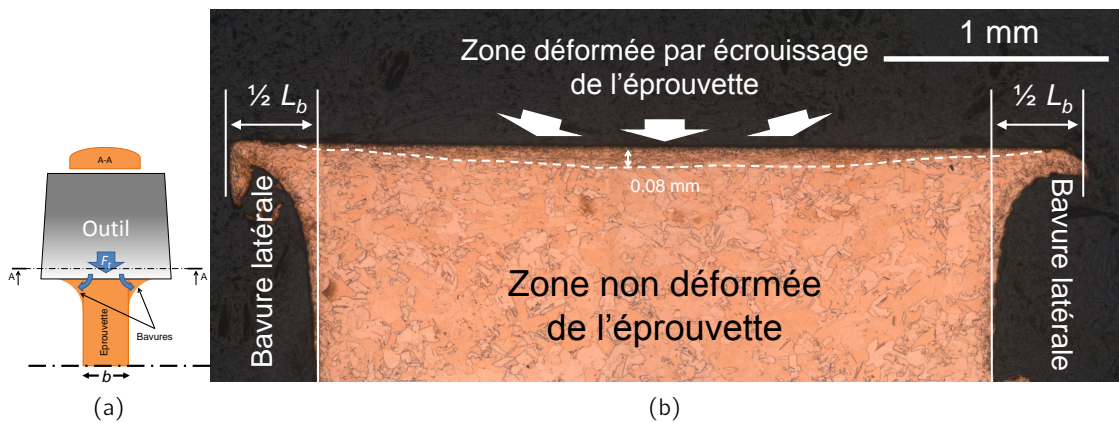


Fig. 5.10 – (a) Schéma de formation et (b) micrographie d'une bavure obtenue en coupe orthogonale sur disque ($V_c = 129$ m/min, $\gamma_n = 10^\circ$, $\alpha_n = 5^\circ$, $D_{usi} = 82.4$ mm, $L_{usi} = 515$ mm).

les déformations générées en profondeur. Cette hypothèse est corroborée par le profil de section en demi-lune des copeaux collectés. Cependant, la largeur de contact occasionnée par les bavures étant supérieure à la largeur initiale b de l'éprouvette, l'effet des bavures latérales peut être considéré comme mineur, et par conséquent négligé, sur les efforts mesurés durant une période brève, *i.e.* lorsque la largeur totale de la bavure est inférieure à 10% de la largeur de l'éprouvette. Dans le cas des mesures réalisées afin d'identifier l'effet du diamètre usiné, comme celles présentées sur la figure 5.7b, les bavures mesurées prennent des dimensions importantes. Or la répétabilité entre les deux essais présentés a montré que la compensation de la variation des efforts le long de l'arête vis-à-vis de l'augmentation de la largeur de l'éprouvette est une hypothèse acceptable. Les efforts de référence utilisés pour la modélisation se limiteront à des largeurs de bavures faibles par principe de précaution.

Les observations réalisées avec la caméra^e montrent que l'angle de cisaillement primaire ϕ varie en fonction de l'angle de coupe γ_n de l'outil. Sa valeur n'est pas significativement impactée par la variation du diamètre^f ni par les bavures latérales.

e. Voir paragraphe 4.2.2.

f. Cette remarque n'est pas valable dans le cas d'une importante variation du diamètre lors d'un usinage

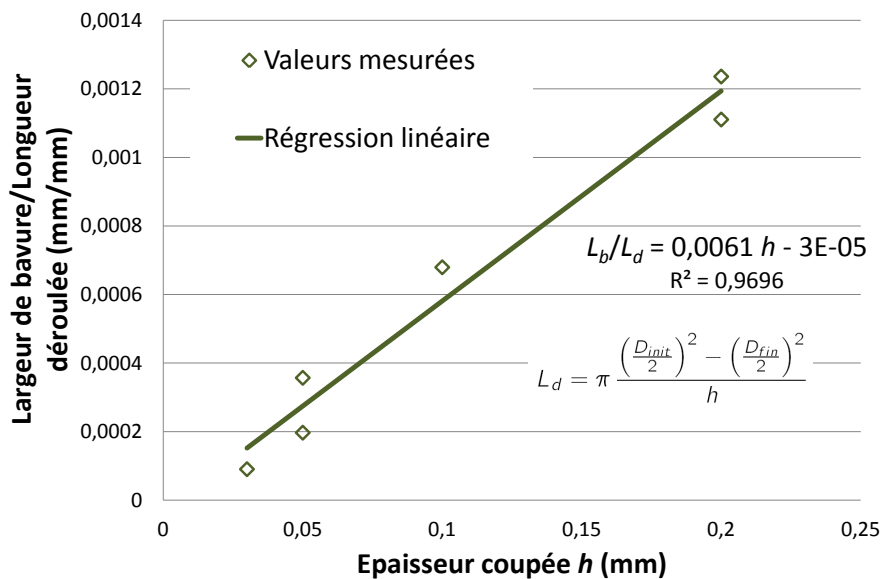


Fig. 5.11 – Largeur totale de bavure par unité de copeau déroulé en fonction de l'épaisseur coupée h ($V_c = 140$ m/min, $\gamma_n = 10^\circ$, $\alpha_n = 5^\circ$).

5.1.2 Coupe orthogonale sur tubes

La coupe orthogonale sur tube est équivalente à celle réalisée sur un disque de rayon $R_{usi} = \infty$. Les remarques générales faites dans le cas des essais sur disque s'appliquent également dans le cas de la coupe orthogonale sur tube, hormis celles liées au diamètre de l'éprouvette. Pour les deux composantes d'efforts, les familles d'angles de coupe se distinguent parfaitement les unes des autres (figures 5.12 et 5.13). La logique d'augmentation des efforts, pour un angle de coupe γ_n fixé, avec la diminution de l'angle de dépouille est nettement visible. Globalement, ces efforts sont plus importants que ceux mesurés lors des essais sur disque, en raison du contact plus important de la face de dépouille de l'outil avec l'éprouvette, et serviront de base à la modélisation sans effet du diamètre usiné.

Pour les angles de coupe γ_n de 30° , les efforts mesurés sur les éprouvettes tubulaires sont en moyenne supérieurs, de 10% pour l'effort de coupe F_c et 20% pour l'effort de pénétration F_t , à ceux mesurés sur les éprouvettes disques. Dans le cas d'un outil d'angle de coupe γ_n de 10° , cette augmentation est en moyenne de 30%, mais est fortement marquée pour les très faibles épaisseurs coupées. La contrainte de cisaillement primaire peut être calculée à partir de la relation (2.37) bien qu'englobant toute action mécanique issue de la face de dépouille. Cette analyse, dont le résultat est donné figure 5.14, montre que cette contrainte « apparente » est supérieure ou égale à 250 MPa et ne se stabilise que dans le cas où $h/r_\beta \geq 5$. En effet, en deçà de ce ratio, la contrainte apparente augmente brusquement en raison d'un effet d'indentation et d'un frottement en dépouille notables. Par ailleurs, pour les valeurs supérieures à $h/r_\beta \geq 5$ et des angles de coupe γ_n de 10° et 20° , cette contrainte apparente est supérieure à 250 MPa en raison des efforts importants induits par l'effet d'indentation.

La mesure des épaisseurs du copeau a montré que les valeurs d'angle de cisaillement ϕ mesurées durant les essais sur éprouvettes tubulaires ne diffèrent pas des valeurs déterminées au travers des observations vidéo des essais de coupe sur éprouvettes disque. Le type de l'éprouvette n'a par conséquent pas d'influence significative sur la valeur prise par l'angle ϕ .

à vitesse de coupe constante, en particulier si le diamètre usiné est de petite dimension (voir la figure A-2). Pour les faibles variations du diamètre, cas de la figure 4.6a, la variation de ϕ est en réalité négligeable.

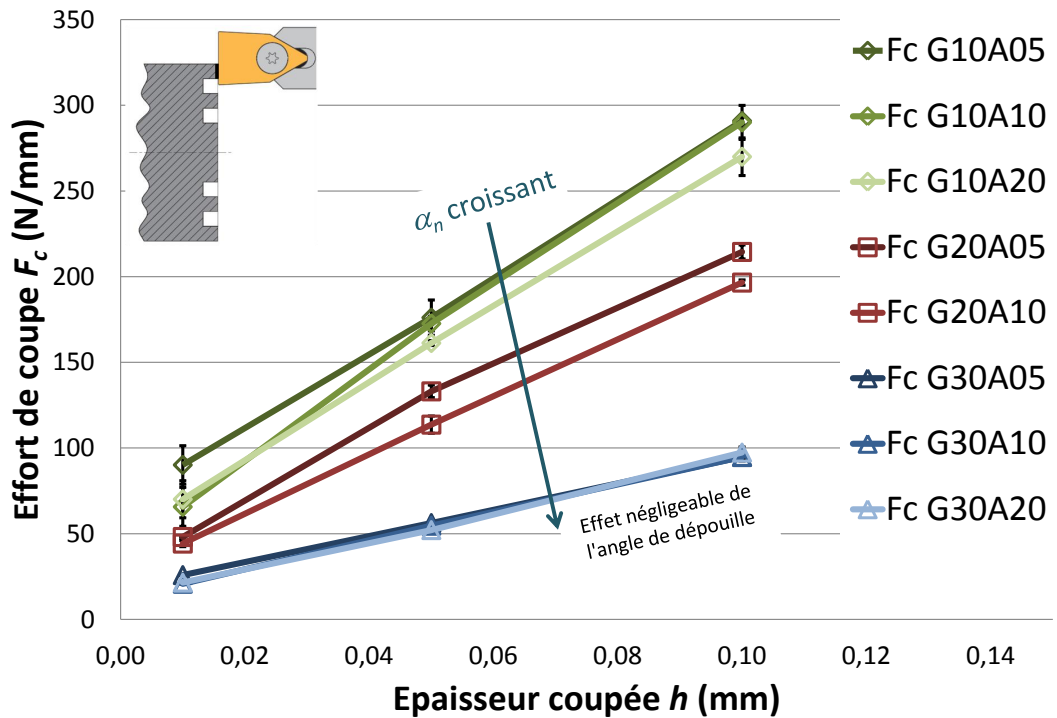


Fig. 5.12 – Efforts de coupe en coupe orthogonale sur tube en fonction de l'épaisseur coupée h ($V_c = 140$ m/min, $\gamma_n = 10^\circ, 20^\circ$ et 30° , $\alpha_n = 5^\circ, 10^\circ$ et 20°).

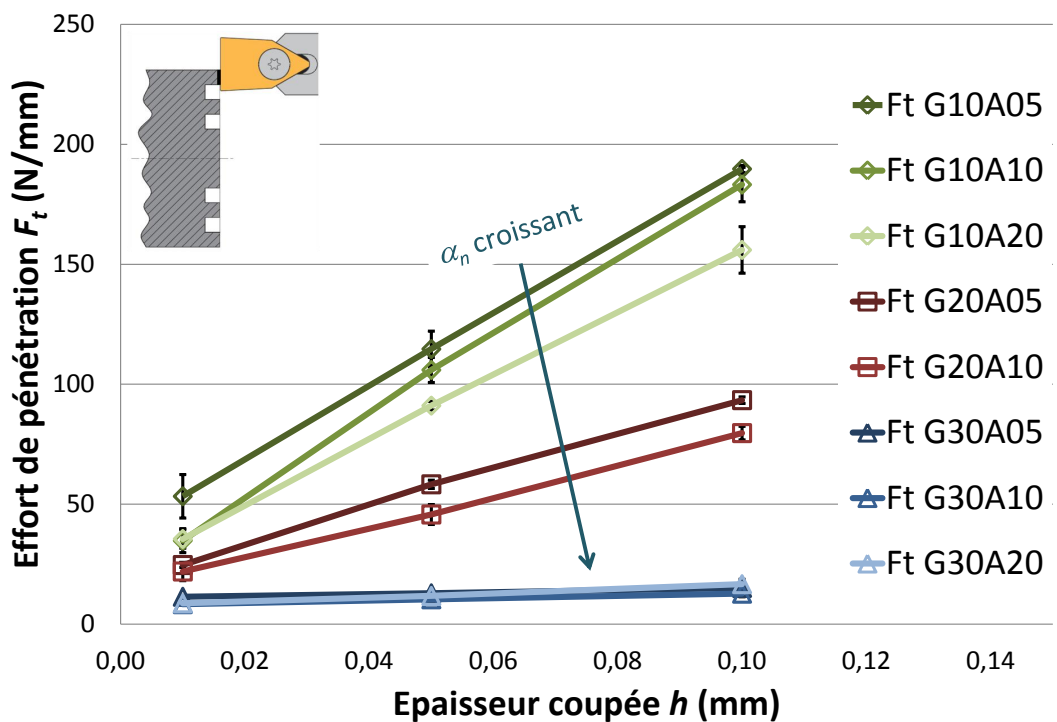


Fig. 5.13 – Efforts de pénétration en coupe orthogonale sur tube en fonction de l'épaisseur coupée h ($V_c = 140$ m/min, $\gamma_n = 10^\circ, 20^\circ$ et 30° , $\alpha_n = 5^\circ, 10^\circ$ et 20°).

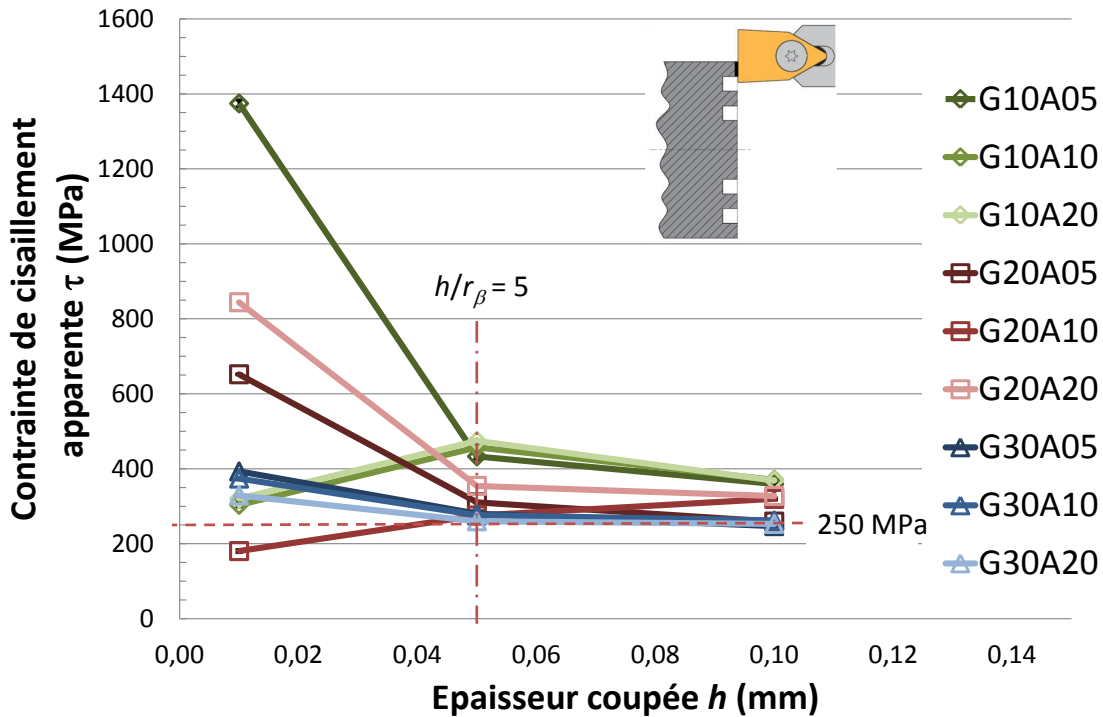


Fig. 5.14 – Contrainte de cisaillement apparente τ en fonction de l'épaisseur coupée h ($V_c = 140$ m/min, $\gamma_n = 10^\circ, 20^\circ$ et 30° , $\alpha_n = 5^\circ, 10^\circ$ et 20°).

Par conséquent, l'angle ϕ peut être déterminé, peu importe le type d'essai.

5.1.3 Conclusions des observations expérimentales

Une analyse de la variance (tableaux 5.1 et 5.2) effectuée à partir des résultats des essais sur tube en valeur centrée réduite montre que trois paramètres influencent principalement les efforts, à savoir l'épaisseur coupée h , l'angle de coupe γ_n et le couplage de ces deux paramètres. Le plan d'expérience n'est pas orthogonal et ne fait pas intervenir le rayon d'arête r_β car ce dernier varie d'un outil à l'autre. De plus, l'ordre des effets pour les deux composantes d'efforts est différent, l'épaisseur coupée h a le plus d'effet sur F_c tandis que γ_n a le plus d'effet sur F_t . L'angle de dépouille α_n a un effet faible sur les efforts de coupe mais significatif en considérant le seuil de rejet de 1%. Cependant l'observation qualitative des efforts dans les configurations disque et tube permettent de tirer certaines conclusions.

Variable	Effet	%	ddl	Variance	Fisher F	$F_{0.05}$
h	9616.98	54.91	2	48084.49	1332.25	8.649
γ_n	63626.92	36.33	2	31813.46	881.44	8.649
$h\gamma_n$	14046.64	8.02	4	3511.66	97.30	7.006
α_n	684.47	0.39	2	342.24	9.48	8.649
$\gamma_n\alpha_n$	271.18	0.15	4	67.80	1.88	7.006
$h\alpha_n$	53.65	0.15	4	13.41	0.37	7.006
Résidu	288.74	0.16	8	36.09		
Total	175140.59	100	26			

Tab. 5.1 – Analyse de la variance de l'effort de coupe F_c mesurés sur tube.

Variable	Effet	%	ddl	Variance	Fisher F	F _{0.05}
γ_n	41138.60	54.39	2	20569.30	857.34	8.649
h	20290.77	26.82	2	10145.38	422.87	8.649
$h\gamma_n$	12738.89	16.84	4	3184.72	132.74	7.006
α_n	740.77	0.98	2	370.39	15.44	8.649
$\gamma_n\alpha_n$	467.55	0.62	4	116.89	4.81	7.006
$h\alpha_n$	74.01	0.11	4	18.50	0.77	7.006
Résidu	191.94	0.25	8	23.99		
Total	75642.53	100	26			

Tab. 5.2 – Analyse de la variance de l'effort de pénétration F_t mesuré sur tube.

En résumé, ces essais ont montré que :

- Les efforts augmentent lorsque l'angle de coupe γ_n diminue.
- Les efforts augmentent lorsque l'angle de dépouille α_n diminue.
- L'effet d'échelle devient significatif lorsque $h/r_\beta \leq 5$.
- Le rayon de l'éprouvette influe sur les efforts en raison du contact en dépouille variable.
- Les angles de coupe γ_n de 10° et 20° ne sont pas adaptés à la coupe du cuivre et produisent un effet d'indentation important.
- La présence de bavures latérales ne nuit pas à la qualité des mesures d'efforts, en particulier si elles restent modestes.

Les différentes modélisations qui seront développées dans les paragraphes suivants seront directement inspirées de ces constatations.

5.2 Modélisation phénoménologique

Ces modèles n'ont pas de sens physique et leur précision est en partie liée aux degrés de liberté qu'ils possèdent. Leur formulation mathématique définit leur évolution en fonction des paramètres d'entrée. Leur principal avantage est de ne pas nécessiter d'informations fastidieuses à collecter, telles que l'angle de cisaillement primaire par exemple, les paramètres d'entrée étant habituellement les paramètres opératoires. Les modèles présentés correspondent à un effort calculé par unité de longueur d'arête, *i.e.* pour une largeur de coupe b unitaire et sont par conséquent exprimés en N/mm. Les valeurs numériques des angles sont en degrés et les dimensions sont exprimées en millimètres. Pour les raisons expliquées au paragraphe 5.1.2, les modèles sont développées à partir des résultats des essais de coupe orthogonale sur les éprouvettes de type tube.

5.2.1 Modèle linéaire

En première approximation, un modèle linéaire structuré comme une somme de produits de constantes par un ou plusieurs paramètres opératoires est présenté. L'évolution quasi-linéaire des efforts obtenus avec les outils d'angle de coupe γ_n de 30°, adapté à la coupe du matériau Cu-c2, motive ce choix. Ce modèle, donné en équation (5.2), comporte 6 constantes par composante d'efforts, F_c et F_t , soit un total de 12 constantes. Le coefficient $C_{Dia,i}$ de

l'équation (5.1) est introduit pour compenser l'effet du diamètre de l'éprouvette.

$$\begin{cases} F_c = C_{Dia,c} \left(a_0 + a_1 h + a_2 \gamma_n + a_3 \alpha_n + a_4 h \gamma_n + a_5 \frac{h}{r_\beta} \right) \\ F_t = C_{Dia,t} \left(b_0 + b_1 h + b_2 \gamma_n + b_3 \alpha_n + b_4 h \gamma_n + b_5 \frac{h}{r_\beta} \right) \end{cases} \quad (5.2)$$

Ces paramètres ont été sélectionnés en raison des conclusions tirées des observations expérimentales :

Epaisseur coupée h : L'épaisseur coupée h est le principal facteur influençant l'évolution des efforts. Son effet est positif, plus h est grand et plus les efforts augmentent.

Angle de coupe γ_n : L'angle de coupe γ_n est un facteur influençant l'augmentation plus ou moins rapide des efforts avec l'augmentation de l'épaisseur coupée. Employé dans sa valeur brute, son effet est négatif ; plus γ_n est grand et plus les efforts diminuent.

Angle de dépouille α_n : L'angle de dépouille α_n a un effet analogue à l'angle de coupe mais dans une moindre mesure, perceptible à angle de coupe constant. Son effet est également négatif lorsque sa valeur brute est employée ; plus α_n est grand et plus les efforts issus du frottement en dépouille diminuent.

Couplage épaisseur coupée h et angle de coupe γ_n : Le couplage entre l'épaisseur coupée h et l'angle de coupe γ_n traduit l'effet conjugué de ces deux paramètres sur les contraintes générées dans le matériau favorisant l'effet d'indentation.

Rapport h/r_β : Le rapport h/r_β traduit l'échelle de la coupe. Il matérialise la frontière à partir de laquelle l'effet d'indentation est négligeable. Son effet est négatif, plus il est faible et plus les efforts augmentent rapidement.

Les constantes a_0 et b_0 sont des composantes continues représentant le cas où h , γ_n et α_n seraient nuls. Les valeurs que prennent ces paramètres fournissent une information sur la valeur du modèle dans le cas d'un frottement simple d'un outil dénué de dépouille. Etalonné à partir d'une régression linéaire des moindres carrés des écarts relatifs à partir des données expérimentales collectées durant les essais sur tube afin de ne pas introduire l'effet du diamètre usiné, le modèle prend les valeurs données dans le tableau 5.3. Le système résolu est surdéterminé car comporte quatre fois plus d'équations que les six nécessaires, soit 24 résultats d'essais. Comme prévu, l'épaisseur coupée h présente l'effet le plus important, suivi du couplage entre l'épaisseur h et l'angle de coupe γ_n , ce dernier effet étant par ailleurs négatif. La composante continue est relativement importante pour ce modèle. Les figures 5.15 et 5.16, donnant un exemple d'efforts modélisés à partir des données du tableau 5.3 pour deux outils d'angle de coupe γ_n de 30° et deux outils d'angle de coupe γ_n de 10° , illustrent qu'il n'y a pas de changement de pente pour les épaisseurs coupées les plus faibles comme cela a pu être observé expérimentalement⁹. La contribution de l'angle de dépouille α_n se révèle négligeable dans ce modèle comme le suggèrent les valeurs prises par les facteurs a_3 et b_3 dans le tableau 5.3. D'une manière générale, les efforts modélisés via l'équation (5.2) sont surestimés lorsque ils atteignent leur niveau le plus élevé. Ce modèle présente une évolution

Constantes de l'effort F_c		Constantes de l'effort F_t	
a_0	= 81.11	b_0	= 27.49
a_1	= 3449.25	b_1	= 2304.77
a_2	= -1.93	b_2	= -0.62
a_3	= -0.88	b_3	= -0.05
a_4	= -78.76	b_4	= -72.85
a_5	= -2.48	b_5	= -0.55
R^2	= 0.994	R^2	= 0.969

Tab. 5.3 – Coefficients du modèle (5.2) et coefficients de détermination R^2 après identification à partir des résultats des essais en coupe orthogonale sur tube.

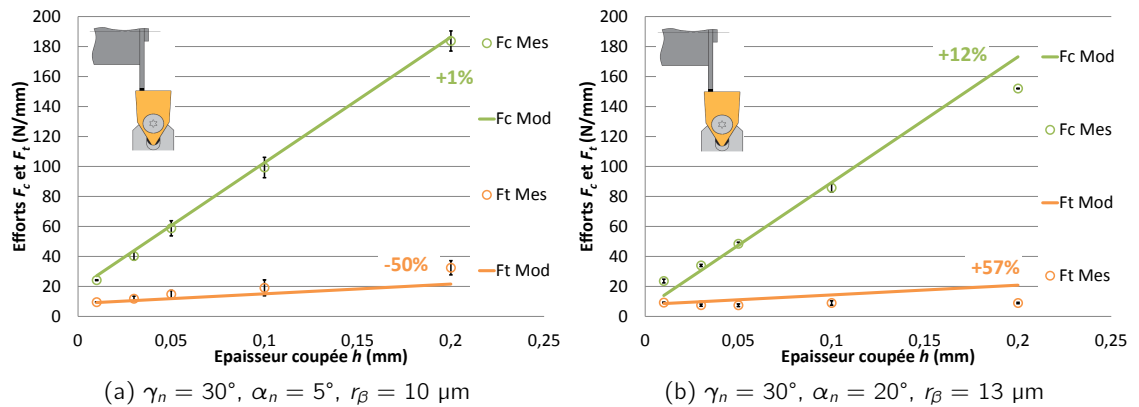


Fig. 5.15 – Efforts de coupe et de pénétration mesurés en coupe orthogonale sur disque (valeurs distinctes) et modélisés à partir de la relation (5.2) (lignes continues) en fonction de l'épaisseur coupée h ($V_c = 140$ m/min, $D_{usi} \geq 80$ mm).

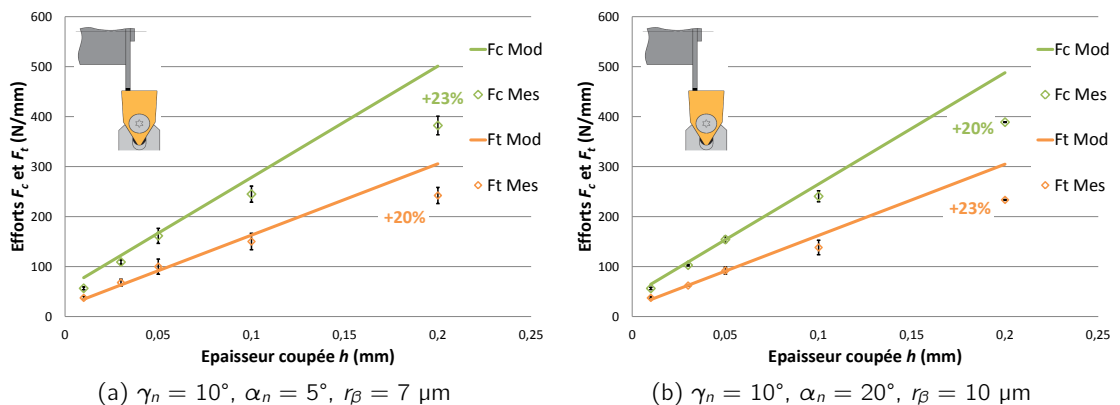


Fig. 5.16 – Efforts de coupe et de pénétration mesurés en coupe orthogonale sur tube (valeurs distinctes) et modélisés à partir de la relation (5.2) (lignes continues) en fonction de l'épaisseur coupée h ($V_c = 140$ m/min, $D_{usi} \geq 80$ mm).

linéaire des efforts, ce qui reste une approximation grossière en raison des observations faites des phénomènes tels que ceux énoncés au paragraphe 5.1. Cependant, les résultats donnés par ce modèle sont, en moyenne, un compromis de la réalité assez fidèle, information corrélée par les coefficients de détermination R^2 donnés dans le tableau 5.3.

5.2.2 Modèle logarithmique

Afin de mieux matérialiser le changement de pente observé sur les efforts au voisinage du rapport $h/r_\beta \approx 5$, un modèle analogue à celui employé par Reddy *et al.* (2001) a été formulé. Ce modèle est de type « puissance » mais présenté sous sa version linéarisée sous forme d'une somme de logarithmes naturels facilitant son identification. Ce modèle, donné en équation (5.3), comporte 6 constantes par composante d'efforts, F_c et F_t , soit un total de 12 constantes. Les paramètres opératoires sélectionnés sont identiques à ceux employés par le modèle (5.2) en raison des effets précédemment énoncés. Le coefficient $C_{Dia,i}$ de l'équation (5.1) s'applique également pour compenser l'effet du diamètre de l'éprouvette.

$$\begin{cases} F_c &= C_{Dia,c} K_c h \\ \ln K_c &= a_0 + a_1 \ln h + a_2 \ln \gamma_n + a_3 \ln \alpha_n + a_4 \ln \gamma_n \ln h + a_5 \ln \frac{h}{r_\beta} \\ F_t &= C_{Dia,t} K_t h \\ \ln K_t &= b_0 + b_1 \ln h + b_2 \ln \gamma_n + b_3 \ln \alpha_n + b_4 \ln \gamma_n \ln h + b_5 \ln \frac{h}{r_\beta} \end{cases} \quad (5.3)$$

Les coefficients a_i et b_i représentent des puissances et non plus de simples facteurs. Les valeurs numériques prises par les coefficients du modèle (5.3) sont donnés dans le tableau 5.4. Les coefficients de détermination R^2 obtenus durant l'identification par régression linéaire des moindres carrés des écarts relatifs de ce modèle témoignent que ce modèle est moins représentatif de la réalité que la précédente formulation. Le système résolu est surdéterminé car il comporte quatre fois plus d'équations que les six nécessaires, soit 24 essais. Les figures

Constantes de l'effort F_c		Constantes de l'effort F_t	
a_0	= 16.56	b_0	= 24.25
a_1	= 0.79	b_1	= 2.15
a_2	= -1.17	b_2	= -2.89
a_3	= -0.30	b_3	= -0.57
a_4	= 0.04	b_4	= -0.21
a_5	= -1.27	b_5	= -2.00
R^2	= 0.987	R^2	= 0.988

Tab. 5.4 – Coefficients du modèle (5.3) et coefficients de détermination R^2 après identification en coupe orthogonale sur tube.

5.17 et 5.18 montrent l'allure des efforts modélisés pour deux outils d'angle de coupe 30° et deux outils d'angle de coupe 10° comparés aux efforts mesurés dans le cas d'usinages sur éprouvette disque de grand diamètre. Les résultats s'avèrent satisfaisants pour les plus petites épaisseurs coupées mais divergent lorsque h devient grand, en particulier pour l'effort de coupe F_c lorsque l'angle de dépouille α_n est important (figure 5.17b). Comme pour le précédent modèle, l'effet de l'angle en dépouille α_n n'est pas significatif. Le coefficient

g. Les courbes des efforts modélisés ne passent pas par tous les points car les constantes du tableau 5.3 sont déterminées pour toutes les configurations testées.

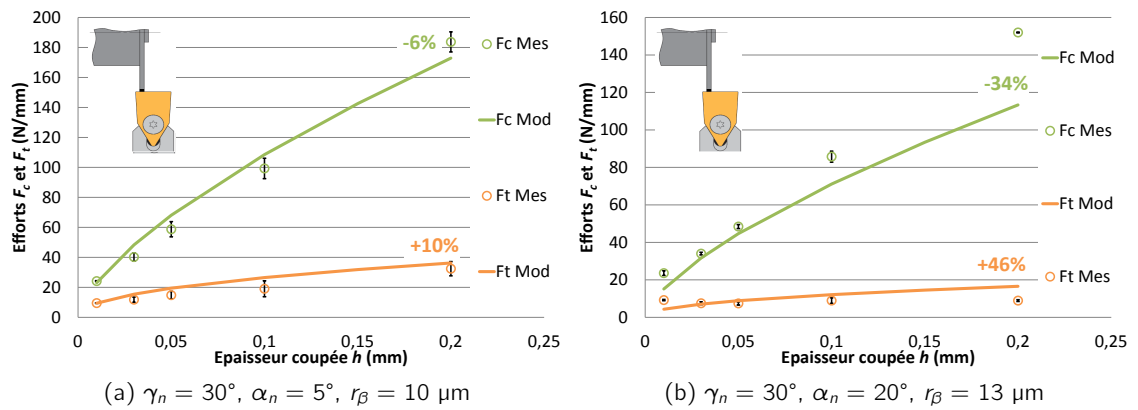


Fig. 5.17 – Efforts de coupe et de pénétration mesurés en coupe orthogonale sur disque (valeurs distinctes) et modélisés à partir de la relation (5.3) (lignes continues) en fonction de l'épaisseur coupée h ($V_c = 140$ m/min, $D_{usi} \geq 80$ mm).

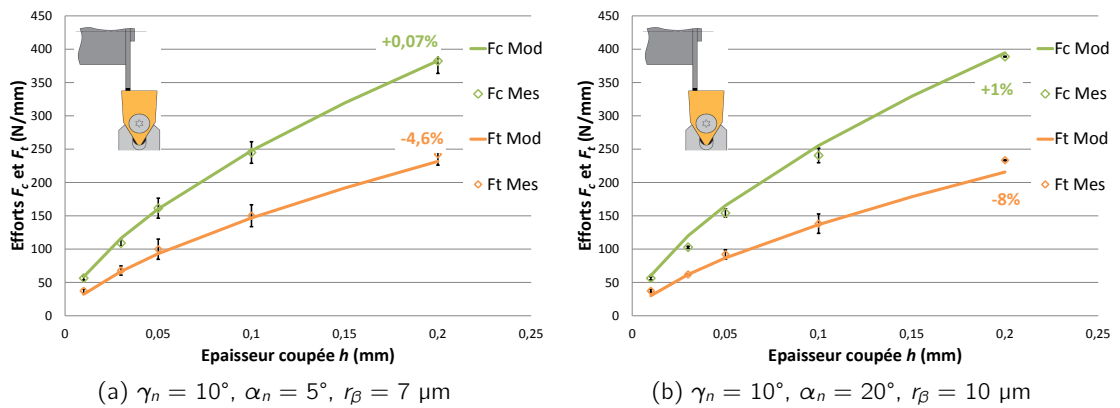


Fig. 5.18 – Efforts de coupe et de pénétration mesurés en coupe orthogonale sur tube (valeurs distinctes) et modélisés à partir de la relation (5.3) (lignes continues) en fonction de l'épaisseur coupée h ($V_c = 140$ m/min, $D_{usi} \geq 80$ mm).

de détermination R^2 pour l'effort F_t de ce modèle (tableau 5.4) montre une amélioration par rapport au **modèle linéaire** présenté précédemment. Cependant, la composante F_c est dégradée comme le montrent les résultats de la figure 5.18b. Cette formulation produit le plus faible résidu lors de son identification. Le modèle semble suivre la tendance d'évolution des efforts dans le cas des angles de coupe γ_n faibles. Dans le cas où la coupe se produit dans de bonnes conditions — angle de coupe γ_n de 30° et absence de bavures latérales — le modèle n'est pas représentatif. La précision du modèle est globalement améliorée mais les différences de comportement entre les outils d'angle de coupe γ_n de 10° et 20° et ceux d'angle de coupe γ_n de 30° ne sont pas reproduites par cette formulation.

5.2.3 Conclusions sur les modèles phénoménologiques

Les modèles phénoménologiques présentent un sens physique extrêmement restreint. Leur particularité est de contenir un nombre de degrés de liberté suffisamment important pour permettre au modèle d'être le plus représentatif possible des phénomènes observés. En dépit

de coefficients de détermination très proches de 1 lors de l'identification à partir d'essais de coupe orthogonale sur tube, le modèle linéaire ne reproduit pas l'évolution des efforts sur une large plage d'épaisseurs coupées h mais se révèle précis localement. Le modèle (5.3) décrivant un comportement non linéaire, donc plus proche des phénomènes observés, est le plus représentatif des phénomènes observés bien que plus adapté au comportement des outils d'angle de coupe γ_n de 10° et 20° .

Les modèles phénoménologiques ne remplissent pas parfaitement les exigences d'un modèle d'efforts s'adaptant à des familles d'outils et de matériaux. Identifiés pour d'importantes variations des paramètres d'entrée, une faible variation de ceux-ci a généralement un impact important sur les sorties. Ce type de formulation est donc réservé aux applications stables et parfaitement contrôlées.



Approche analytique des efforts de coupe

L'approche analytique de la modélisation des efforts permet de décrire les phénomènes à partir de relations faisant intervenir la géométrie de la zone de formation du copeau ainsi que des principes mécaniques. Cette approche, dont le principe est donné en figure 6.1 est plus transparente que les modèles phénoménologiques et permet de généraliser plus facilement le modèle, ce qui est un aspect positif dans le cas d'une démarche de type Couple-Arête-Matière. Ce chapitre présente la mise en œuvre d'un tel modèle, de son identification jusqu'à son utilisation.

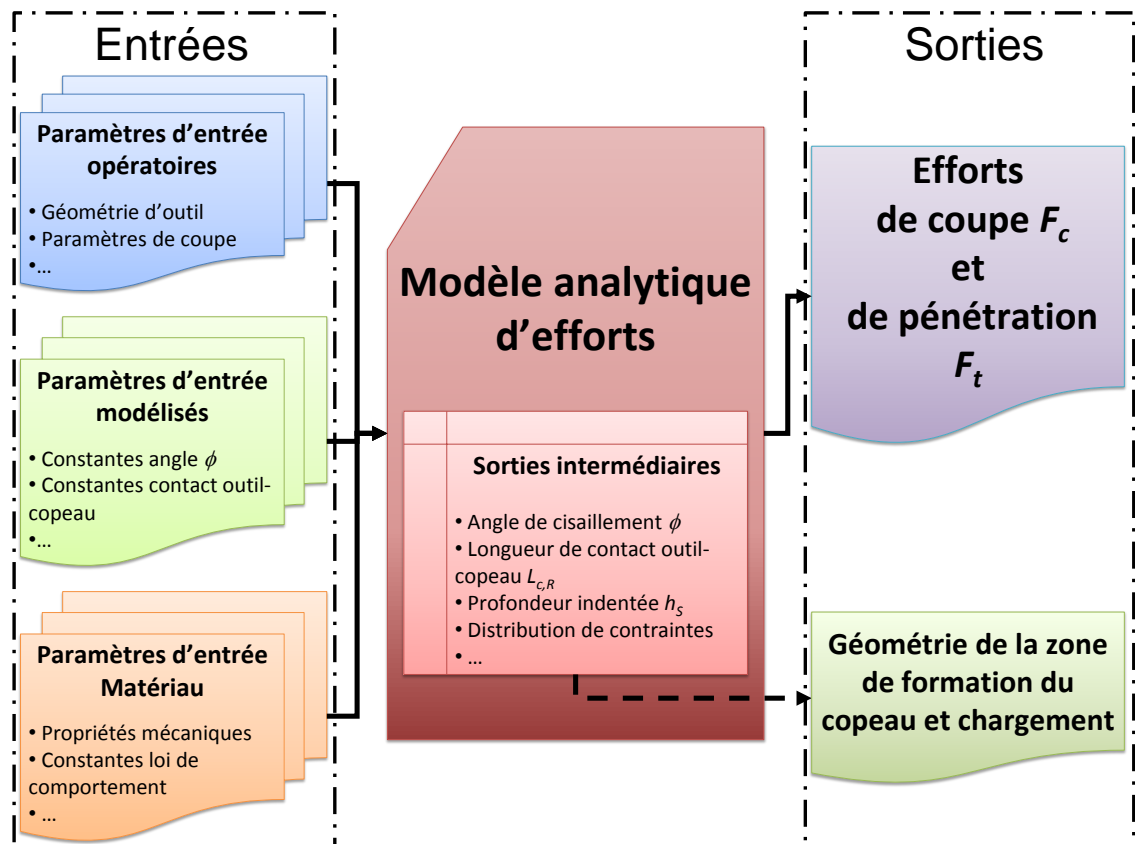


Fig. 6.1 – Schéma de principe de la modélisation analytique.

6.1 Hypothèses de la modélisation

Le procédé d'usinage fait intervenir une large variété de phénomènes mécaniques, principalement du cisaillement et du frottement mais aussi de l'indentation dans le cas de la superfinition. La modélisation analytique se voulant représentative de la réalité, une grande quantité de données doit être traitée. Cependant, certaines hypothèses permettent de simplifier la formulation du modèle.

6.1.1 Données expérimentales pour l'identification du modèle

Le phénomène d'indentation de l'outil sur la matière en dépouille introduit des efforts supplémentaires rendant difficile l'identification des actions mécaniques générées uniquement par l'effet de la face de coupe. Le paragraphe 5.1 a montré que pour de fortes épaisseurs coupées h , l'effet d'indentation sur la face en dépouille pouvait être négligé. Cette frontière s'est matérialisée pour un rapport $h/r_\beta \approx 5$. En conséquence, les paramètres liés à l'action de la face de coupe doivent être identifiés à partir des cas où $h/r_\beta \gg 5$. Pour cette étude, ce cas correspond aux valeurs $h = 0.2$ mm. Les efforts collectés en coupe orthogonale à partir d'éprouvettes disques avec les angles de dépouille les plus importants constituent la source de données permettant de négliger au mieux l'effet d'indentation en raison du contact minimal avec la surface usinée^a.

L'effet d'indentation est maximal sur les efforts collectés lors d'usinages en coupe orthogonale réalisés sur des éprouvettes tubulaires, comme mentionné dans le paragraphe 5.1.2. Ces essais servent de référence pour le contact en dépouille sans effet du diamètre usiné.

6.1.2 Hypothèses sur la géométrie de formation du copeau

La bande de cisaillement est considérée comme rectiligne, *i.e.* dépourvue de courbure, et d'épaisseur finie produisant un copeau continu. Cette hypothèse a été confirmée par les nombreuses vidéos réalisées en coupe orthogonale. L'angle de cisaillement ϕ résulte uniquement de l'action de la face de coupe et l'effet d'indentation en dépouille n'a pas d'influence sur lui, les mesures expérimentales n'ayant pas montré de variations de l'angle de cisaillement ϕ en fonction de l'angle de dépouille α_n ou du diamètre de l'éprouvette D_{usi} . La matière se sépare autour d'un point de stagnation S . Les observations réalisées à l'aide de la caméra ainsi que les QST confirment cette hypothèse^b. Le retour de la matière après passage de l'outil est supposé complet et égal à l'épaisseur non coupée h_S , en raison du principe de conservation du volume, la matière ne pouvant s'écouler latéralement. Une portion de retour élastique s'ajoute à h_S , le matériau ayant un comportement supposé élasto-plastique.

6.1.3 Hypothèses mécaniques

Le matériau usiné est considéré comme homogène, isotrope et incompressible dont le seuil de plasticité est basé sur le critère de Von Mises. Le champ de contraintes généré sur l'outil est continu sur les faces de coupe et de dépouille de l'outil. Par définition, la contrainte tangentielle au point de stagnation S est nulle. Les contraintes atteignent leur intensité maximale au voisinage du point de stagnation puis suivent une allure décroissante concave pour s'annuler à la perte du contact entre l'outil et le matériau usiné (copeau et pièce). Cette

a. Voir le paragraphe 4.2.1 page 55 pour plus de détails sur les essais en coupe orthogonale.

b. Voir le paragraphe 4.2.2 page 58 pour plus de détails sur l'observation de la zone de formation du copeau.

hypothèse est tirée des nombreuses mesures disponibles dans la littérature^c. La vitesse de coupe V_c employée est supposée répondre aux exigences de la démarche du Couple-Outil-Matière, *i.e.* permettant une consommation d'énergie spécifique faible. Par conséquent, les variations du taux de déformation $\dot{\epsilon}$ sont supposées négligeables vis-à-vis du comportement du matériau à de telles vitesses de déformation. L'hodographe de la zone de formation du copeau figure 6.2b permet d'exprimer la vitesse de cisaillement V_s à partir de la vitesse de coupe V_c telle que

$$V_s = \frac{V_c \cos \gamma_n}{\cos(\phi - \gamma_n)}. \quad (2.46)$$

Considérant, d'après la figure 6.2a, que la vitesse de déformation en cisaillement en fonction des déplacements est

$$\dot{\gamma} = \frac{\Delta y}{\Delta x} \frac{1}{\Delta t} = \frac{V_s}{\Delta x}, \quad (6.1)$$

l'expression de la vitesse de déformation, pour une bande de cisaillement d'épaisseur t_s peut alors s'exprimer

$$\dot{\gamma} = \frac{V_c \cos \gamma_n}{t_s \cos(\phi - \gamma_n)}. \quad (6.2)$$

Substituer l'équation (6.2) dans

$$\dot{\epsilon} = \frac{\dot{\gamma}}{\sqrt{3}} \quad (6.3)$$

donne l'équation

$$\dot{\epsilon} = \frac{V_c \cos \gamma_n}{t_s \sqrt{3} \cos(\phi - \gamma_n)}. \quad (2.45)$$

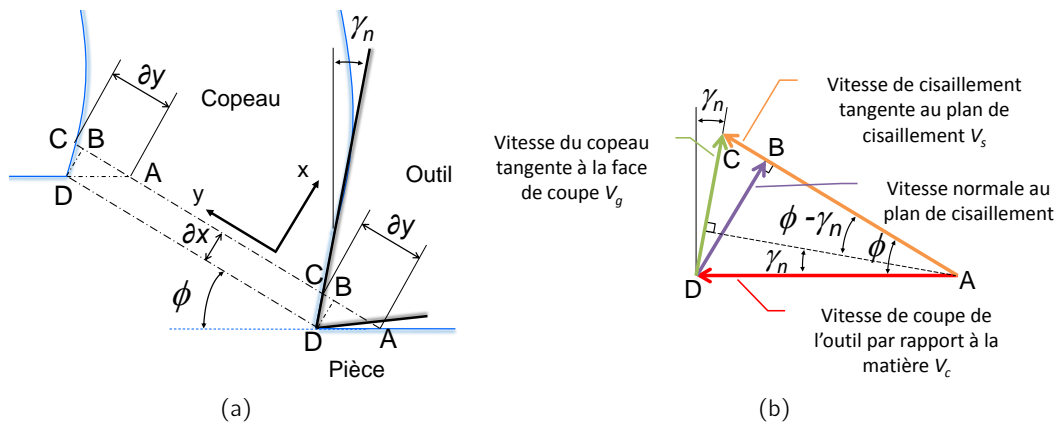


Fig. 6.2 – (a) Paramétrage du cisaillement primaire et (b) hodographe.

Les vitesses de déformations $\dot{\epsilon}$ sont alors évaluées entre $1 \cdot 10^5$ et $4 \cdot 10^5 \text{ s}^{-1}$. La littérature montre que pour le cuivre Cu-c2, la contrainte d'écoulement augmente rapidement au-delà de $\dot{\epsilon} = 2 \cdot 10^3 \text{ s}^{-1}$ (Goubot et Naulin, 1994). Les faibles variations de $\dot{\epsilon}$ permettent de négliger son effet, cette loi de comportement appliquée au Cu-c2 est donc valable pour de faibles variations de la vitesse de coupe V_c .

c. Voir les références citées dans le paragraphe 2.2.2, page 28.

6.2 Identification du modèle

Le modèle est présenté au travers de deux étapes. La première consiste à identifier certaines données relatives aux sorties intermédiaires telles que l'angle de cisaillement primaire ou les longueurs de contact entre l'outil et le matériau usiné, la seconde étape étant le calcul des efforts.

6.2.1 Identification des paramètres de cisaillement primaire

Le processus d'identification des paramètres de cisaillement primaire est illustré par la figure 6.3.

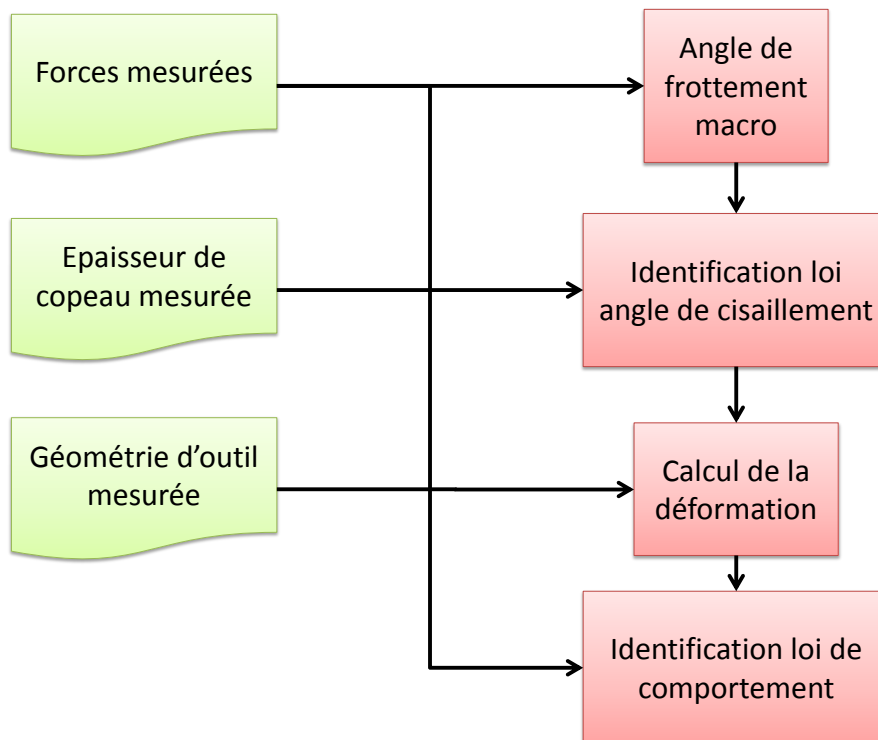


Fig. 6.3 – Etapes du processus d'identification des paramètres de cisaillement primaire.

Le cisaillement primaire générant le copeau résulte de l'action de la face de coupe de l'outil sur la matière. Deux composantes d'efforts s'exercent sur l'outil, F_c et F_t qui peuvent être définies comme la somme des contributions des faces de coupe, notée par l'indice R , et de dépouille, notée par l'indice C , dans les directions de coupe et de pénétration comme le montre la figure 6.4.

$$F_c = F_{c,R} + F_{c,C} \quad (6.4)$$

$$F_t = F_{t,R} + F_{t,C} \quad (6.5)$$

Les composantes normale et tangentielle s'appliquant sur la face de coupe peuvent être extraites des efforts $F_{c,R}$ et $F_{t,R}$ telles que

$$F_{N,R} = F_{c,R} \cos \gamma_n - F_{t,R} \sin \gamma_n \quad (6.6)$$

et

$$F_{T,R} = F_{c,R} \sin \gamma_n + F_{t,R} \cos \gamma_n. \quad (6.7)$$

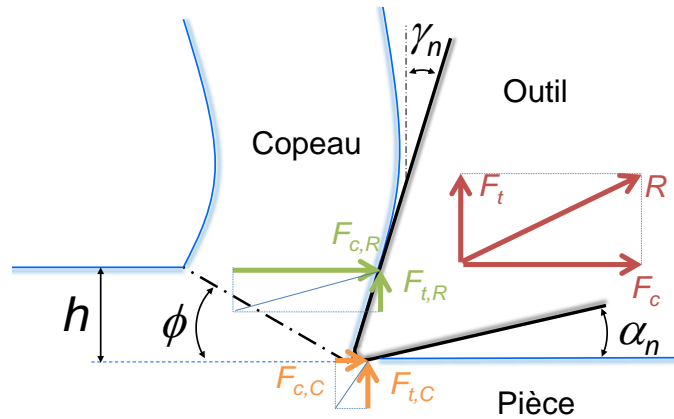


Fig. 6.4 – Représentation graphique des efforts s'exerçant sur l'outil en coupe orthogonale.

Le coefficient de frottement macroscopique résultant de l'action du copeau sur la face de coupe peut être exprimé comme étant

$$\mu_R = \tan \lambda_R = \frac{F_{T,R}}{F_{N,R}}, \quad (6.8)$$

où λ_R représente l'angle de frottement sur la face de coupe tel que représenté sur la figure 6.5.

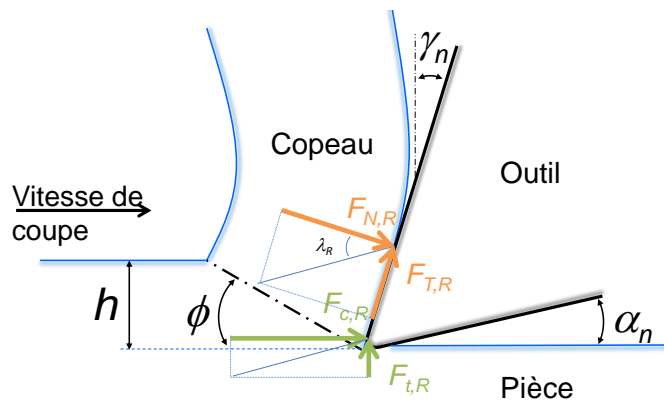


Fig. 6.5 – Représentation graphique des efforts liés à la face de coupe dans les repères liés aux mouvements de coupe et à la face de coupe.

En faisant l'hypothèse que pour une épaisseur coupée h importante, *i.e.* $h/r_\beta \gg 5$, et une dépouille minimisant le contact entre l'outil et la pièce, les forces de coupe et de pénétration deviennent

$$F_c \approx F_{c,R} \quad (6.9)$$

et

$$F_t \approx F_{t,R}, \quad (6.10)$$

le coefficient de frottement μ_R peut être redéfini, soit

$$\mu_R = \tan \lambda_R \approx \frac{F_c \sin \gamma_n + F_t \cos \gamma_n}{F_c \cos \gamma_n - F_t \sin \gamma_n}. \quad (6.11)$$

Ce dernier est évalué à $\mu_R = 0.9$ à partir des différents essais réalisés. A partir de résultats d'essais de coupe orthogonale respectant la condition $h/r_\beta \gg 5$, les mesures de l'angle de

cisaillement primaire ϕ peuvent être tracées en fonction de la différence $\gamma_n - \lambda_R$ tirée de la relation (6.11). Une régression linéaire par une fonction affine permet alors d'identifier les constantes C_{Z1} et C_{Z2} de la loi de Zvorykin

$$\phi = C_{Z1} + C_{Z2} (\gamma_n - \lambda_R). \quad (2.56)$$

La figure 6.6 montre que ce modèle, en raison de ses deux degrés de liberté, est représentatif de la réalité quand d'autres modèles, moins flexibles, tendent à surévaluer l'angle ϕ .

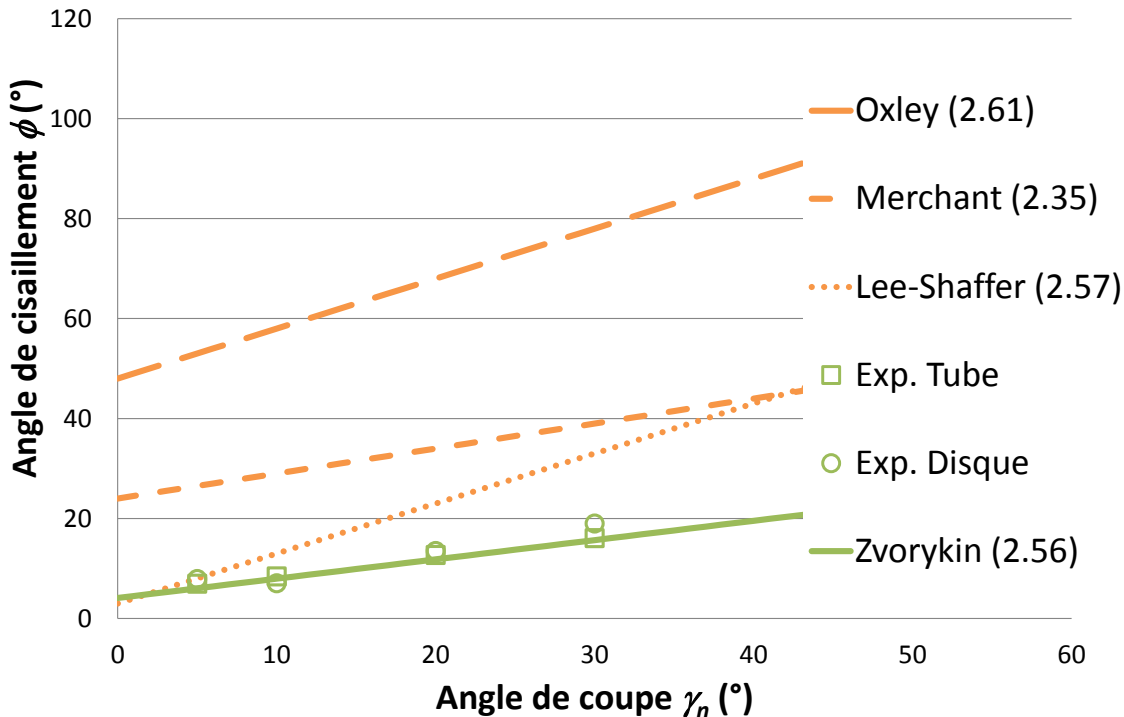


Fig. 6.6 – Angles de cisaillement mesurés (valeurs distinctes) et modélisés (lignes) en coupe orthogonale en fonction de l'angle de coupe γ_n à coefficient de frottement constant ($V_c = 140$ m/min).

Une fois la bande de cisaillement orientée, il est nécessaire d'identifier son comportement mécanique.

Dans le cas de la superfinition, les épaisseurs coupées h peuvent atteindre un ordre de grandeur similaire à la valeur du rayon d'arête r_β d'où la considération du rapport h/r_β . Dans le cas précédemment identifié où $h/r_\beta \leq 5$, l'angle de coupe « vu » par la matière ne correspond pas exactement à l'angle de coupe γ_n de l'outil en main. Le concept d'angle de coupe efficace (ou équivalent) $\gamma_{n,eff}$, évoqué dans le paragraphe 2.1.3, est alors introduit. La définition de cet angle donnée par l'équation (2.25) est basée sur une subdivision de l'épaisseur coupée h en une succession de couches h_i dont l'épaisseur varie de 0 à h^d . Cette modélisation basée sur une approche discrète de l'épaisseur coupée est par conséquent sensible au pas de discrétisation. De plus, l'évolution de l'angle de coupe donnée par cette formulation atteint la valeur nominale γ_n pour des valeurs de h/r_β largement inférieures à 5. Certes, sa formulation est basée sur des considérations géométriques largement abordables, à savoir la moyenne calculée de manière discrète des angles formés par une série de plans tangents. Cependant,

d. Voir la figure 2.4 page 19.

la surface de l'outil au niveau du rayon d'arête est plus complexe qu'une série de plans, ce qui peut affecter l'écoulement de la matière d'une manière peu triviale. L'angle de coupe efficace doit répondre à

$$\lim_{\frac{h}{r\beta} \rightarrow 0} \gamma_{n,eff} = -\frac{\pi}{2}, \quad (6.12)$$

$$\lim_{\frac{h}{r\beta} \rightarrow \infty} \gamma_{n,eff} = \gamma_n, \quad (6.13)$$

mais également, en raison de l'effet d'échelle observé, à

$$\lim_{\frac{h}{r\beta} \rightarrow 5} \gamma_{n,eff} \approx \gamma_n. \quad (6.14)$$

Le modèle donné en équation (6.15) est basé sur les observations expérimentales et répond aux conditions précédentes.

$$\gamma_{n,eff} = \gamma_n - \left(\gamma_n + \frac{\pi}{2} \right) 8^{-\frac{h}{r\beta}} \quad (6.15)$$

Cet angle efficace n'affecte pas l'orientation de la bande de cisaillement primaire, le frottement étant très largement issu du frottement du copeau sur la face de coupe.

La matière est supposée suivre des lignes de glissement guidant chaque particule de matériau usiné vers le copeau au travers de la bande de cisaillement d'épaisseur non nulle. La déformation en cisaillement γ dans une bande rectiligne s'exprime, d'après la figure 6.2a,

$$\gamma = \frac{\partial y}{\partial x} = \frac{AC}{BD}, \quad (6.16)$$

d'où

$$\gamma = \cot \phi + \tan(\phi - \gamma_n). \quad (6.17)$$

La déformation moyenne $\bar{\epsilon} = \epsilon/2$ générée dans la bande de cisaillement sous l'action de l'angle de coupe efficace $\gamma_{n,eff}$ est alors définie à partir de la relation (2.44) par

$$\bar{\epsilon} = \frac{\cos \gamma_{n,eff}}{2\sqrt{3} \sin \phi \cos(\phi - \gamma_{n,eff})}. \quad (6.18)$$

L'état de contrainte de la bande de cisaillement est calculé via la relation

$$\bar{\tau} = \frac{F_{shear}}{S_{sp}}, \quad (6.19)$$

où $\bar{\tau}$ est la contrainte moyenne de cisaillement dans la bande, F_{shear} l'effort de cisaillement et S_{sp} est l'aire de cisaillement telle que

$$S_s = \frac{bh}{\sin \phi}, \quad (6.20)$$

d'où la contrainte

$$\bar{\tau} = \frac{(F_c \cos \phi - F_t \sin \phi) \sin \phi}{bh}. \quad (2.37)$$

Cette contrainte peut être modélisée par une loi de type Norton-Hoff

$$\bar{\sigma} = \sigma_1 \bar{\epsilon}^n \quad (2.38)$$

dans le cas où $\bar{\epsilon} \leq 1$ et

$$\bar{\sigma} = NH_1 + NH_2 \bar{\epsilon} \quad (2.39)$$

dans le cas où $\bar{\epsilon} \geq 1$, avec

$$\bar{\sigma} = \sqrt{3} \bar{\tau} \quad (6.21)$$

et

$$\begin{aligned} NH_1 &= (1 - n) \sigma_1 \\ NH_2 &= n \sigma_1 \end{aligned} \quad (2.40)$$

permettant d'assurer la continuité pour $\bar{\epsilon} = 1$. La figure 6.7 montre le résultat de l'identification de la contrainte de cisaillement $\bar{\tau}$. La contrainte atteint rapidement une valeur élevée en raison de la vitesse de déformation importante. La contrainte de cisaillement évolue légèrement avec l'augmentation de la déformation.

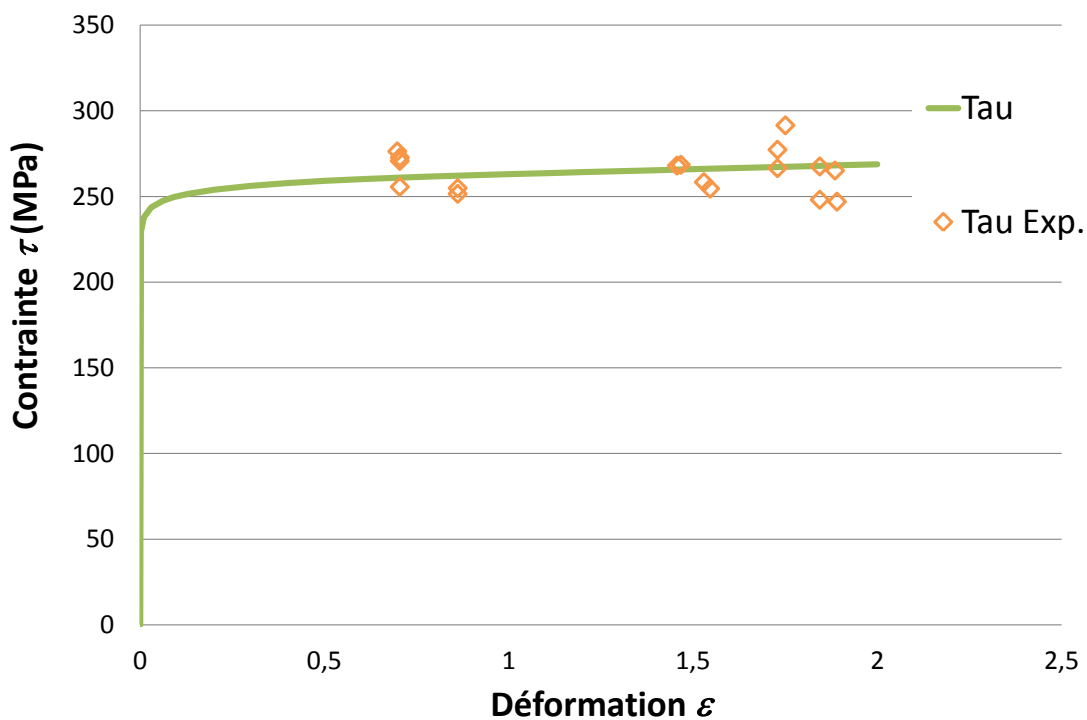


Fig. 6.7 – Contrainte de cisaillement $\bar{\tau}$ mesurée (valeurs distinctes) et modélisée (ligne) en coupe orthogonale sur disque en fonction de la déformation $\bar{\epsilon}$ ($V_c = 140$ m/min).

Cette étape d'identification permet de définir l'angle de frottement λ_R , les constantes de la loi de Zvorykin C_{Z1} et C_{Z2} , ainsi que les constantes de la loi de Norton-Hoff σ_1 et l'indice d'érouissage n rappelés dans le tableau 6.1.

Constantes	Valeurs	Unités
λ_R	42	°
C_{Z1}	20.31	°
C_{Z2}	0.3859	–
σ_1	455.55	MPa
n	0.022	–

Tab. 6.1 – Données identifiées du cisaillement primaire pour le Cu-c2.

6.2.2 Identification du contact outil-copeau

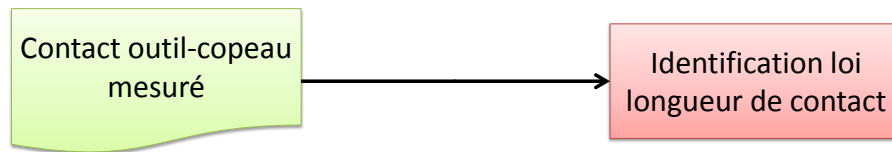


Fig. 6.8 – Etapes du processus d’identification du contact outil-copeau.

Le contact entre l’outil et le copeau est caractérisé par le coefficient de frottement μ_R . Son identification, nécessaire afin d’identifier le cisaillement primaire, a précédemment été réalisée dans le paragraphe 6.2.1. Le contact entre le copeau et la face de coupe de l’outil est cependant caractérisé par la longueur de contact $L_{C,R}$ entre ces derniers, visible sur la figure 6.9. Sa détermination est l’unique étape d’identification concernant le contact outil-copeau (figure 6.8). Les mesures réalisées sur la face de coupe des outils^e ainsi qu’à partir des images fournies par la caméra montrent que cette longueur augmente linéairement avec l’épaisseur du copeau h_c . A partir de l’équation (2.55) en utilisant quelques relations de trigonométrie, h_c peut être exprimée par

$$h_c = \frac{h \sin \phi}{\cos(\phi - \gamma_n)}. \quad (6.22)$$

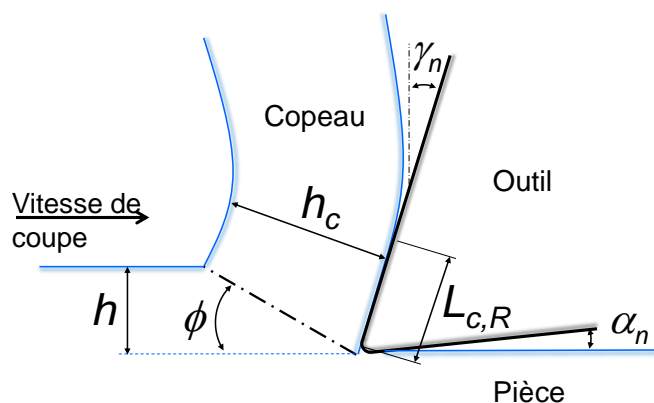


Fig. 6.9 – Contact du copeau sur la face de coupe de l’outil.

Une des raisons pouvant expliquer ce comportement résiderait dans le rayon d’enroulement du copeau. Plus le copeau généré est épais et plus son rayon d’enroulement serait grand d’où une longueur de contact $L_{C,R}$ plus importante avec la face de coupe. Un moyen de déterminer une loi d’évolution de ce rayon serait une évaluation des contraintes de flexion le long de son épaisseur h_c . L’évaluation de ces paramètres est difficile en raison de l’influence du couplage thermo-mécanique. Les travaux de [Shinozuka et al. \(1996\)](#), [Jared et Dow \(2000\)](#) et [Das et al. \(2005\)](#) donnent cependant des pistes dans cette voie. Le choix du modèle prédictif de la longueur de contact $L_{C,R}$ se portera, par conséquent, sur une relation phénoménologique. La figure 6.10 montre l’évolution de $L_{C,R}$ mesuré pour les trois angles de coupe testés en fonction de l’épaisseur coupée h et de l’épaisseur du copeau h_c .

e. Voir la figure 4.4 page 55.

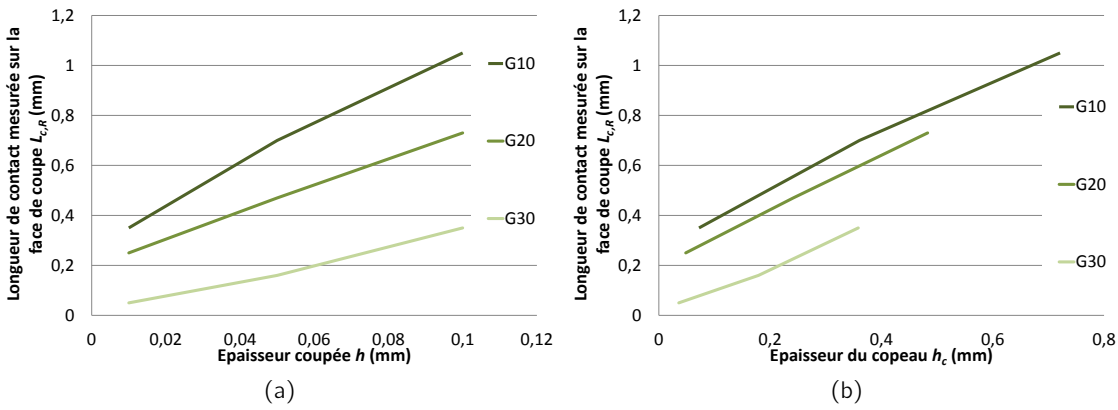


Fig. 6.10 – Longueur de contact $L_{c,R}$ mesurée (a) en fonction de l'épaisseur coupée h et (b) de l'épaisseur du copeau h_c pour trois angle de coupe différents ($V_c = 140$ m/min, $\gamma_n = 10^\circ, 20^\circ$ et 30°).

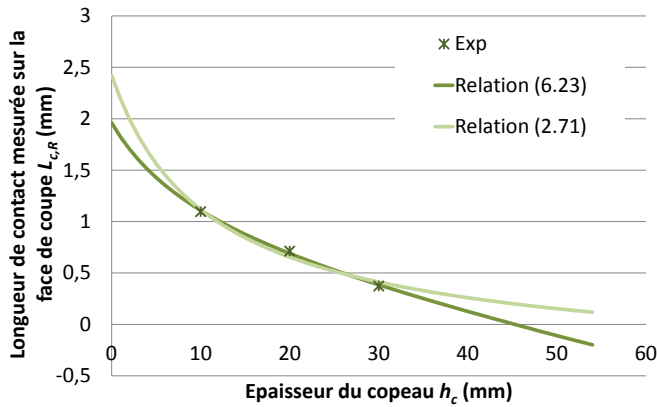


Fig. 6.11 – Modélisation de la longueur $L_{c,R}$ en fonction de l'angle de coupe pour une épaisseur coupée h de 0.1 mm.

La longueur de contact entre l'outil et le copeau évolue linéairement avec ces deux grandeurs. Une première approche permet de modéliser la longueur $L_{c,R}$ comme une fonction de l'épaisseur du copeau h_c et de l'angle de coupe γ_n telle que

$$L_{c,R} = h_c - \zeta_1 \gamma_n + \zeta_2. \tag{6.23}$$

Cependant cette formulation n'est valable que pour les configurations testées bien que fournissant de bons résultats d'après la figure 6.11. L'approche de Woon *et al.* (2008) modélise la longueur $L_{c,R}$ comme une fonction de l'épaisseur du copeau h_c et de l'épaisseur coupée h

$$L_{c,R} = \zeta_1 h_c - \zeta_2 h. \tag{2.71}$$

Cette relation est valable pour tous les angles de coupe, l'angle de coupe γ_n étant pris en compte dans le calcul de h_c via la relation (6.22). Si les deux approches donnent des résultats similaires sur la plage testée, la relation (2.71) est celle retenue pour le modèle d'effort développé. Les valeurs prises par les coefficients des deux modèles sont renseignées dans I tableau 6.2. Ces valeurs sont valables dans le cas d'une vitesse de coupe V_c de 140 m/min pour le Cu-c2 usiné à l'outil carbure.

Relation	ζ_1	ζ_2
(6.22)	0.7752	0.4371
(2.71)	8.9945	18.9359

Tab. 6.2 – Valeurs des constantes des modèles phénoménologiques de $L_{C,R}$.

6.2.3 Identification du contact en dépouille

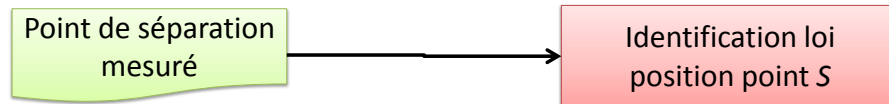


Fig. 6.12 – Etapes du processus d'identification du contact en dépouille.

Cette identification est la plus difficile mais ne se résume qu'à un paramètre (figure 6.12). Le phénomène observé étant à l'échelle du micromètre, la méthode expérimentale atteint ses limites. L'épaisseur indentée h_S est formulée en fonction de l'angle θ_S régissant la position du point de stagnation par rapport au point le plus bas de l'outil, *i.e.* le point générant théoriquement la surface comme le montre la figure 6.13, telle que

$$h_S = r_\beta (1 - \cos \theta_S). \quad (6.24)$$

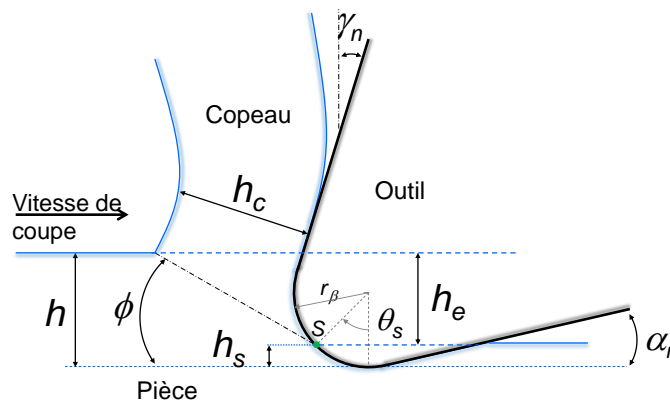


Fig. 6.13 – Position du point de stagnation S en fonction de l'angle θ_S .

L'observation d'images tirées des vidéos réalisées en coupe orthogonale indique que la position du point de stagnation dépend non seulement du rayon r_β mais plus spécifiquement de l'épaisseur coupée h au travers de la géométrie de coupe efficace de l'outil $\gamma_{n,eff}$. Le résultat de ces mesures permet de définir l'angle θ_S par la relation phénoménologique suivante.

$$\theta_S = \frac{7\pi}{18} - \gamma_{n,eff} \quad (6.25)$$

Cette formulation est loin d'être parfaite et demeure dédiée au matériau d'étude, le Cu-c2. Si le comportement ductile du Cu-c2 répond à cette formulation, un matériau au comportement plus fragile ne produira probablement pas le même modèle.

6.3 Modélisation des efforts

Cette partie est la seconde étape de la modélisation analytique après identification du modèle, à savoir le calcul des efforts de coupe. La modélisation présentée dans ce paragraphe utilise les résultats de la précédente identification. Elle est découpée en trois étapes résumées par la figure 6.14.

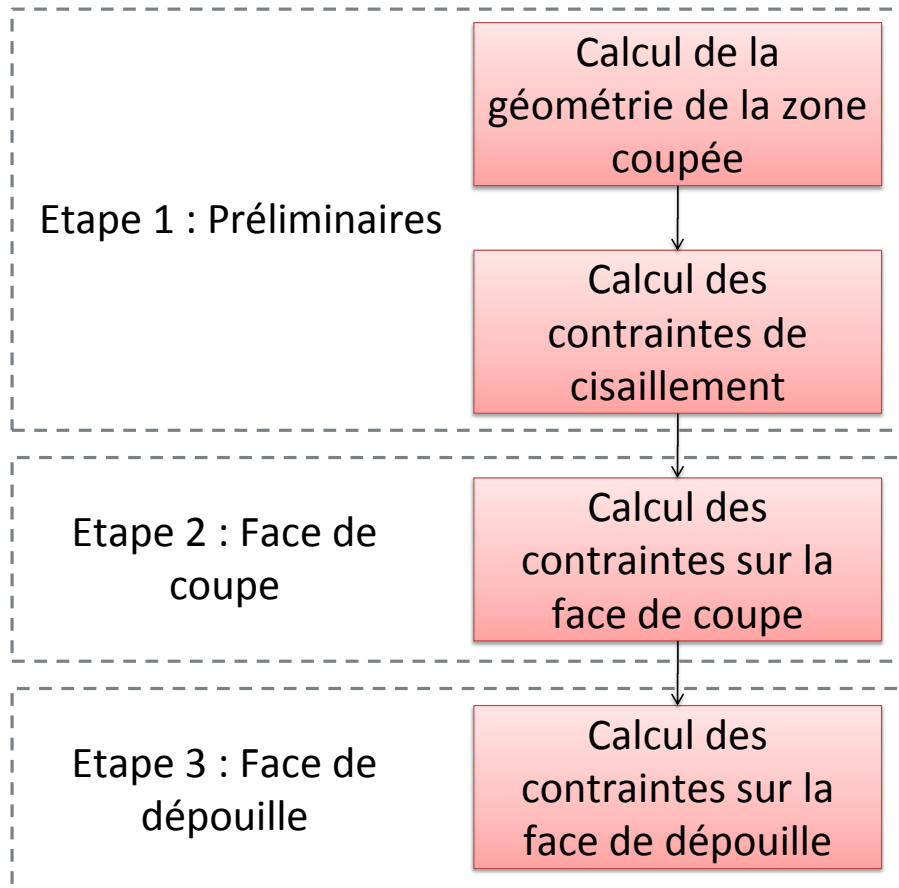


Fig. 6.14 – Etapes du processus de modélisation des efforts.

6.3.1 Modélisation du cisaillement primaire

Afin de modéliser le cisaillement primaire du copeau, il est nécessaire d'avoir identifié l'angle de frottement λ_R , les constantes de la loi de Zvorykin C_{Z1} et C_{Z2} , ainsi que les constantes de la loi de Norton-Hoff σ_1 et l'indice d'écroutissage n et de connaître la géométrie de coupe de l'outil, soit l'angle de coupe γ_n , et le rayon d'arête r_β . Pour chaque outil et chaque épaisseur coupée, la première étape consiste à définir la géométrie de coupe efficace. L'épaisseur coupée réelle h_e est déduite de la différence entre l'épaisseur coupée théorique h et l'épaisseur non coupée h_S

$$h_e = h - h_S. \quad (6.26)$$

Sont ensuite calculés l'angle de cisaillement ϕ via l'équation (2.56), l'épaisseur du copeau h_c via l'équation (6.22) et la déformation moyenne $\bar{\epsilon}$ (6.18). La contrainte de cisaillement dans la bande de cisaillement primaire est alors calculée par le biais des équations (6.21), (2.38) et

(2.39). En considérant qu'une force résulte du produit d'une contrainte par une aire, l'effort de cisaillement peut s'exprimer

$$F_{shear} = \bar{\tau} S_{sp}, \quad (6.19)$$

où S_{sp} désigne l'aire cisailée définie à partir de l'épaisseur coupée réelle h_e par

$$S_{sp} = \frac{b h_e}{\sin \phi}. \quad (6.27)$$

En substituant (6.27) dans (6.19), l'effort de cisaillement s'exprime

$$F_{shear} = \frac{\bar{\tau} b h_e}{\sin \phi}. \quad (6.28)$$

La bande de cisaillement subit un effort de compression, tel que représenté sur la figure 6.15, en raison du frottement se produisant sur la face de coupe.

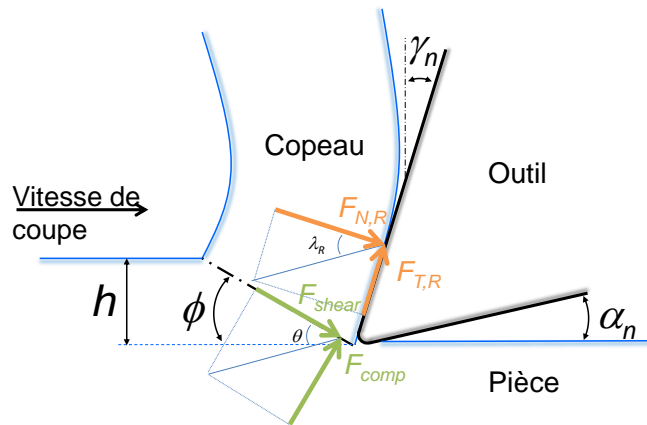


Fig. 6.15 – Représentation graphique des efforts liés à la face de coupe et à la bande de cisaillement.

La résultante R des efforts se produisant dans la zone de cisaillement primaire est définie par

$$R = \frac{F_{shear}}{\cos \theta}, \quad (2.48)$$

où θ représente l'angle entre la résultante R et la direction de l'effort F_{shear} tel que

$$\theta = \phi - \gamma_n + \lambda_R. \quad (6.29)$$

Par définition

$$F_{comp} = F_{shear} \tan \theta, \quad (6.30)$$

d'où

$$F_{comp} = \frac{\bar{\tau} b h_e \tan(\phi - \gamma_n + \lambda_R)}{\sin \phi}. \quad (6.31)$$

L'allure de ces efforts est donnée en figure 6.16 pour trois outils de rayon r_β identiques. L'angle de cisaillement n'évoluant pas en fonction de l'épaisseur coupée, ces efforts augmentent linéairement avec l'augmentation de h . L'augmentation des efforts en fonction de la géométrie de coupe n'est pas proportionnelle à la variation de la géométrie de coupe. La déformation $\bar{\epsilon}$, étant une fonction trigonométrique de l'angle de coupe, son évolution n'est pas linéaire, d'où l'allure des efforts modélisés à partir de la loi de Norton-Hoff.

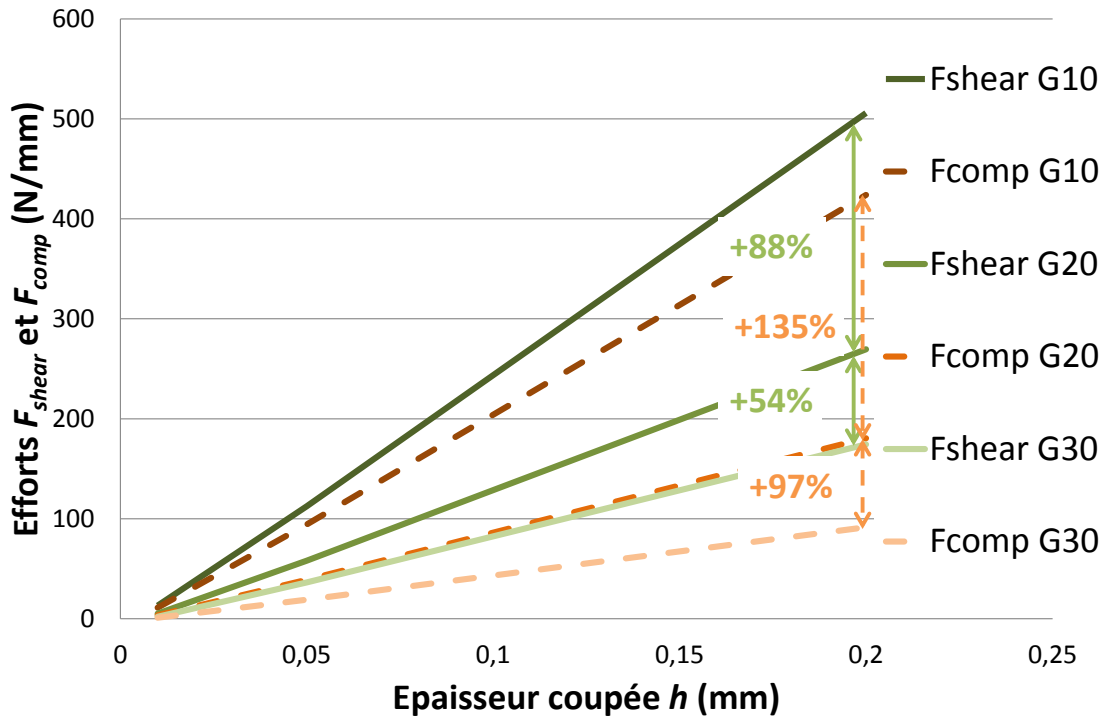


Fig. 6.16 – Efforts de cisaillement F_{shear} et de compression F_{comp} dans la bande de cisaillement modélisés analytiquement en fonction de l'épaisseur coupée h ($V_c = 140$ m/min, $\gamma_n = 10^\circ, 20^\circ$ et 30° , $r_\beta = 10$ μ m).

Les efforts dans la bande de cisaillement résultant de l'équilibre des actions s'exerçant sur la face de coupe, les efforts normal $F_{N,R}$ et tangentiel $F_{T,R}$ liés à celle-ci peuvent maintenant s'exprimer

$$F_{N,R} = F_{shear} \cos(\phi - \gamma) + F_{comp} \sin(\phi - \gamma) \quad (6.32)$$

et

$$F_{T,R} = -F_{shear} \sin(\phi - \gamma) + F_{comp} \cos(\phi - \gamma). \quad (6.33)$$

6.3.2 Modélisation des actions de contact sur la face de coupe

En raison du contact entre l'outil et le copeau, la face de coupe est soumise à une répartition de contraintes normales $\sigma_{n,R}$ et tangentielles de frottement $\tau_{f,R}$ dont les intégrales le long de la longueur de contact $L_{c,R}$ répondent à l'équilibre des efforts liés à la face de coupe, soit

$$F_{N,R} = b \int_0^{L_{c,R}} \sigma_{n,R} ds \quad (6.34)$$

et

$$F_{T,R} = b \int_0^{L_{c,R}} \tau_{f,R} ds, \quad (6.35)$$

où s désigne l'abscisse curviligne sur la face de coupe depuis le point de séparation S , composée d'une portion courbe dans le rayon r_β et d'une portion plane. De plus, la condition d'équilibre entre les résultantes d'efforts est complétée par une condition d'équilibre visant les couples autour du point de stagnation S , situé à la racine de la bande de cisaillement

comme illustré par la figure 6.17, qui matérialise le début de la face de coupe durant la coupe. L'équilibre des couples est satisfait par la relation

$$\mathcal{M}_S = b \int_0^{L_{c,R}} x \sigma_{n,R} dx, \quad (6.36)$$

où \mathcal{M}_S désigne le moment au point de stagnation S généré par F_{comp} et x le bras de levier. Aucun moment n'est généré par F_{shear} car la direction de cet effort est colinéaire à la bande de cisaillement et passe par le point S . Par ailleurs, l'effort $F_{T,R}$ étant colinéaire à la face de coupe, le couple qu'il génère est supposé négligeable car $L_{c,R} \gg r_\beta$.

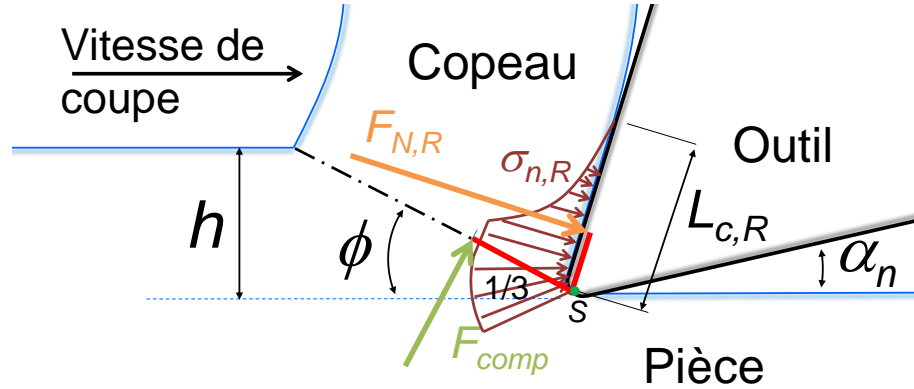


Fig. 6.17 – Equilibre des couples autour du point S .

La contrainte $\tau_{f,R}$ dépend de la contrainte normale en fonction de l'angle de frottement tel que

$$\tau_{f,R} = \sigma_{n,R} \tan \lambda_R = \mu_R \sigma_{n,R}. \quad (6.37)$$

Soit dans l'équation (6.35)

$$F_{T,R} = b \int_0^{L_{c,R}} \mu_R \sigma_{n,R} ds. \quad (6.38)$$

La distribution de ces contraintes est définie par

$$\sigma_{n,R}(s) = \begin{cases} \sigma_{n,max} & \text{si } 0 < s \leq L_{c,R}^* \\ \sigma_{n,max} \left(1 - \frac{s - L_{c,R}^*}{L_{c,R}}\right)^{n_R} & \text{si } L_{c,R}^* < s \leq L_{c,R} \end{cases} \quad (6.39)$$

et

$$\tau_{f,R}(s) = \begin{cases} \tau_p & \text{si } \mu_R \sigma_{n,R} \geq \tau_p \text{ et } 0 < s \leq L_{c,R}^* \\ \mu_R \sigma_{n,R}(s) & \text{si } \mu_R \sigma_{n,R} < \tau_p \text{ et } L_{c,R}^* < s \leq L_{c,R} \end{cases} \quad (2.65)$$

Les degrés de liberté du modèle sont alors la contrainte normale au point S notée $\sigma_{n,max}$, l'exposant de courbure de la distribution n_R et la longueur du contact où se produit le cisaillement secondaire $L_{c,R}^*$. Afin de respecter l'hypothèse d'une distribution de contrainte concave, la valeur de l'exposant n_R doit être supérieure à 1. En l'absence de rayon d'arête r_β et de cisaillement secondaire, cas relativement rare, l'intégration de l'expression (6.39) donne

$$F_{N,R} = b \int_0^{L_{c,R}} \sigma_{n,max} \left(1 - \frac{s}{L_{c,R}}\right)^{n_R} ds = \frac{b \sigma_{n,max} L_{c,R}}{n_R + 1}, \quad (6.40)$$

d'où

$$n_R = \frac{b \sigma_{n,max} L_{c,R}}{F_{N,R}} - 1. \quad (6.41)$$

En présence d'un rayon d'arête, la solution analytique exacte consiste à résoudre une équation complexe faisant intervenir la fonction mathématique Γ incomplète. La contrainte normale au point S notée $\sigma_{n,max}$ est une donnée clef de la modélisation. Elle correspond à la contrainte maximale exercée sur l'outil mais également à la racine de la bande de cisaillement. Le tenseur de contraintes σ dans le repère $\vec{x}S\vec{y}$ s'exprime

$$\sigma = \begin{bmatrix} P_S & \bar{\tau} \\ \bar{\tau} & P_S \end{bmatrix}, \quad (6.42)$$

où P_S est la pression hydrostatique en S et $\bar{\tau}$ la contrainte de cisaillement moyenne. La matrice de rotation d'angle $\pi + \gamma_n - \phi$ notée \mathcal{R} , permettant le passage du repère $\vec{x}S\vec{y}$, lié à la bande de cisaillement, vers le repère $\vec{x}'S\vec{y}'$ lié à la face de coupe (figure 6.18) est

$$\mathcal{R} = \begin{bmatrix} -\cos(\gamma_n - \phi) & \sin(\gamma_n - \phi) \\ -\sin(\gamma_n - \phi) & -\cos(\gamma_n - \phi) \end{bmatrix}. \quad (6.43)$$

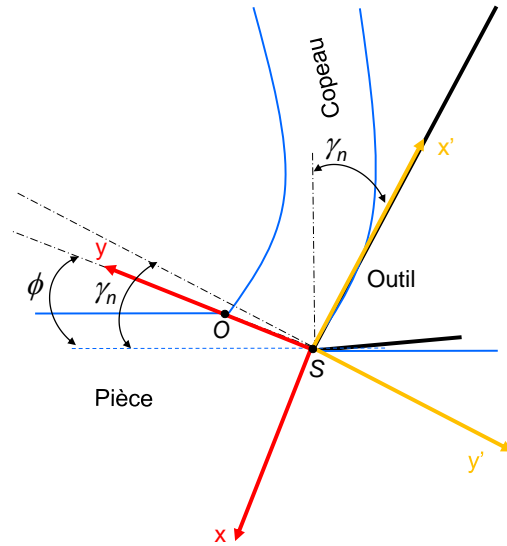


Fig. 6.18 – Repères pour le calcul de la contrainte en pointe d'outil.

Le tenseur de contraintes dans le repère $\vec{x}'S\vec{y}'$ s'écrit alors

$$\sigma' = \mathcal{R} \cdot \sigma \cdot \mathcal{R}^{-1} = \begin{bmatrix} P_S - \bar{\tau} \sin 2(\gamma_n - \phi) & \bar{\tau} \cos 2(\gamma_n - \phi) \\ \bar{\tau} \cos 2(\gamma_n - \phi) & P_S + \bar{\tau} \sin 2(\gamma_n - \phi) \end{bmatrix} \quad (6.44)$$

d'où

$$\sigma_{n,max} = P_S + \bar{\tau} \sin 2(\gamma_n - \phi). \quad (6.45)$$

La pression hydrostatique en S reste à déterminer. Le théorème de Hencky se résume à

$$\rho + 2\tau\psi = C_{te}, \quad (6.46)$$

où ρ représente une pression hydrostatique, τ la contrainte d'écoulement en cisaillement, ψ est la rotation effectuée en sens anti-horaire par la ligne de glissement par rapport à une direction fixe et une constante C_{te} . En considérant le point O situé à l'extrémité de la bande

de cisaillement au niveau de la surface libre, l'angle pris par la ligne de glissement, d'après la théorie de Hill (1954), est de $\pi/4$ soit

$$P_O = 2\tau \left(\frac{\pi}{4} - \phi \right) + C_{te}. \quad (6.47)$$

En supposant la distribution de pression répartie linéairement entre O et S , de l'équation (6.30) est déduit

$$\tan \theta = \frac{P_O + P_S}{2\bar{\tau}}, \quad (6.48)$$

où θ est identique à l'angle défini par l'équation (6.29). La pression P_S est alors extraite de l'équation (6.48) qui devient

$$P_S = 2\bar{\tau} \tan \theta - P_O, \quad (6.49)$$

d'où

$$P_S = 2\bar{\tau} \tan(\phi + \lambda_R - \gamma_n) - \bar{\tau} \left[1 + 2 \left(\frac{\pi}{4} - \phi \right) \right]. \quad (6.50)$$

En substituant l'équation (6.50) dans (6.45), la contrainte normale à l'outil au point de stagnation S s'écrit

$$\sigma_{n,max} = 2\bar{\tau} \tan(\phi + \lambda_R - \gamma_n) - \bar{\tau} \left(1 + 2 \left(\frac{\pi}{4} - \phi \right) \right) - \bar{\tau} \sin 2(\theta_s + \phi). \quad (6.51)$$

La contrainte normale au point S est par conséquent fixée par les propriétés de la bande de cisaillement. La distribution des contraintes sur la face de coupe dispose de deux degrés de liberté, à savoir, l'exposant de courbure n_R et la longueur du palier $L_{c,R}$. Une solution analytique élégante ne pouvant être trouvée pour définir la valeur de ces deux paramètres, leur résolution est réalisée numériquement par la méthode de la dichotomie décrite dans l'algorithme 1 en annexe D. Pour une épaisseur coupée h donnée et une géométrie d'outil γ_n et r_β , les conditions à satisfaire se résument aux équations (6.34), (6.36) et (6.38).

La figure 6.19 montre le résultat de cette modélisation pour trois outils coupant une épaisseur h de 0.1 mm. L'outil d'angle de coupe 30° , dont la longueur en contact sur la face de coupe est la plus faible, ne génère pas de palier de contrainte maximale. Ce palier apparaît pour les outils d'angle de coupe inférieurs et demeure supérieur à la valeur de l'épaisseur coupée h . Les contraintes calculées pour l'outil d'angle de coupe 30° sont réparties sur toute la longueur $L_{c,R}$ contrairement aux deux autres outils pour lesquels les contraintes deviennent rapidement négligeables. Des observations semblables se trouvent dans les travaux de Bagchi et Wright (1987) et Buryta *et al.* (1994) ce qui appuie ces résultats. Un outil adapté à la coupe du cuivre permet de mieux répartir les efforts sur sa surface, tandis que les géométries les moins adaptées génèrent des contraintes intenses et fortement localisées dont la conséquence la plus probable serait une usure rapide de l'outil.

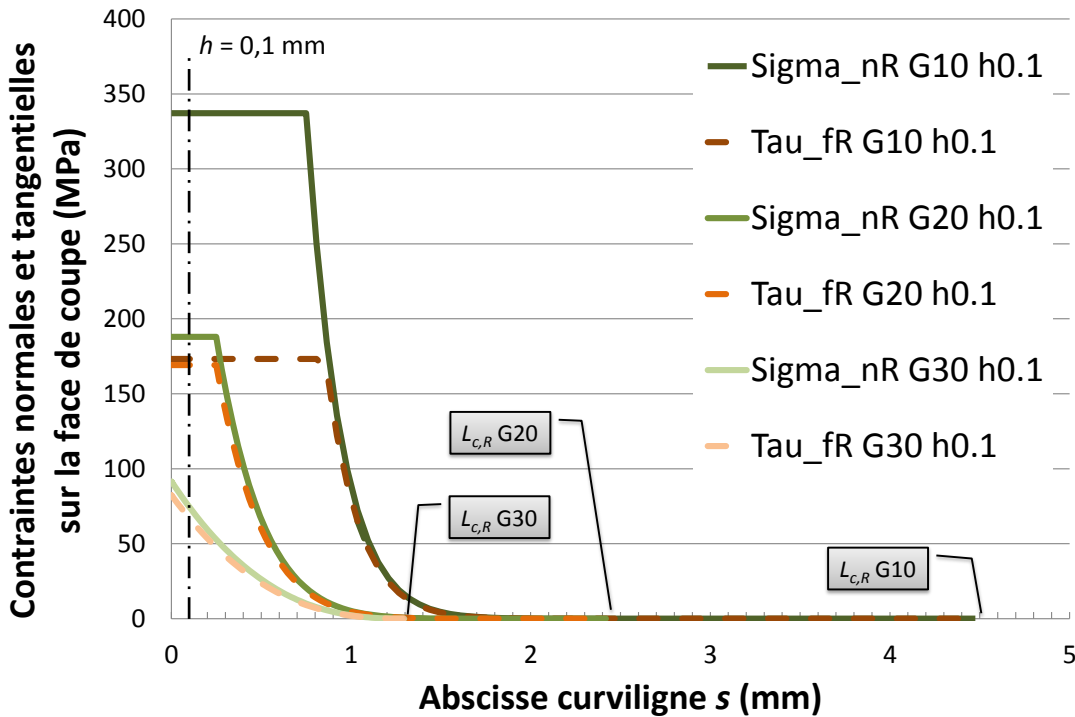


Fig. 6.19 – Contraintes normales $\sigma_{n,R}$ et tangentielles $\tau_{f,R}$ sur la face de coupe modélisées analytiquement en fonction de l'abscisse curviligne s ($V_c = 140$ m/min, $\gamma_n = 10^\circ, 20^\circ$ et 30° , $r_\beta = 10$ μ m, $h = 0.1$ mm).

6.3.3 Modélisation des actions sur la face en dépouille

La nature du contact sur la face en dépouille est similaire au contact sur la face de coupe. La longueur du contact entre l'outil et la pièce $L_{c,C}$ est une fonction de l'épaisseur non coupée h_s et du module d'élasticité E du matériau.

$$L_{c,C} = (\theta_s + \alpha_n) r_\beta + \frac{\left(1 + \frac{\sigma_{n,max}}{E}\right) h_s}{\sin \alpha_n} \tag{6.52}$$

Après le passage de l'outil, en raison du principe de conservation du volume, la matière correspondant à l'épaisseur non coupée h_s se retrouve en contact avec la face en dépouille, complétée d'une portion de retour élastique comme le montre la figure 6.20.

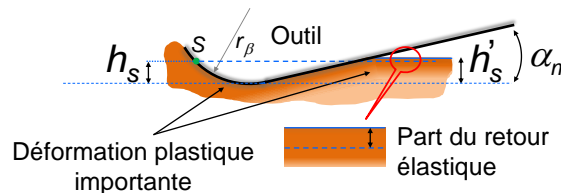


Fig. 6.20 – Spécificité du contact entre la face de dépouille de l'outil et la surface usinée.

Le premier membre de la relation (6.52), tirée de considérations géométriques, correspond à la partie en contact avec le rayon tandis que la seconde partie correspond au contact avec la face en dépouille proprement dite. En raison de la continuité des contraintes sur l'outil, la

contrainte $\sigma_{n,max}$ est identique à celle déterminée par la relation (6.51) sur la face de coupe. La valeur du module d'élasticité employée pour le cuivre Cu-c2 correspond à la valeur donnée dans le tableau 3.1. Les contraintes sur la face en dépouille sont le prolongement des actions sur la face de coupe comme le montre la figure 6.21a. La contrainte normale au point S est $\sigma_{n,max}$ déterminée par la relation (6.51). En raison de la géométrie de l'outil au niveau du rayon, l'écoulement de la matière est supposé fortement perturbé, ce qui a pour effet de fortement plastifier la matière. Les contraintes sont alors supposées comme maximales le long de cette zone. Une fois en contact avec la face en dépouille proprement dite, les contraintes se relâchent pour atteindre une intensité nulle à l'extrémité du contact. L'exposant n_C régissant la décroissance des contraintes est choisi égal à 1.5 d'après la théorie de Hertz. L'effet de la face de dépouille étant comparable à l'action d'un indenteur, ce critère est notamment celui considéré par Waldorf *et al.* (1999). Une évaluation de n_C par le biais des couples analogue à l'algorithme 1, disponible en annexe D introduit des nombre complexes dont l'interprétation est problématique. La figure 6.22 montre un exemple de résultats obtenus avec trois outils possédant le même angle de dépouille α_n et le même rayon d'arête r_β . Cette fois, les contraintes sont non négligeables jusqu'à la fin du contact entre la face de dépouille et le matériau usiné. Ceci expliquant l'augmentation légère des efforts pour les plus faibles angles de dépouille α_n . Le léger décrochement visible après le palier de contrainte est une conséquence du pas de discrétisation de la longueur en contact, le calcul se faisant de manière discrète.

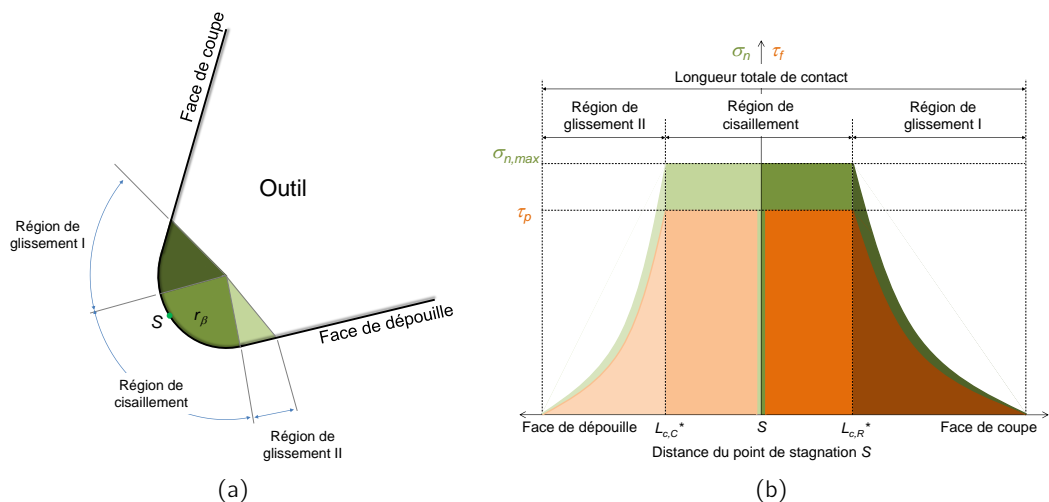


Fig. 6.21 – (a) Zonage de l'outil et (b) distribution des contraintes normales et de frottements sur l'outil.

6.4 Simulation des efforts

Ce paragraphe réunit les résultats de la simulation des efforts dans diverses configurations afin de comprendre l'effet des différents paramètres de coupe sur l'allure des efforts. Ces résultats sont obtenus au travers du démonstrateur développé pour ce projet. La figure 6.23 représente les résultats obtenus par la modélisation analytique des efforts pour différentes géométries de coupe possédant le même rayon d'arête.

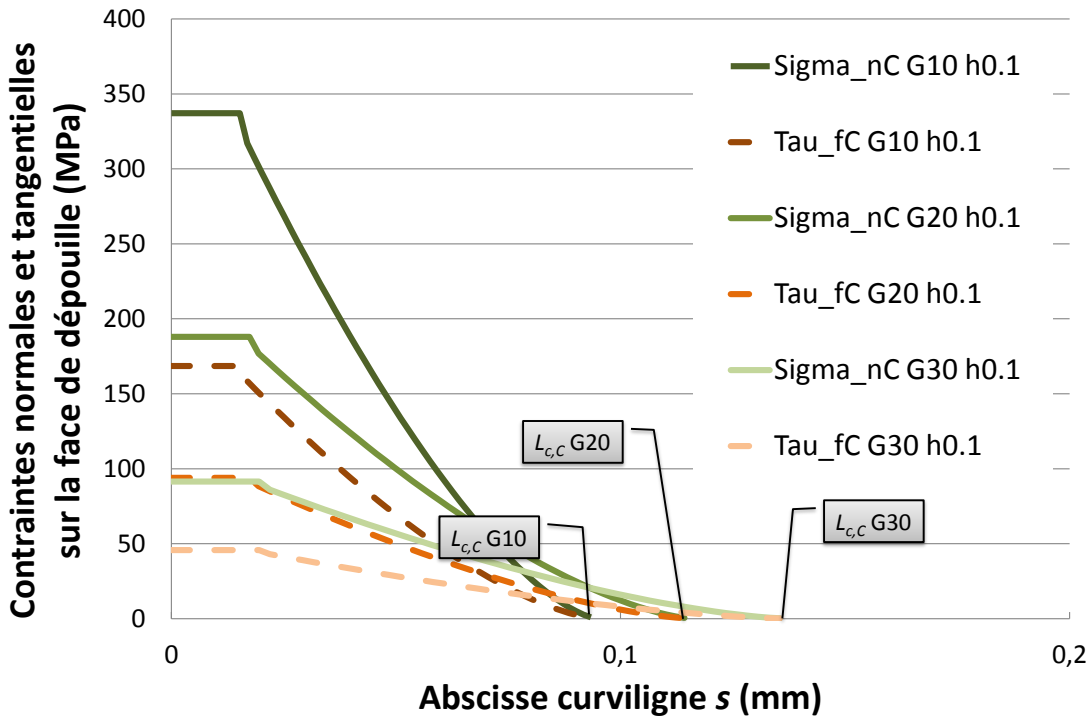


Fig. 6.22 – Contraintes normales $\sigma_{n,C}$ et tangentielles $\tau_{f,C}$ sur la face de dépouille modélisées analytiquement en fonction de l'abscisse curviligne s ($V_c = 140$ m/min, $\gamma_n = 10^\circ, 20^\circ$ et 30° , $\alpha_n = 5^\circ$, $r_\beta = 10 \mu\text{m}$, $h = 0.1$ mm).

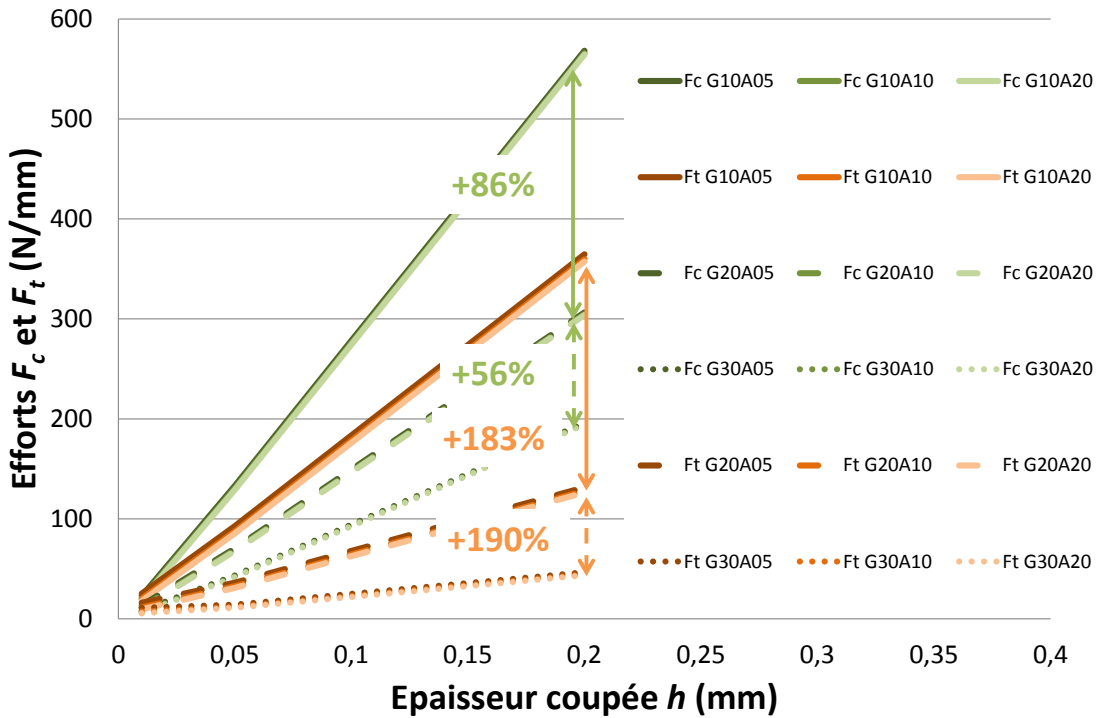


Fig. 6.23 – Efforts de coupe F_c et de pénétration F_t modélisés analytiquement en fonction de l'épaisseur coupée h pour un rayon d'arête r_β constant ($V_c = 140$ m/min, $\gamma_n = 10^\circ, 20^\circ$ et 30° , $\alpha_n = 20^\circ, 10^\circ$ et 5° , $r_\beta = 10 \mu\text{m}$).

L'augmentation des efforts avec la réduction de l'angle de coupe est fortement marquée contrairement à l'effet supposé de l'angle de dépouille, les courbes se superposant pratiquement pour un même angle de coupe. Un changement de pente est visible pour $h = 0.05$ mm mais présente une inflexion de sens opposé à celle observée expérimentalement. L'effort de coupe obtenu, pour une épaisseur coupée h de 0.2 mm, avec un outil dont l'angle de coupe γ_n est de 10° est 86% plus important que celui obtenu avec un angle de 20° . L'augmentation est de 56% pour un passage de 30° à 20° . Cette tendance est également en opposition avec les observations expérimentales du paragraphe 5.1. Concernant l'effort F_t , l'augmentation est de 190% pour un passage de 30° à 20° et 183% pour un passage de 20° à 10° . Cette fois l'augmentation plus importante de F_t lors du passage de γ_n de 20° à 10° suit les observations expérimentales mais ne respecte pas les proportions.

La figure 6.24 représente l'allure des efforts obtenus pour des outils d'angle de dépouille α_n identiques mais ayant différents rayons d'arête r_β . Cette fois, l'effet est visible en dépit d'une inflexion des courbes d'efforts au voisinage de $h = 0.05$ mm de sens opposée à celle observée expérimentalement. En comparaison avec les résultats de la figure 6.23, l'effet d'indentation, tel que pris en compte par ce modèle, est plus sensible à une variation du rayon r_β qu'à l'angle de dépouille α_n . Il s'agit donc bien de l'action d'indentation et non de frottement additionnel en dépouille.

La figure 6.25 montre les résultats obtenus des différentes configurations expérimentales testées en fonction de l'épaisseur coupée h . Les valeurs mesurées sont représentées par des points tandis que les courbes représentent les résultats donnés par le modèle. Qualitativement, les efforts prédits pour les épaisseurs coupées intermédiaires semblent représentatifs de la réalité expérimentale. Le modèle semble sous-estimer les efforts pour les plus faibles épaisseurs h et les surestimer pour les plus fortes. L'effort de pénétration calculés pour les outils d'angle de coupe γ_n de 30° augmente tandis que les valeurs expérimentales semblent indiquer qu'il reste stable. Les paramètres de la loi de comportement ayant été déterminés à partir des résultats obtenus pour les trois angles de coupe testés, les contraintes générées dans la matière par les outils ayant les plus faibles angles de coupe ont très probablement nuit à la justesse de ces constantes. L'allure linéaire générale des efforts laisse supposer que les très fortes épaisseurs coupées risquent d'être très largement surestimées. Le modèle semble diverger de manière générale.

D'un point de vue quantitatif, les pourcentages d'écarts donnés par les figures 6.26 et 6.27 confirment que les efforts divergent pour les épaisseurs coupées extrêmes. Un écart positif signifie que l'effort modélisé sous-estime l'effort mesuré et inversement. Les efforts de coupe F_c et de pénétration F_t pour les plus faibles épaisseurs coupées affichent des erreurs de 40% à 80% inférieures aux efforts mesurés. Ces écarts attestent que les mécanismes présents dans le cas d'un effet d'échelle important ne sont pas totalement modélisés. L'effort de pénétration calculé pour un outil d'angle de coupe γ_n de 30° est généralement surévalué, en particulier pour un angle de dépouille α_n de 20° , comme le montre la figure 6.27 où il apparaît en vert. L'écart moyen pour l'effort de coupe F_c est de 17% avec un minimum de 0.2% et un maximum de 76%. Pour l'effort de pénétration F_t , l'écart moyen est de -18% avec un écart minimum en valeur absolue de 2% et un maximum de -288%.

En résumé, les résultats donnés par ce modèle ne sont pas la parfaite image de la réalité expérimentale mais s'en approchent. Les résultats les plus significatifs se situent pour les épaisseurs coupées intermédiaires où l'effet d'échelle devient moins significatif.

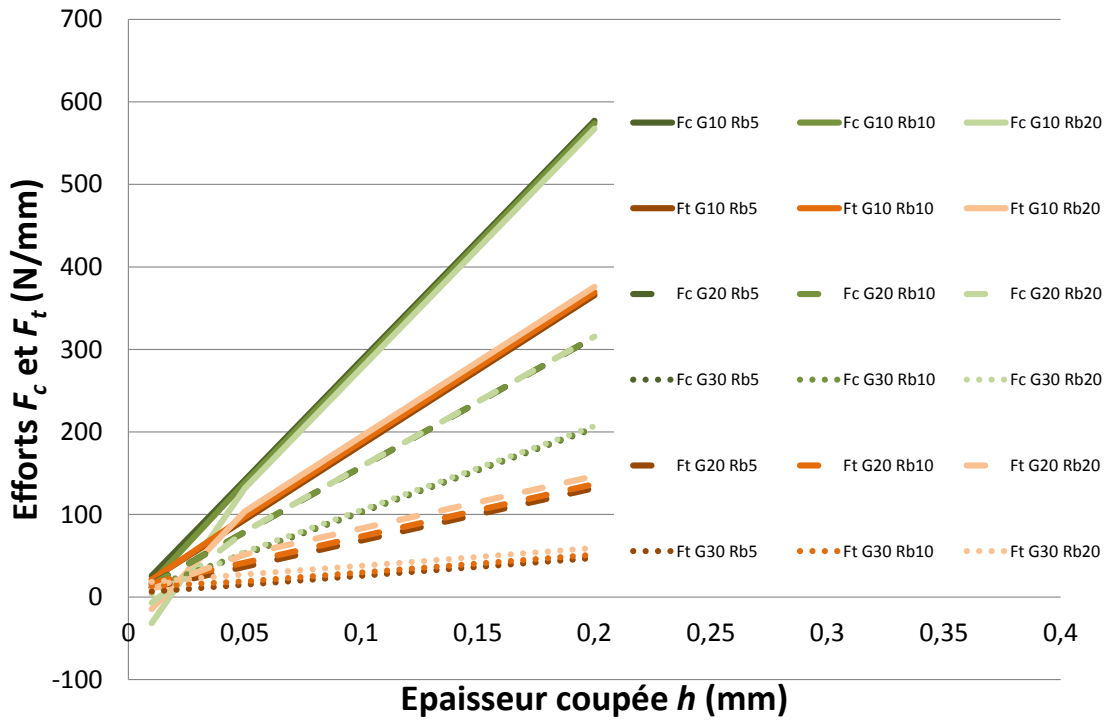


Fig. 6.24 – Efforts de coupe F_c et de pénétration F_t modélisés analytiquement en fonction de l'épaisseur coupée h pour un angle de dépouille α_n constant ($V_c = 140$ m/min, $\gamma_n = 10^\circ$, 20° et 30° , $\alpha_n = 5^\circ$, $r_\beta = 5 \mu\text{m}$, $10 \mu\text{m}$ et $20 \mu\text{m}$).

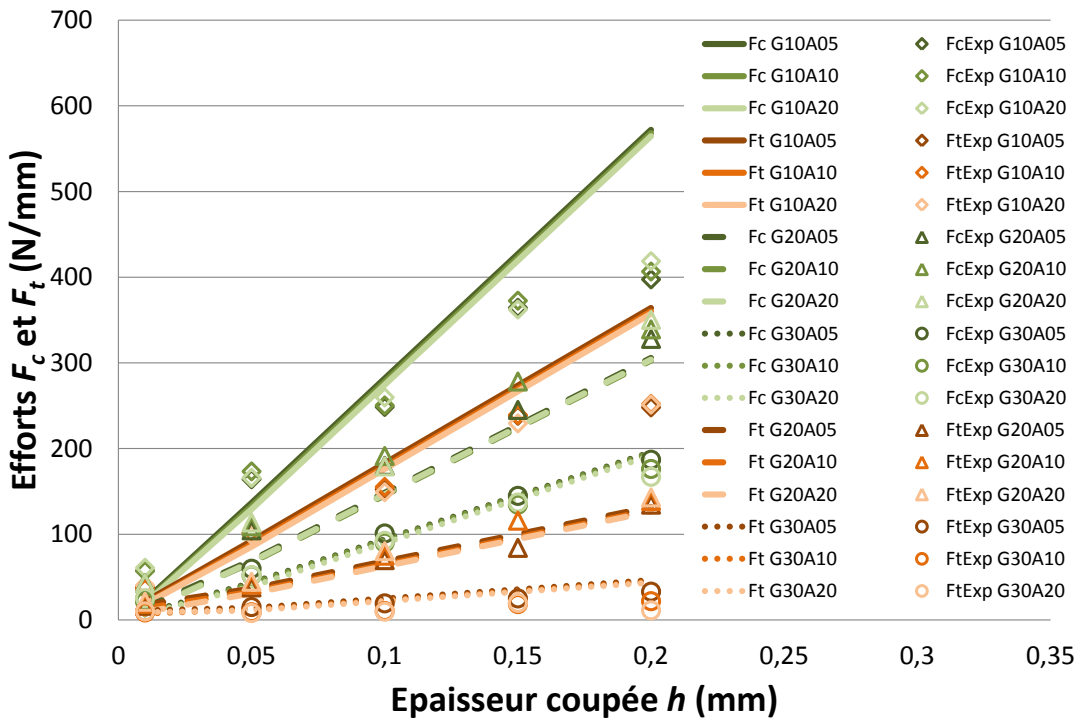


Fig. 6.25 – Efforts de coupe F_c et de pénétration F_t modélisés analytiquement (lignes continues) et mesurés (points) en fonction de l'épaisseur coupée h ($V_c = 140$ m/min, $\gamma_n = 10^\circ$, 20° et 30° , $\alpha_n = 20^\circ$, 10° et 5°).

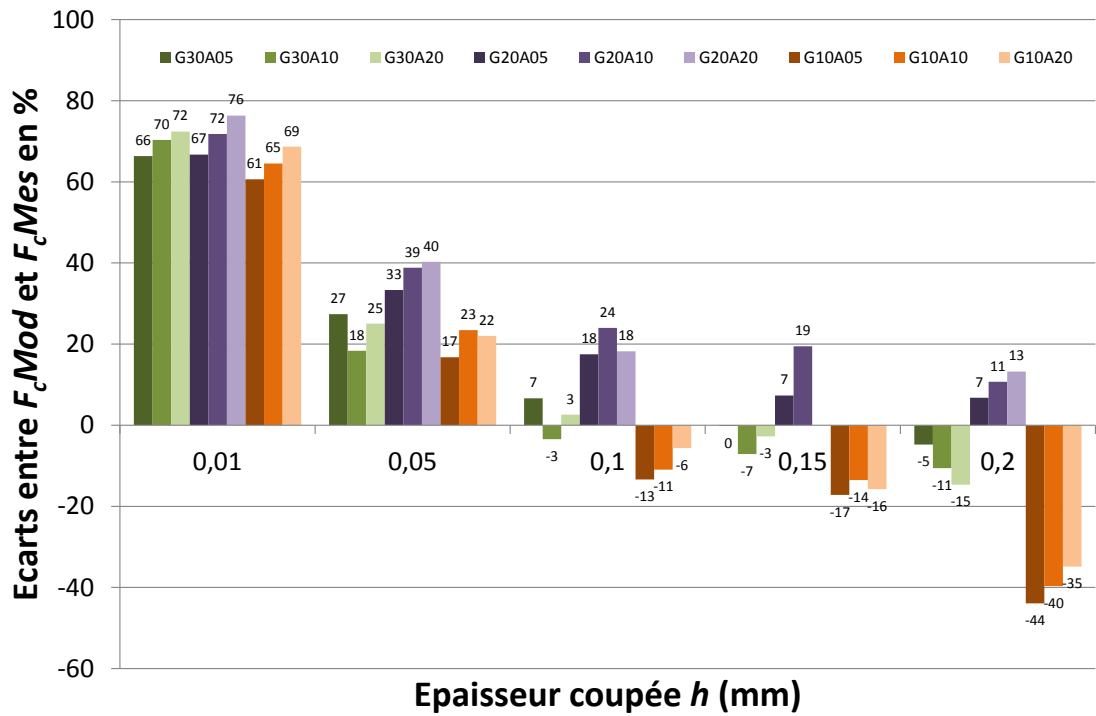


Fig. 6.26 – Ecart entre efforts de coupe F_c modélisés analytiquement et mesurés en fonction de l'épaisseur coupée h ($V_c = 140$ m/min, $\gamma_n = 10^\circ, 20^\circ$ et 30° , $\alpha_n = 20^\circ, 10^\circ$ et 5°).

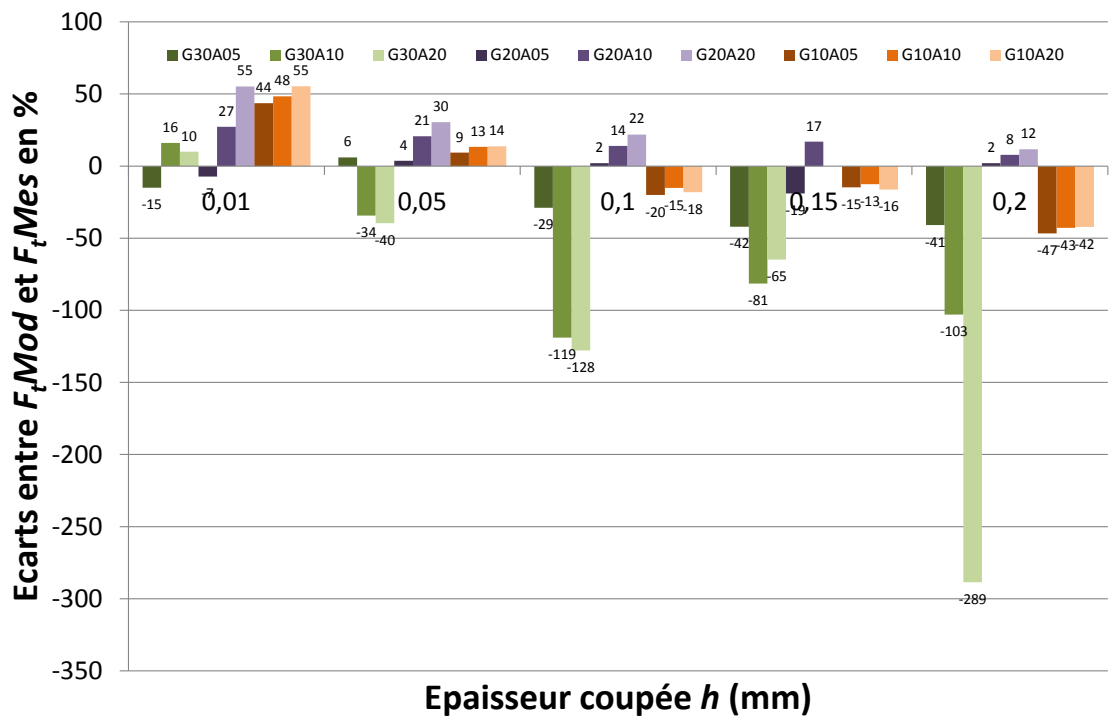


Fig. 6.27 – Ecart entre efforts de coupe F_t modélisés analytiquement et mesurés en fonction de l'épaisseur coupée h ($V_c = 140$ m/min, $\gamma_n = 10^\circ, 20^\circ$ et 30° , $\alpha_n = 20^\circ, 10^\circ$ et 5°).

6.5 Analyse des sensibilités

Afin de déterminer quelle précision doit être accordée aux paramètres identifiés, ce paragraphe propose d'analyser les sensibilités du modèle face à une variation de 10% des constantes d'entrée déterminées dans le paragraphe 6.2. La comparaison est faite avec les résultats obtenus pour deux outils aux propriétés opposées. Les caractéristiques de ces outils sont renseignées dans le tableau 6.3. L'outil 1 est très adapté à la coupe du Cu-c2 en raison de ses importants angles de coupe γ_n et de dépouille α_n ainsi que par la finesse de son rayon d'arête r_β . L'outil 2 est le moins adapté car son angle de coupe est faiblement positif, le contact en dépouille est maximisé et son acuité d'arête est faible. Deux épaisseurs coupées sont testées, une très faible censée subir fortement l'influence du rayon d'arête r_β et une importante minimisant cette influence.

Référence de l'outil	Angle de coupe γ_n	Angle de dépouille α_n	Rayon d'arête r_β
Outil 1	30°	20°	5 μm
Outil 2	10°	5°	20 μm

Tab. 6.3 – Géométrie des outils.

Référence de la condition de coupe	Épaisseur coupée h
Condition 1	0,01
Condition 2	0,2

Tab. 6.4 – Condition de coupe.

Pour chaque configuration d'outil et d'épaisseur coupée, identifiée par le signe OXCY où X et Y désignent respectivement l'outil et la condition de coupe, une constante identifiée au paragraphe 6.2 est augmentée de 10%. Le pourcentage d'écart entre les efforts de référence et les efforts calculés après modification de la constante est calculé. La figure 6.28 présente les résultats de cette analyse.

Les paramètres dont une variation a la plus forte influence sur le niveau des efforts calculés sont

- l'angle de frottement sur la face de coupe λ_R ,
- l'angle de frottement sur la face de dépouille λ_C ,
- les constantes régissant l'angle de cisaillement C_{Z1} et C_{Z2} ,
- ainsi que la position du point de stagnation θ_S ,

cette dernière constante n'ayant un effet important que dans le cas des très faibles épaisseurs coupées. Les paramètres NH_1 et NH_2 de la loi de comportement ont une importance relative sur la sensibilité du calcul des efforts. Une faible variation de l'angle de frottement sur la face de dépouille λ_C a un impact significatif dans les cas où le contact sur la face en dépouille est important en raison d'un faible angle α_n et où les épaisseurs coupées h sont très faibles. Dans le cas où l'angle de dépouille est important et l'épaisseur coupée grande, λ_C n'a pas d'influence significative sur les efforts car les composantes $F_{c,C}$ et $F_{t,C}$ qui sont généralement de faible intensité par rapport à $F_{c,R}$ et $F_{t,R}$. Comme suggéré par les résultats obtenus aux paragraphes 6.3.2 et 6.3.3, une faible variation des paramètres ζ_1 et ζ_2 régissant la longueur de contact $L_{c,R}$ a un effet non significatif sur celle-ci.

En conclusion, le plus grand soin doit être apporté lors de la détermination des paramètres λ_R , C_{Z1} et C_{Z2} et θ_S afin de garantir la représentativité des efforts calculés.

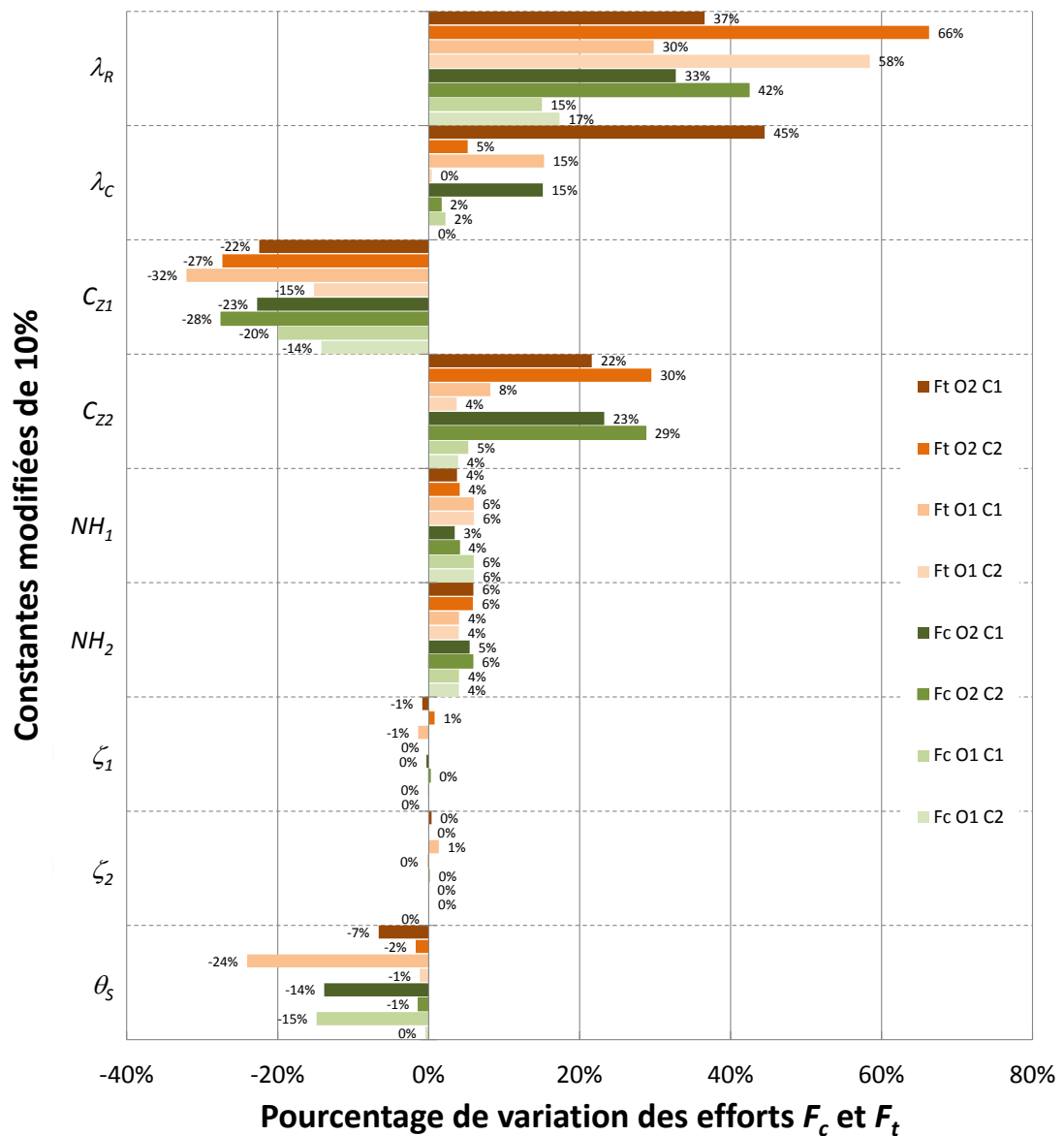


Fig. 6.28 – Variations des efforts pour une augmentation de 10% des paramètres d'entrée.

6.6 Conclusions

L'approche analytique a l'avantage de modéliser bien plus que les efforts car des données intermédiaires sur le chargement de l'outil sont générées. La coupe est modélisée de manière bien plus physique, et donc transparente, que par une approche phénoménologique. Sa représentativité physique permet d'apprécier la qualité de chaque étape du processus de modélisation.

D'un point de vue pratique, cette approche ne nécessite pas un nombre important d'essais pour donner des résultats. L'identification des coefficients de la loi régissant l'angle de cisaillement primaire ϕ ne nécessite que deux ou trois observations QST ou par caméra en raison de la linéarité du phénomène. La loi de comportement de Norton-Hoff ne nécessite pas forcément d'être étalonnée au travers d'essais d'usinage. Des essais de cisaillement par des barres d'Hopkinson, identiques à ceux réalisés par [Changeux \(2001\)](#), peuvent se substituer

aux essais de coupe orthogonale. Cette loi peut également être remplacée par une loi plus complexe mais nécessitera alors la connaissance de nouveaux paramètres introduits. Cependant, l'analyse des sensibilités a montré que l'angle de frottement λ_R sur la face de coupe doit être déterminé avec le plus grand soin en raison des effets de sa variation sur les efforts modélisés.

Ce modèle confère une certaine flexibilité. En cas d'usure de l'outil, le modèle est adaptatif. Une usure en dépouille modifie la géométrie de la face éponyme et tend généralement à réduire le rayon r_β (Kountanya et Endres, 2004). Ces nouveaux paramètres peuvent être aisément intégrés dans le modèle comme une nouvelle géométrie d'outil. Il en va de même dans le cas d'un rodage de l'arête où le rayon r_β est augmenté. Dans le cas d'une usure en cratère, la géométrie de la face de coupe est fortement modifiée et ne constitue plus une géométrie classique. L'écoulement du copeau s'en trouve modifié, comme avec une géométrie brise-copeau, et les propriétés du contact sont changées comme en témoignent les travaux de Fang et Jawahir (2001) et Parakkal *et al.* (2002). Cet aspect n'est pas pris en compte par le modèle et nécessite des approfondissements.

La modélisation ne reproduit pas parfaitement l'allure des efforts mesurés. Les résultats des essais ont montré que la pente des efforts, pour un rapport $h/r_\beta \leq 5$ est plus importante que celle obtenue pour des efforts moins sujets aux effets d'échelle. Dans le cadre de cette modélisation analytique, cette tendance est inversée. D'importantes différences ont pu être observées entre le comportement d'un outil d'angle de coupe 30° , d'une part, et ceux d'angles 10° et 20° d'autre part. Si ce comportement a été imputé à une importante génération de contraintes en amont de l'outil pour ces deux dernières géométries, il peut sembler, au regard des résultats de la modélisation, que ceci a certainement un impact sur la géométrie de l'écoulement de la matière, paramètre difficilement observable. La position du point S est probablement dépendante d'autres paramètres que $\gamma_{n,eff}$ comme c'est le cas pour ce modèle.



Comparaison des résultats

Ce chapitre présente un comparatif des deux approches au travers des résultats donnés par le démonstrateur. Les différents modèles phénoménologiques et analytique ont été appliqués, par le biais de la méthode du Couple-Arête-Matière, à quatre configurations testées en tournage 3-D (chariotage). Les paramètres de coupe employés pour les différents essais sont rappelés dans le tableau 7.1. Un porte-plaquette SVJBL 2020K16 équipé de plaquettes de type VCGT 160408 FN-ALU, évoqué au paragraphe 4.1.1, a été utilisé.

Essai	V_c (m/min)	f (mm/tr)	a_p (mm)	F_p (N)	F_f (N)	F_c (N)	D_{usi} (mm)
1	140	0.1	0.1	9.2	2.3	26.3	62.7
2	140	0.2	0.1	12.5	2.8	39.8	63.3
3	140	0.2	0.2	24.7	7.2	76.4	62.5
4	140	0.1	0.2	13.3	4.9	42.2	62

Tab. 7.1 – Paramètres mesurés des essais 3-D en chariotage.

7.1 Modélisation géométrique des configurations testées

Afin de modéliser les efforts selon la méthode du Couple-Arête-Matière, il est nécessaire de segmenter la section coupée A_D . La section coupée non déformée A_D est obtenue par la section formée par l'outil sur un tour de pièce. L'outil est matérialisé par deux cercles de rayon r_c dans le plan P_r dont les centres sont distants du paramètre d'avance f^a . La discrétisation de la section coupée est réalisée en fonction d'un paramètre angulaire θ_i compris entre deux valeurs θ_{min} et θ_{max} , comme le montre la figure 7.1^b. La valeur de θ_{min} est déterminée par l'intersection des deux cercles outil au niveau de la surface usinée. Quant à θ_{max} , il correspond à l'intersection avec la surface libre de la pièce. Le nombre d'éléments définit le pas de discrétisation. Ce nombre d'éléments est fixé initialement et demeure le même pour tous les essais, le pas n'est donc pas constant. La largeur b du segment est définie par la largeur mesurée entre deux angles θ_i et θ_{i+1} sur la seconde arête. L'angle d'obliquité λ_s est obtenu de manière analogue et la règle de Stabler s'applique sur chaque segment^c, soit $\eta_{c,i} = \lambda_{s,i}$.

a. L'algorithme de modélisation de l'outil est donné en annexe E.

b. L'algorithme de segmentation de l'outil est donné en annexe F.

c. Voir le paragraphe 2.1.2 page 16 pour plus d'informations sur la coupe oblique.

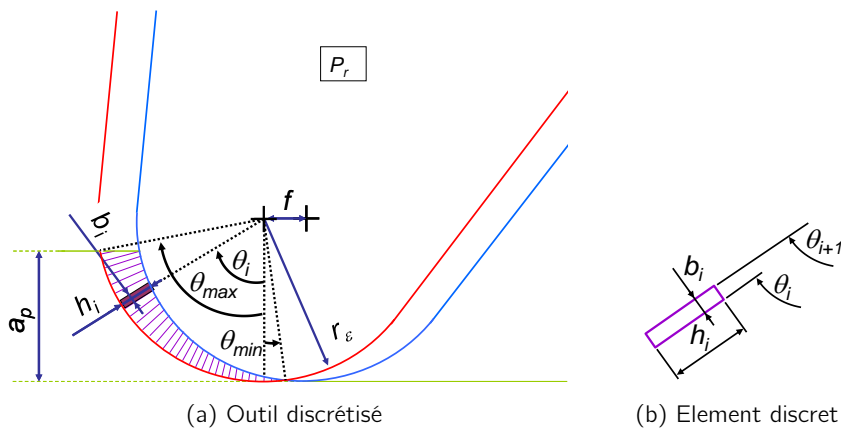


Fig. 7.1 – Paramétrage de l'outil discrétisé en arêtes élémentaires.

L'épaisseur h du segment est donnée par la moyenne des épaisseurs mesurées aux points θ_i et θ_{i+1} bornant le segment considéré. Il en est de même pour l'angle de coupe γ_n de l'outil modélisé à partir de mesures par microscope interférométrique^d. Ainsi, chaque segment est caractérisé dans l'espace par les paramètres nécessaires aux deux modèles d'efforts phénoménologique et au modèle analytique. La figure 7.2 montre l'évolution de l'épaisseur coupée le long de l'arête de l'outil pour les quatre groupes de conditions testées (tableau 7.1).

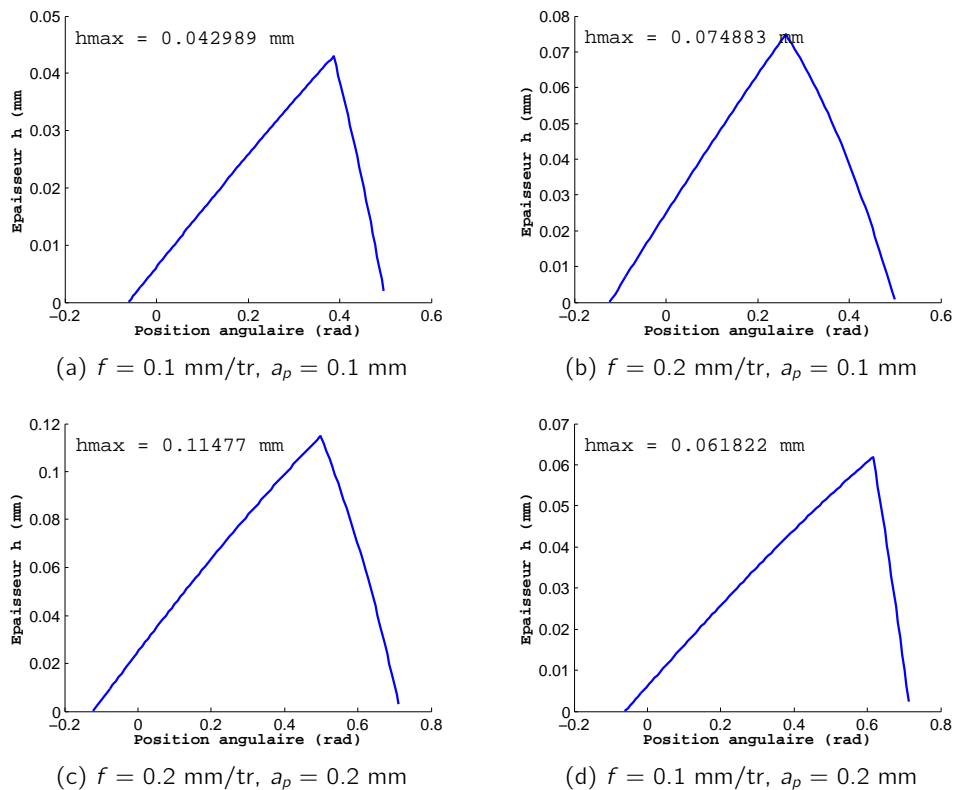


Fig. 7.2 – Evolution de l'épaisseur coupée h en fonction de la position du segment d'arête.

d. Voir le paragraphe 4.1.2.

Ces résultats indiquent qu'en dépit d'avances f et de profondeurs de passe a_p relativement importantes, l'épaisseur coupée h reste faible, la plus importante épaisseur coupée n'étant que de 0.11 mm. Cette plage d'épaisseurs coupées s'est révélée relativement bien modélisée par les deux modèles phénoménologiques présentés au paragraphe 5.2. Le modèle analytique tend à sous-estimer les efforts générés par les très faibles épaisseurs coupées et surestime les plus fortes.

7.2 Résultats des différentes modélisations

Le principe du Couple-Arête-Matière, évoqué en [introduction générale](#), consiste à appliquer le modèle d'efforts sur chaque élément discrétisé de l'arête. Ces efforts sont au nombre de deux, $F_{C,i}$ et $F_{t,i}$ liés au repère de l'élément considéré i comme le montre la figure 7.3. Les efforts totaux seront obtenus par sommation vectorielle de la totalité des efforts élémentaires appliqués sur chaque élément discret de l'arête dans le repère machine. Les composantes d'efforts dans l'espace sont au nombre de trois, l'effort de coupe F_C , l'effort d'avance F_f et l'effort de pénétration F_p . La figure 7.4 représente les évolutions des efforts $F_{C,i}$ et $F_{t,i}$ obtenues pour les quatre configurations testées avec les trois modèles développés.

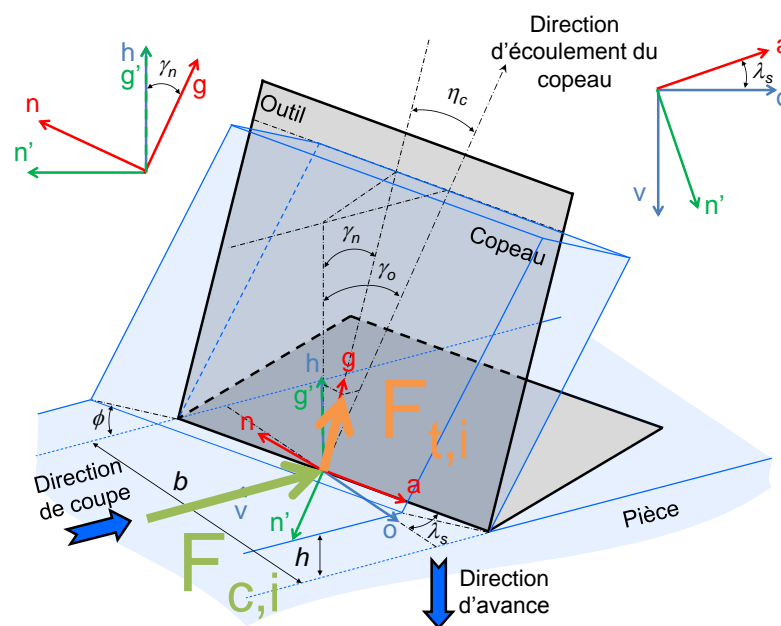
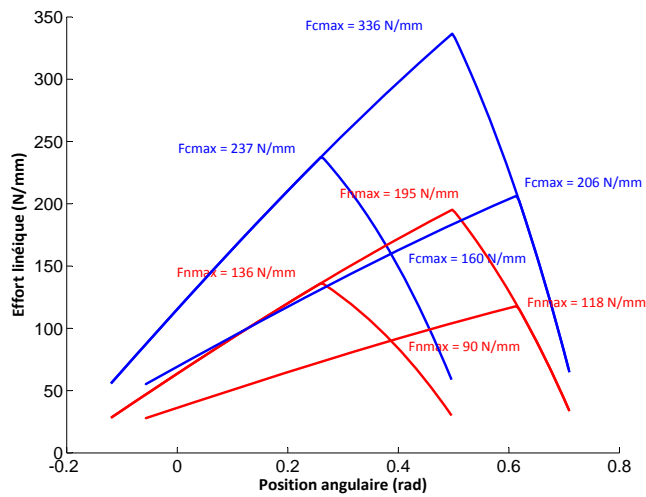
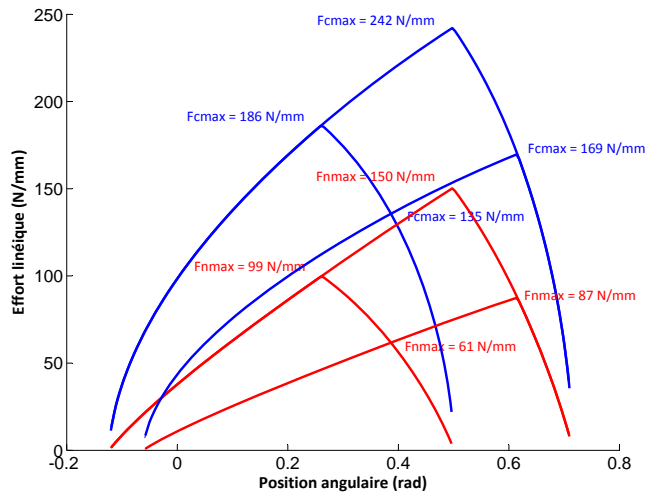


Fig. 7.3 – Paramétrage du segment d'arête i .

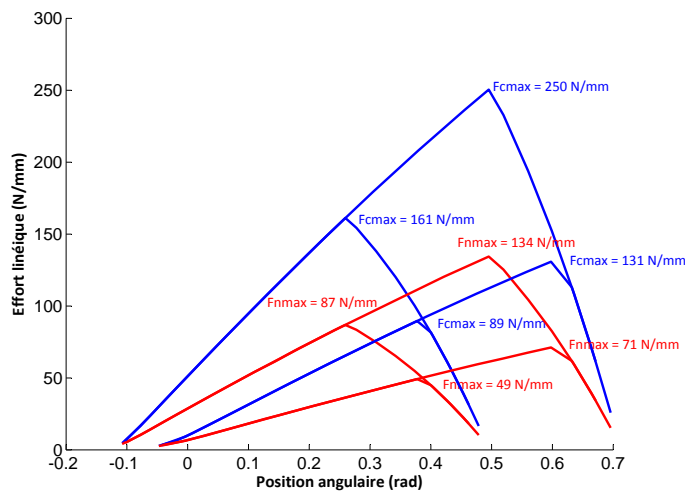
Les deux approches phénoménologiques (figures 7.4a et 7.4b) utilisent les coefficients déterminés en coupe orthogonale. L'approche analytique (figure 7.4c) est appliquée après réévaluation des coefficients de frottement tels que $\mu_R = 0.7$ et $\mu_C = 0.15$ en raison de la qualité des surfaces de l'outil. En effet, un outil de coupe orthogonale possédant un angle de coupe de 5° et présentant une qualité de surface différente des autres outils utilisés a montré un coefficient de frottement plus faible. Ce lien entre état de surface et coefficient de frottement est notamment abordé dans les travaux de [Menezes et Kailas \(2008\)](#). Les résultats du modèle phénoménologique logarithmique de la figure 7.4b montrent une augmentation rapide de l'effort de coupe F_C avec l'augmentation de l'épaisseur coupée h . Cette augmentation est plus progressive avec les deux autres modèles. Les valeurs maximales d'effort obtenues à h_{max} montrent la divergence entre les deux modèles phénoménologiques. Par exemple, pour



(a) Modèle phénoménologique linéaire



(b) Modèle phénoménologique logarithmique



(c) Modèle analytique

Fig. 7.4 – Efforts linéiques modélisé F_c (bleu) et F_t (rouge) le long de l'arête en chariotage.

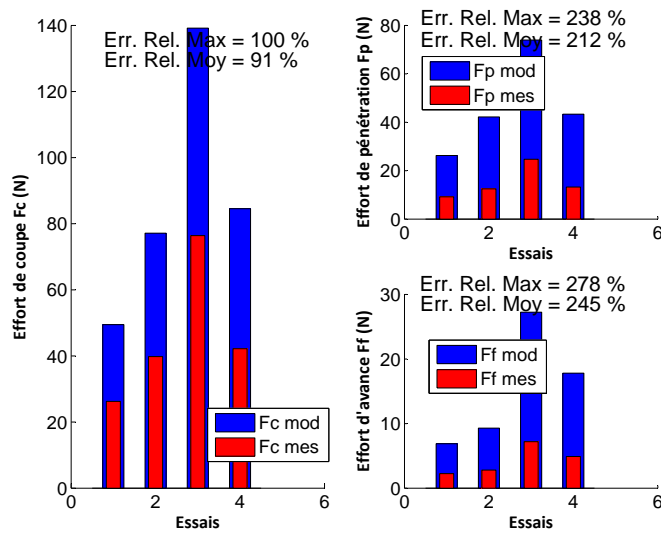
l'essai numéro 3, l'effort de coupe maximal $F_{c,max}$ obtenu avec le modèle linéaire atteint 336 N/mm contre 242 N/mm pour le modèle logarithmique. Cet effort est de 250 N/mm avec le modèle analytique.

L'analyse des erreurs de modélisation, figure 7.5 et tableau 7.2, montre que les meilleurs résultats sont obtenus sur la composante d'effort de coupe F_c et pour la modélisation de type analytique. Les écarts minimaux, maximaux et moyens sont donnés en valeur absolue. D'un point de vue général, l'effort de coupe demeure l'effort le mieux modélisé, ce qui était déjà le cas en 2-D. Les efforts de pénétration F_p et d'avance F_f , très faibles en raison de l'importance du rayon de bec r_e , sont globalement surévalués. Cette remarque avait déjà été faite dans le cas de l'identification inverse du modèle d'effort par la méthode du Couple-Arête-Matière (Germain, 2008). L'effort de coupe est aussi surévalué, excepté dans le cas de l'essai 1 modélisé analytiquement. Les épaisseurs coupées durant cet essai étant les plus faibles, elles se situent dans la plage où le modèle les sous-évalue. Les résultats des modélisations phénoménologiques sont les moins représentatifs de la réalité. Du fait des différences relevées entre les outils utilisés en coupe orthogonale et ceux employés en chariotage, les coefficients fixes de ces modèles perdent en représentativité. Le principal inconvénient de ces modèles, à savoir leur manque de flexibilité, se manifeste ici clairement. Les meilleurs résultats sont obtenus pour l'essai 3 dont les épaisseurs coupées sont les plus importantes. Une des raisons possibles pouvant expliquer ce comportement réside dans le fait que l'effet d'échelle présent pour les plus faibles épaisseurs h est assez mal appréhendé par ces modèles. Cependant, du fait de l'excellente acuité d'arête des outils employés, cette hypothèse est insuffisante.

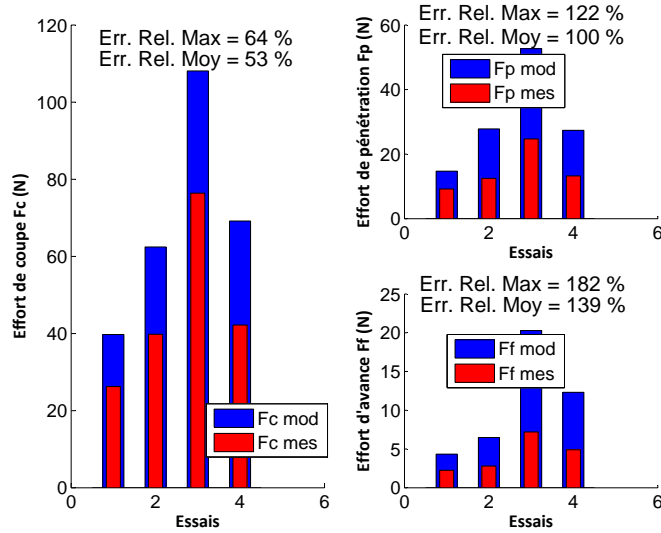
Modèle	Essai	Erreur relative (%)		
		F_c	F_p	F_f
Phénoménologique linéaire	1	88.4	185.4	206.0
	2	93.8	237.7	232.2
	3	82.2	199.4	278.5
	4	100.3	227.2	263.5
	Min.	82.2	185.4	206.0
	Moy.	91.2	212.4	245.0
	Max.	100.3	237.7	278.5
Phénoménologique logarithmique	1	51.4	59.9	92.8
	2	56.9	122.4	131.6
	3	41.5	113.2	181.8
	4	63.9	106.6	151.4
	Min.	41.5	59.9	92.8
	Moy.	53.4	100.5	139.4
	Max.	63.9	122.4	181.8
Analytique	1	21.1	22.4	44.7
	2	7.2	82.5	87.2
	3	16.8	82.2	141.5
	4	2.0	64.1	100.0
	Min.	2.0	22.4	44.7
	Moy.	11.8	62.8	93.3
	Max.	21.1	82.5	141.5

Tab. 7.2 – Erreurs relatives par essai et valeurs moyennes par modèle.

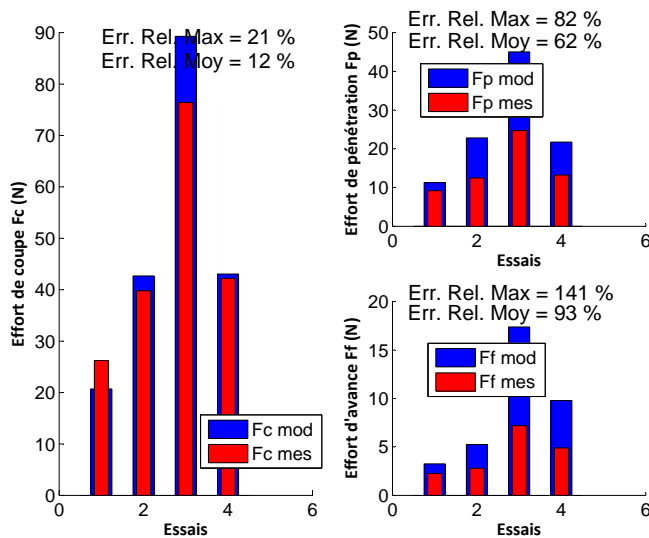
Les résultats du modèle analytique sont meilleurs. Certes, les efforts de pénétration F_p et d'avance F_f sont également largement surévalués, or les résultats obtenus sur l'effort de coupe F_c confirment les conclusions du paragraphe 6.6. Les efforts sous-évalués pour les plus



(a) Modèle phénoménologique linéaire



(b) Modèle phénoménologique puissance



(c) Modèle analytique

Fig. 7.5 – Evolution des erreurs de modélisation des efforts en chariotage pour les différentes modélisations.

Conclusions générales et perspectives

Le procédé d'usinage regroupe plusieurs disciplines, notamment la mécanique avec les lois de l'élasto-plasticité et du frottement, et la thermique. Comprendre la formation du copeau et les efforts qui en découlent est une activité qui mobilise de nombreux chercheurs depuis plus d'un siècle avec les travaux de [Tresca](#) et qui n'est pas encore arrivée à son but final, un unique modèle physique de la coupe. Ces travaux de thèse se sont attachés à modéliser les efforts de coupe dans l'optique de prédire les efforts de coupe par la méthodologie du Couple-Arête-Matière. Cette démarche vise à prédire les actions mécaniques s'appliquant à une géométrie d'outil donnée en la définissant à partir d'une succession d'arêtes élémentaires de la même famille, caractérisée par son matériau, son revêtement et sa préparation. Pour cela, le modèle d'efforts se doit d'être à l'image du comportement de la matière sous une géométrie connue et maîtrisée d'arête. Diverses approches de modélisation existent, abordant le problème selon différents points de vue. Parmi les contributions les plus remarquables à la modélisation des efforts de coupe, les travaux de [Oxley](#) constituent un apport considérable du point de vue de la modélisation analytique et ont inspiré ces travaux de thèse durant tout le développement du modèle analytique. Les travaux de [Moufki](#), [Molinari](#) et [Dudzinski](#) constituent les principaux apports récents concernant la modélisation analytique.

Le volet expérimental de ces travaux a été un élément primordial. Le matériau Cu-c2 facilite la modélisation en raison de ses caractéristiques isotropes et de sa structure homogène monophasée. Cependant, son état métallurgique peut être affecté par un traitement thermique inapproprié, ce qui peut fortement nuire à la qualité des mesures d'efforts effectuées. L'échelle de la super finition est une difficulté supplémentaire pour l'expérimentation. Les effets induits par la micro-géométrie de l'arête, tels que le rayon d'arête r_β , nécessitent une parfaite connaissance de la géométrie de l'outil. Plusieurs moyens ont été mis en œuvre afin de la caractériser au mieux et leurs résultats sont directement exploités par l'algorithme de modélisation, d'où l'importance accordée aux mesures dimensionnelles. L'instrumentation des axes de la machine-outil mesurant ses déplacements permet de maîtriser les paramètres de coupe. La mesure des efforts, parfois de faible intensité, est une tâche délicate. La gamme de sensibilité, la durée des essais ou l'état de la chaîne d'acquisition peuvent modifier sensiblement la précision de la mesure. L'analyse des signaux collectés doit être minutieusement effectuée afin d'isoler l'information utile des éventuels phénomènes parasites. En particulier en présence de bavures latérales sur l'éprouvette durant un essai prolongé, les signaux temporels d'effort montrent généralement une augmentation de l'effort qu'il est nécessaire d'interpréter. La visualisation de la zone de formation du copeau est sans doute l'une des tâches les plus délicates. En raison des faibles dimensions des phénomènes observés, le protocole expérimental se doit d'être d'une grande rigueur, le soin principal devant être porté sur la mise au point et la qualité des surfaces observées. La moindre vibration a pour effet d'introduire une

défocalisation de l'image, la rendant inexploitable. Ce procédé de mesure par caméra est un point demandant des améliorations mais a déjà montré un important potentiel. Une caméra permettant une vitesse de prise de vue plus rapide permettrait de réduire la sensibilité aux vibrations.

Les résultats expérimentaux ont permis d'identifier la frontière entre les phénomènes propres au micro-usinage et à l'usinage 3-D. Cette frontière se matérialise au voisinage du rapport entre épaisseur coupée et rayon d'arête $h/r_\beta \approx 5$. La coupe du matériau Cu-c2 est également fortement influencée par la géométrie de l'outil. Ainsi, les outils possédant les plus faibles angles de coupe accentuent les phénomènes de refus de coupe qui se traduisent par une brutale augmentation de l'effort de pénétration. Le Cu-c2 nécessite des géométries de coupe fortement positives. L'angle de dépouille α_n a une influence sur les efforts mais de faible intensité ; son effet est également influencé par le diamètre usiné. Les paramètres les plus influents demeurent l'angle de coupe γ_n et l'épaisseur coupée h .

La modélisation phénoménologique ne fait appel à aucune notion physique. Basée sur une série de coefficients fonction de paramètres opératoires, cette modélisation a l'avantage de renseigner sur le poids de tel ou tel paramètre sur l'intensité des efforts. Cette approche ne trouve sa justification que dans le cas d'applications systématique ne couvrant pas un large panel de paramètres opératoires mais ne s'inscrit pas dans l'optique d'une modélisation généralisable. Si ces modèles tirent leur précision du nombre important de degrés de liberté qu'ils possèdent, ils dépendent également de la plage sur laquelle ils sont étalonnés. De plus, leur identification nécessite une quantité importante de résultats expérimentaux. Le manque de flexibilité est en effet le principal défaut de ce type de modélisation pour la méthodologie du Couple-Arête-Matière en identification directe. En d'autres termes, plus le nombre de paramètres pris en compte sera grand et plus la plage ciblée sera étroite, plus le modèle sera précis sur cette plage. Les deux modèles phénoménologiques développés durant cette thèse sont fonction de l'épaisseur coupée h , de l'angle de coupe γ_n , du couplage de ces derniers, de l'angle de dépouille α_n et du rayon d'arête au travers du rapport h/r_β . Deux formulations ont été proposées, un modèle linéaire et un modèle non linéaire de type puissance dont la formulation logarithmique facilite l'identification. La formulation linéaire n'est pas parfaitement représentative des phénomènes et n'est valable que pour de faibles variations des paramètres d'entrée. La formulation non linéaire est plus représentative des phénomènes observés mais tend à diverger pour les fortes épaisseurs coupées. Ces modèles sont à identifier, de préférence, par une méthode inverse si leur application finale s'inscrit dans une démarche du type Couple-Arête-Matière.

L'approche analytique se caractérise par sa transparence vis-à-vis des grandeurs d'entrée et des grandeurs intermédiaires modélisées. En plus de modéliser les efforts, son objectif premier, elle offre un accès à une multitude de paramètres intermédiaires renseignant sur la phénoménologie de la coupe ainsi que sur le chargement de l'outil. Ces informations peuvent influencer le choix des outils, par exemple sur les critères de durée de vie. Contrairement à l'approche phénoménologique, l'identification du modèle analytique ne nécessite pas un nombre considérable de résultats expérimentaux. Le modèle développé durant cette thèse est fonction de l'épaisseur coupée h et de la géométrie de l'outil. Des modèles intermédiaires, dont les paramètres doivent être identifiés au préalable, permettent de modéliser la géométrie de la zone de formation du copeau au travers de l'angle de cisaillement ϕ . Le comportement du matériau usiné est modélisé par une loi de type Norton-Hoff, fonction de la déformation moyenne $\bar{\epsilon}$. Les longueurs de contact entre l'outil et la matière usinée sur les faces de coupe et de dépouille sont identifiées à partir d'images réalisées en coupe orthogonale. Les résultats de ce modèle ont montré des résultats intéressants au travers de l'approche Couple-Arête-

Matière en dépit de leur manque d'exactitude en 2-D. Ce modèle peut être amélioré afin de parfaire sa représentativité de la réalité expérimentale, en particulier pour les plus faibles épaisseurs coupées. Le modèle proposé est purement mécanique, les effets thermiques ne sont absolument pas pris en compte en raison de l'excellente conductivité thermique du Cu-c2. Cependant, l'introduction de l'effet des échauffements sur l'adoucissement thermique et la viscosité du matériau pourrait grandement améliorer les performances du modèle au regard des résultats des récents travaux de [Moufki, Dudzinski, Molinari et Rausch \(2000\)](#). Une autre piste d'amélioration du modèle réside dans la prise en compte d'un frottement variable plutôt que dans l'utilisation d'un coefficient de frottement moyen. Les travaux de [Bailey \(1975\)](#) ont montré un effet de l'angle de coupe sur le coefficient de frottement moyen pour certains matériaux — le cuivre n'y présente pas de variation du coefficient de frottement en fonction de γ_n — ainsi que de la vitesse de coupe V_c , dont la vitesse V_g d'écoulement de la matière sur l'outil est une fonction. Les simulations numériques réalisées par [Bonnet, Valiorgue, Rech, Claudin, Hamdi, Bergheau et Gilles \(2008\)](#) prennent en compte une vitesse variable d'écoulement de la matière le long de l'outil influençant le coefficient de frottement local. Cette considération est certainement une piste d'amélioration du modèle analytique. La modélisation des actions sur la face en dépouille reste cependant la difficulté principale de la modélisation analytique. Phénomène difficilement observable, l'action de l'indentation et le frottement qui s'y produisent peuvent difficilement être découplés des efforts mesurés. Leur identification ne peut se faire qu'au travers d'hypothèses et de modélisations successives chronophages.

De manière générale, la perspective d'appliquer ces modèles, et plus particulièrement le modèle analytique, à d'autres matériaux ne pourra se faire sans modifications. La loi de comportement employée ou plus simplement l'équation régissant la position du point de stagnation S ont été déterminées pour le Cu-c2 dont le comportement est extrêmement ductile. Les modèles pourront être testés sur d'autres procédés tels que le fraisage faisant intervenir une variation de l'épaisseur coupée h en fonction du temps, mais également sur des parcours d'outil plus complexes comme en contournage. Le démonstrateur développé durant cette thèse permet de calculer rapidement les efforts à partir d'une géométrie d'outil réelle pour diverses configurations d'usinage dans le cas du matériau Cu-c2.



Références bibliographiques

- Abdelmoneim, M.E., Scrutton, E.F., 1974. Tool edge roundness and stable build-up formation in finish machining. ASME Journal of Engineering for Industry 96 Ser B, 1258–1267.
Cité page 11
- Abdelmoneim, M.E., Scrutton, R.F., 1973. Post-machining plastic recovery and the law of abrasive wear. Wear 24, 1–13.
Cité page 11
- Ackroyd, B., Chandrasekar, S., Compton, W.D., 2003. A model for the contact conditions at the chip-tool interface in machining. Journal of Tribology 125, 649–660.
Cité 2 fois, pages 10 et 28
- AFNOR, 1993. Grandeurs de base pour la coupe et la rectification – ISO 3002-1.
Cité 3 fois, pages xii, A-1 et A-2
- AFNOR, 1994. Domaine de fonctionnement des outils coupants - couple outil-matière – NF 66-520.
Cité 3 fois, pages 2, 14 et 17
- AFNOR, 2005. Matériaux métalliques – Essai de dureté brinell – Partie 1 : Méthode d'essai – ISO 6506-1.
Cité page 44
- Albrecht, P., 1960. New developments in the theory of metal cutting process : Part i - the ploughing process in metal cutting. ASME Journal of Engineering for Industry 82, 348–358.
Cité 7 fois, pages ix, 11, 12, 30, 31, 33 et 34
- Armarego, E.J.A., Brown, R.H., 1969. The machining of metals. Prentice-Hall Englewood Cliffs, N.J.
Cité page 17
- Armarego, E.J.A., Samaranayake, P., 1999. Performance prediction models for turning with rounded corner plane faced lathe tools. i. theoretical development. Machining Science and Technology 3, 143–172.
Cité page 17
- Arsecularatne, J.A., Mathew, P., 2000. Oxley modeling approach, its applications and future directions. Machining Science and Technology 4, 363–397.
Cité 2 fois, pages 17 et 27
- Artozoul, J., Lescalier, C., D'Acunto, A., Bomont-Arzur, A., 2010. Stress and heat flux distribution in rake face analytical and experimental approaches, in : Proceeding of the 8th Conference on High Speed Machining, Metz, France, p. 6.
Cité page 28
- Ashby, M.F., 1970. The deformation of plastically non-homogeneous materials. Philosophical Magazine 21, 399.
Cité 2 fois, pages 24 et 25

- ASTM, 2000. Standard test method for macroetching metals and alloys – E 340-00. *Cité page 55*
- Bagchi, A., Wright, P.K., 1987. Stress analysis in machining with the use of sapphire tools. Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences 409, 99–113. *Cité page 97*
- Bailey, J.A., 1975. Friction in metal machining—mechanical aspects. *Wear* 31, 243–275. *Cité page 117*
- Barbery, J., 1991. Traitements thermiques du cuivre et de ses alliages. Techniques de l'Ingénieur, traité Matériaux métalliques , M 1 295–1–20. *Cité 2 fois, pages x et 47*
- Barrow, G., Graham, W., Kurimoto, T., Leong, Y.F., 1982. Determination of rake face stress distribution in orthogonal machining. *International Journal of Machine Tool Design and Research* 22, 75–85. *Cité 4 fois, pages ix, 10, 28 et 29*
- Bissey, S., 2005. Développement d'un modèle d'efforts de coupe applicable à des familles d'outils : cas du fraisage des aciers traités thermiquement. Thèse de doctorat. Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers. *Cité 3 fois, pages ix, 1 et 16*
- Bitans, K., Brown, R.H., 1965. An investigation of the deformation in orthogonal cutting. *International Journal of Machine Tool Design and Research* 5, 155–165. *Cité 2 fois, pages 22 et 26*
- Bonnet, C., Valiorgue, F., Rech, J., Claudin, C., Hamdi, H., Bergheau, J.M., Gilles, P., 2008. Identification of a friction model - application to the context of dry cutting of an aisi 316L austenitic stainless steel with a tin coated carbide tool. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 48, 1211–1223. *Cité 2 fois, pages 30 et 117*
- Boothroyd, G., Bailey, J.A., 1966. Effects of strain rate and temperature in orthogonal metal cutting. *Journal Mechanical Engineering Science* 8, 264–269. *Cité page 23*
- Budak, E., Altintas, Y., Armarego, E.J.A., 1996. Prediction of milling force coefficients from orthogonal cutting data. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 118, 216–224. *Cité page 20*
- Buryta, D., Sowerby, R., Yellowley, I., 1994. Stress distributions on the rake face during orthogonal machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 34, 721–739. *Cité 2 fois, pages 28 et 97*
- Cahuc, O., Darnis, P., Gérard, A., Battaglia, J.L., 2001. Experimental and analytical balance sheet in turning applications. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 18, 648–656. *Cité page 28*
- Campbell, J.S., 1961. Principles of manufacturing materials and processes. McGraw-Hill. *Cité page 45*
- Challen, J.M., Oxley, P.L.B., 1984. Slip-line fields for explaining the mechanics of polishing and related processes. *International Journal of Mechanical Sciences* 26, 403–418. *Cité page 34*
- Changeux, B., 2001. Loi de comportement pour l'usinage. Localisation de la déformation et aspects microstructuraux. Thèse de doctorat. Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers. *Cité page 105*

- Colombié, M., 1990. Pratique des matériaux industriels : propriété, choix, utilisation. volume 3. Dunod edition. *Cité page 43*
- Connolly, R., Rubenstein, C., 1968. The mechanics of continuous chip formation in orthogonal cutting. *International Journal of Machine Tool Design and Research* 8, 159–187. *Cité 2 fois, pages 11 et 33*
- Copper Development Association, 1992. Cost-effective manufacturing machining brass, copper and its alloys – Publication TN44. *Cité page 45*
- Crolet, A., 2008. Contribution à l'étude de l'influence du comportement vibratoire du système « pièce-outil-machine » sur la qualité de surface obtenue en tournage de super finition. Thèse de doctorat. Institut National Polytechnique de Lorraine. *Cité 2 fois, pages x et 48*
- Das, N.S., Chawla, B.S., Biswas, C.K., 2005. An analysis of strain in chip breaking using slip-line field theory with adhesion friction at chip/tool interface. *Journal of Materials Processing Technology* 170, 509–515. *Cité page 89*
- Denkena, B., Tracht, K., Clausen, M., 2005. Predictability of milling forces based on specific cutting forces. *Proceedings of the 8th CIRP Workshop on Modeling of Machining Operations*, 259–266. *Cité page 14*
- Deutsches Kupferinstitut, 2005. Werkstoff datenblätter Cu-OFE–CW009A. *Cité page 43*
- Dewhurst, P., 1978. On the non-uniqueness of the machining process. *Proceedings of the Royal Society of London. A. Mathematical and Physical Sciences* 360, 587–610. *Cité 2 fois, pages 24 et 27*
- Doyle, E.D., Horne, J.G., Tabor, D., 1979. Frictional interactions between chip and rake face in continuous chip formation. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences* 366, 173–183. *Cité page 10*
- Dudzinski, D., Molinari, A., 1997. A modelling of cutting for viscoplastic materials. *International Journal of Mechanical Sciences* 39, 369–389. *Cité page 23*
- Enahoro, H.E., Oxley, P.L.B., 1966. Flow along tool-chip interface in orthogonal metal cutting. *Journal Mechanical Engineering Science* 8, 36–41. *Cité page 26*
- Endres, W.J., DeVor, R.E., Kapoor, S.G., 1995a. Dual-mechanism approach to the prediction of machining forces, part 1 : Model development. *Journal of Engineering for Industry* 117, 526–533. *Cité 3 fois, pages 11, 15 et 33*
- Endres, W.J., DeVor, R.E., Kapoor, S.G., 1995b. Dual-mechanism approach to the prediction of machining forces, part 2 : Calibration and validation. *Journal of Engineering for Industry* 117, 534–541. *Cité page 15*
- Fang, N., Jawahir, I.S., 2001. A new methodology for determining the stress state of the plastic region in machining with restricted contact tools. *International Journal of Mechanical Sciences* 43, 1747–1770. *Cité page 106*
- Germain, D., 2008. Développement de la Méthodologie Couple-Arête-Matière : Application au tournage de super finition du cuivre Cu-c2. Mémoire de Master. Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers. *Cité page 111*

- Goubot, N., Naulin, G., 1994. Caractérisation mécanique du cuivre cuc2 du domaine quasi-statique au domaine dynamique. *Journal de Physique III 4*, C8–189–C8–194. *Cité page 83*
- Gravier, J., 2009. Impact de l'usinage de superfinition sur la zone affectée par le procédé. Thèse de doctorat. Université de Bourgogne. *Cité 2 fois, pages ix et 12*
- Grunzweig, J., Longman, I.M., Petch, N.J., 1954. Calculations and measurements on wedge-indentation. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids 2*, 81–88. *Cité page 34*
- Günay, M., Aslan, E., Korkut, I., Seker, U., 2004. Investigation of the effect of rake angle on main cutting force. *International Journal of Machine Tools and Manufacture 44*, 953–959. *Cité page 14*
- Guo, W.C., Rauchs, G., Zhang, W.H., Ponthot, J.P., 2009. Influence of friction in material characterization in microindentation measurement. *Journal of Computational and Applied Mathematics In Press, Corrected Proof*. *Cité page 37*
- Haglund, A.J., Kishawy, H.A., Rogers, R.J., 2008. An exploration of friction models for the chip–tool interface using an arbitrary lagrangian–eulerian finite element model. *Wear 265*, 452–460. *Cité page 29*
- Hill, R., 1954. On the limits set by plastic yielding to the intensity of singularities of stress. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids 2*, 278–285. *Cité 3 fois, pages 27, 34 et 97*
- Ikawa, N., Shimada, S., Tanaka, H., Ohmori, G., 1991. An atomistic analysis of nanometric chip removal as affected by tool-work interaction in diamond turning. *CIRP Annals - Manufacturing Technology 40*, 551–554. *Cité page 32*
- Jacobus, K., DeVor, R.E., Kapoor, S.G., 2000. Machining-induced residual stress : experimentation and modeling. *Journal of manufacturing science and engineering 122*, 20–31. *Cité page 12*
- Jared, B.H., Dow, T.A., 2000. Investigation and prediction of chip geometry in diamond turning. *Precision Engineering 24*, 88–96. *Cité page 89*
- Joshi, S.S., Melkote, S.N., 2004. An explanation for the size-effect in machining using strain gradient plasticity. *Journal of Manufacturing Science and Engineering 126*, 679–684. *Cité page 24*
- Kapoor, S.G., Devor, R.E., Zhu, R., Gajjala, R., Parakkal, G., Smithey, D.W., 1998. Development of mechanistic models for the prediction of machining performance : Model-building methodology. *Journal of Machining Science and Technology 22*, 213–238. *Cité 2 fois, pages 14 et 17*
- Karpat, Y., Özel, T., 2008. Mechanics of high speed cutting with curvilinear edge tools. *International Journal of Machine Tools and Manufacture 48*, 195–208. *Cité page 11*
- Kienzle, O., Victor, H., 1952. Die bestimmung von kräften und leistungen an spanenden werkzeugmaschinen. *VDI-Z 94*, 299–305. *Cité page 14*
- Kline, W.A., DeVor, R.E., Lindberg, J.R., 1982. The prediction of cutting forces in end milling with application to cornering cuts. *International Journal of Machine Tool Design and Research 22*, 7–22. *Cité 3 fois, pages 14, 15 et 17*

- Knüfermann, M.W., 2003. Machining Surfaces of Optical Quality by Hard Turning. Thèse de doctorat. Cranfield University. *Cité page 32*
- Ko, J.H., Cho, D.W., 2005. 3d ball-end milling force model using instantaneous cutting force coefficients. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 127, 1–12. *Cité page 15*
- Kountanya, R.K., Endres, W.J., 2004. Flank wear of edge-radiused cutting tools under ideal straight-edged orthogonal conditions. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 126, 496–505. *Cité page 106*
- Kragelskii, I., 1965. Friction and wear. Butterworths. *Cité page 32*
- Kudo, H., 1965. Some new slip-line solutions for two-dimensional steady-state machining. *International Journal of Mechanical Sciences* 7, 43–55. *Cité page 30*
- Laheurte, R., 2004. Application de la théorie du second gradient à la coupe des matériaux. Thèse de doctorat. Université Bordeaux 1. *Cité page 39*
- Lai, X., Li, H., Li, C., Lin, Z., Ni, J., 2008. Modelling and analysis of micro scale milling considering size effect, micro cutter edge radius and minimum chip thickness. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 48, 1–14. *Cité page 32*
- Lapujoulade, F., Coffignal, G., Pimont, J., 1998. Evaluation des forces de coupe en fraisage à grande vitesse. 2e Conférence Internationale IDMME'98 . *Cité page 1*
- Le Calvez, C., 1995. Etude des aspects thermiques et métallurgiques de la coupe orthogonale d'un acier au carbone. Thèse de doctorat. Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers. *Cité 2 fois, pages ix et 9*
- Lee, E.H., Shaffer, B.W., 1951. The theory of plasticity applied to a problem of machining. *Trans. ASME, Journal of Applied Mechanics* 18, 405–413. *Cité page 26*
- Lee, H.U., Cho, D.W., Ehmann, K.F., 2008. A mechanistic model of cutting forces in micro-end-milling with cutting-condition-independent cutting force coefficients. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 130, 0311021–0311029. *Cité page 19*
- Li, K.M., Liang, S.Y., 2007. Modeling of cutting forces in near dry machining under tool wear effect. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 47, 1292–1301. *Cité page 30*
- List, G., 2004. Etude des mécanismes d'endommagement des outils carbure WC-Co par la caractérisation de l'interface Outil-Copeau : application à l'usinage à sec de l'alliage d'aluminium aéronautique AA2024 T351. Thèse de doctorat. Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers. *Cité page 38*
- Liu, X., DeVor, R.E., Kapoor, S.G., 2006. An analytical model for the prediction of minimum chip thickness in micromachining. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 128, 474–481. *Cité 3 fois, pages ix, 32 et 33*
- Liu, X., DeVor, R.E., Kapoor, S.G., Ehmann, K.F., 2004. The mechanics of machining at the microscale : Assessment of the current state of the science. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 126, 666–678. *Cité page 10*
- L'Vov, N.P., 1969. Determining the minimum possible chip thickness. *Machines & Tooling (USSR)* 40, 45–46. *Cité page 32*

- Mallock, A., 1881. The action of cutting tools. Proceedings of the Royal Society of London 33, 127. *Cité 3 fois, pages ix, 7 et 9*
- Manjunathaiah, J., Endres, W.J., 2000. A new model and analysis of orthogonal machining with an edge-radiused tool. Journal of Manufacturing Science and Engineering 122, 384–390. *Cité 2 fois, pages 11 et 33*
- Marusich, T., Ortiz, M., 1995. Modelling and simulation of high speed machining. International Journal for Numerical Methods in Engineering 38, 3675–3694. *Cité 2 fois, pages 37 et 38*
- Menezes, P.L., Kailas, S.V., 2008. Influence of roughness parameters on coefficient of friction under lubricated conditions. Sadhana 33, 181–190. *Cité page 109*
- Merchant, M.E., 1944. Basic mechanics of the metal cutting process. Journal of Applied Mechanics, A168–A175. *Cité 5 fois, pages ix, 1, 21, 22 et 26*
- Molinari, A., Moufki, A., 2008. The Merchant's model of orthogonal cutting revisited : A new insight into the modeling of chip formation. International Journal of Mechanical Sciences 50, 124–131. *Cité page 26*
- Morehead, M., Huang, Y., Ted Hartwig, K., 2007. Machinability of ultrafine-grained copper using tungsten carbide and polycrystalline diamond tools. International Journal of Machine Tools and Manufacture 47, 286–293. *Cité page 48*
- Moufki, A., Dudzinski, D., Molinari, A., Rausch, M., 2000. Thermoviscoplastic modelling of oblique cutting : forces and chip flow predictions. International Journal of Mechanical Sciences 42, 1205–1232. *Cité page 117*
- Moufki, A., Molinari, A., Dudzinski, D., 1998. Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law. Journal of the Mechanics and Physics of Solids 46, 2103–2138. *Cité 4 fois, pages 23, 26, 30 et 115*
- Outeiro, J.C., Astakhov, V.P., 2005. The role of the relative tool sharpness in modelling of the cutting process. Proc. 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, 517–523. *Cité 2 fois, pages ix et 19*
- Oxley, P.L.B., 1962. Shear angle solutions in orthogonal machining. International Journal of Machine Tool Design and Research 2, 219–229. *Cité page 27*
- Oxley, P.L.B., 1989. The Mechanics of Machining : An Analytical Approach to Assessing Machinability. Ellis Horwood Limited, Chichester. *Cité 3 fois, pages ix, 25 et 115*
- Oxley, P.L.B., 1998. Development and application of a predictive machining theory. Machining Science and Technology 2, 165–189. *Cité 4 fois, pages 23, 25, 28 et 29*
- Oxley, P.L.B., Hastings, W.F., 1977. Predicting the strain rate in the zone of intense shear in which the chip is formed in machining from the dynamic flow stress properties of the work material and the cutting conditions. Proceedings of the Royal Society of London. A. Mathematical and Physical Sciences 356, 395–410. *Cité page 25*
- Parakkal, G., Zhu, R., Kapoor, S.G., DeVor, R.E., 2002. Modeling of turning process cutting forces for grooved tools. International Journal of Machine Tools and Manufacture 42, 179–191. *Cité page 106*

- Park, S., Kapoor, S.G., DeVor, R.E., 2004. Mechanistic cutting process calibration via microstructure-level finite element simulation model. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 126, 706–709. *Cité page 15*
- Pei, Q.X., Lu, C., Fang, F.Z., Wu, H., 2006. Nanometric cutting of copper : A molecular dynamics study. *Computational Materials Science* 37, 434–441. *Cité page 45*
- Pujana, J., Arrazola, P.J., M'Saoubi, R., Chandrasekaran, H., 2007. Analysis of the inverse identification of constitutive equations applied in orthogonal cutting process. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 47, 2153–2161. *Cité 2 fois, pages 24 et 38*
- Ranganath, S., Campbell, A.B., Gorkiewicz, D.W., 2007. A model to calibrate and predict forces in machining with honed cutting tools or inserts. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 47, 820–840. *Cité 2 fois, pages 15 et 19*
- Reddy, R.G., DeVor, R.E., Kapoor, S.G., 2001. A mechanistic force model for combined axial-radial contour turning. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 41, 1551–1572. *Cité 3 fois, pages 15, 19 et 78*
- Reddy, R.G., Kapoor, S.G., DeVor, R.E., 2000. A mechanistic force model for contour turning. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 122, 398–405. *Cité page 14*
- Rubenstein, C., 1983. The mechanics of continuous chip formation in oblique cutting in the absence of chip distortion. part 1–theory. *International Journal of Machine Tool Design and Research* 23, 11–20. *Cité 3 fois, pages ix, 27 et 28*
- Rubenstein, C., 1990. The edge force components in oblique cutting. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 30, 141–149. *Cité page 11*
- Saglam, H., Yaldiz, S., Unsacar, F., 2007. The effect of tool geometry and cutting speed on main cutting force and tool tip temperature. *Materials & Design* 28, 101–111. *Cité page 14*
- Sata, T., 1963. Recent developments concerning cutting mechanics. *Proceedings of the International Production Engineering Research Conference, Pittsburg, USA.* , 18–25. *Cité page 27*
- Shaw, M.C., 1982. A new approach to deformation zone analysis. *International Journal of Machine Tool Design and Research* 22, 215–226. *Cité page 34*
- Shaw, M.C., 1995. Precision finishing. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 44, 343–348. *Cité page 12*
- Shaw, M.C., 2005. *Metal Cutting Principles.* Oxford university press edition. *Cité 5 fois, pages 22, 26, 27, 49 et 56*
- Shinozuka, J., Obikawa, T., Shirakashi, T., 1996. Chip breaking analysis from the viewpoint of the optimum cutting tool geometry design. *Journal of Materials Processing Technology* 62, 345–351. *Cité page 89*
- Son, S.M., Lim, H.S., Ahn, J.H., 2005. Effects of the friction coefficient on the minimum cutting thickness in micro cutting. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 45, 529–535. *Cité 2 fois, pages 32 et 37*

- Stabler, G.V., 1951. The fundamental geometry of cutting tools. Proceedings of the Institute of Mechanical Engineering 165, 14–21. *Cité 3 fois, pages 17, 107 et 113*
- Stephenson, D.A., Bandyopadhyay, P., 1997. Process-independent force characterization for metal-cutting simulation. Journal of Engineering Materials and Technology 119, 86–94. *Cité 3 fois, pages ix, 17 et 18*
- Stevenson, M.G., Oxley, P.L.B., 1970. An experimental investigation of the influence of speed and scale on the strain-rate in a zone of intense plastic deformation. Proc. Inst. Mech. Eng. 184, 561–576. *Cité 3 fois, pages ix, 25 et 58*
- Suh, N.P., Sin, H.C., 1981. The genesis of friction. Wear 69, 91–114. *Cité page 37*
- Tay, A.O., Stevenson, M.G., de Vahl Davis, G., Oxley, P.L.B., 1976. A numerical method for calculating temperature distributions in machining, from force and shear angle measurements. International Journal of Machine Tool Design and Research 16, 335–349. *Cité page 37*
- Taylor, F.W., 1907. On the art of cutting metals. New York, The American Society of Mechanical Engineers 28, 31–350. *Cité page 7*
- Thomsen, E.G., Yang, C.T., Kobayashi, S., 1965. Mechanics of plastic deformation in metal processing. Macmillan, Collier-Macmillan (New York, Toronto). *Cité 4 fois, pages 8, 22, 25 et 26*
- Toropov, A., Ko, S.L., 2003. Prediction of tool-chip contact length using a new slip-line solution for orthogonal cutting. International Journal of Machine Tools and Manufacture 43, 1209–1215. *Cité page 29*
- Tounsi, N., Vincenti, J., Otho, A., Elbestawi, M.A., 2002. From the basic mechanics of orthogonal metal cutting toward the identification of the constitutive equation. International Journal of Machine Tools and Manufacture 42, 1373–1383. *Cité 3 fois, pages ix, 38 et 39*
- Trent, E.M., 1988a. Metal cutting and the tribology of seizure : I – seizure in metal cutting. Wear 128, 29–45. *Cité page 58*
- Trent, E.M., 1988b. Metal cutting and the tribology of seizure : III – temperatures in metal cutting. Wear 128, 65–81. *Cité page 33*
- Tresca, M.H., 1878. On further applications of the flow of solids. ARCHIVE : Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers 1847-1982 (vols 1-196) 29, 301–345. *Cité 3 fois, pages ix, 7 et 115*
- Venkatachalam, S., Liang, S.Y., 2007. Effects of ploughing forces and friction coefficient in microscale machining. Journal of Manufacturing Science and Engineering 129, 274–280. *Cité 2 fois, pages 35 et 36*
- Vogler, M.P., DeVor, R.E., Kapoor, S.G., 2003. Microstructure-level force prediction model for micro-milling of multi-phase materials. Journal of Manufacturing Science and Engineering 125, 202–209. *Cité page 32*
- Vogler, M.P., Kapoor, S.G., DeVor, R.E., 2004. On the modeling and analysis of machining performance in micro-endmilling, part II : Cutting force prediction. Journal of Manufacturing Science and Engineering 126, 695–705. *Cité page 19*

- Waldorf, D.J., DeVor, R.E., Kapoor, S.G., 1998. A slip-line field for ploughing during orthogonal cutting. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 120, 693–699.
Cité 3 fois, pages ix, 35 et 36
- Waldorf, D.J., DeVor, R.E., Kapoor, S.G., 1999. An evaluation of ploughing models for orthogonal machining. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 121, 550–558.
Cité 8 fois, pages ix, 11, 12, 31, 32, 33, 35 et 99
- Wang, J., Mathew, P., 1995. Development of a general tool model for turning operations based on a variable flow stress theory. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 35, 71–90.
Cité page 17
- Woon, K.S., Rahman, M., Neo, K.S., Liu, K., 2008. The effect of tool edge radius on the contact phenomenon of tool-based micromachining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 48, 1395–1407.
Cité 5 fois, pages ix, 30, 34, 35 et 90
- Wu, D.W., 1988. Application of a comprehensive dynamic cutting force model to orthogonal wave-generating processes. *International Journal of Mechanical Sciences* 30, 581–600.
Cité page 34
- Yuan, Z.J., Zhou, M., Dong, S., 1996. Effect of diamond tool sharpness on minimum cutting thickness and cutting surface integrity in ultraprecision machining. *Journal of Materials Processing Technology* 62, 327–330.
Cité page 33
- Zorev, N.N., 1966. *Metal Cutting Mechanics*. Pergamon press, Oxford. *Cité page 27*
- Zvorykin, K.A., 1893. Work and stress necessary for separation of metal chips. *Proceedings of the Kharkov Technological Institute, Ukraine* . *Cité 5 fois, pages xiv, 26, 86, 88 et 92*

Annexes

Annexe A : Géométrie des outils de tournage

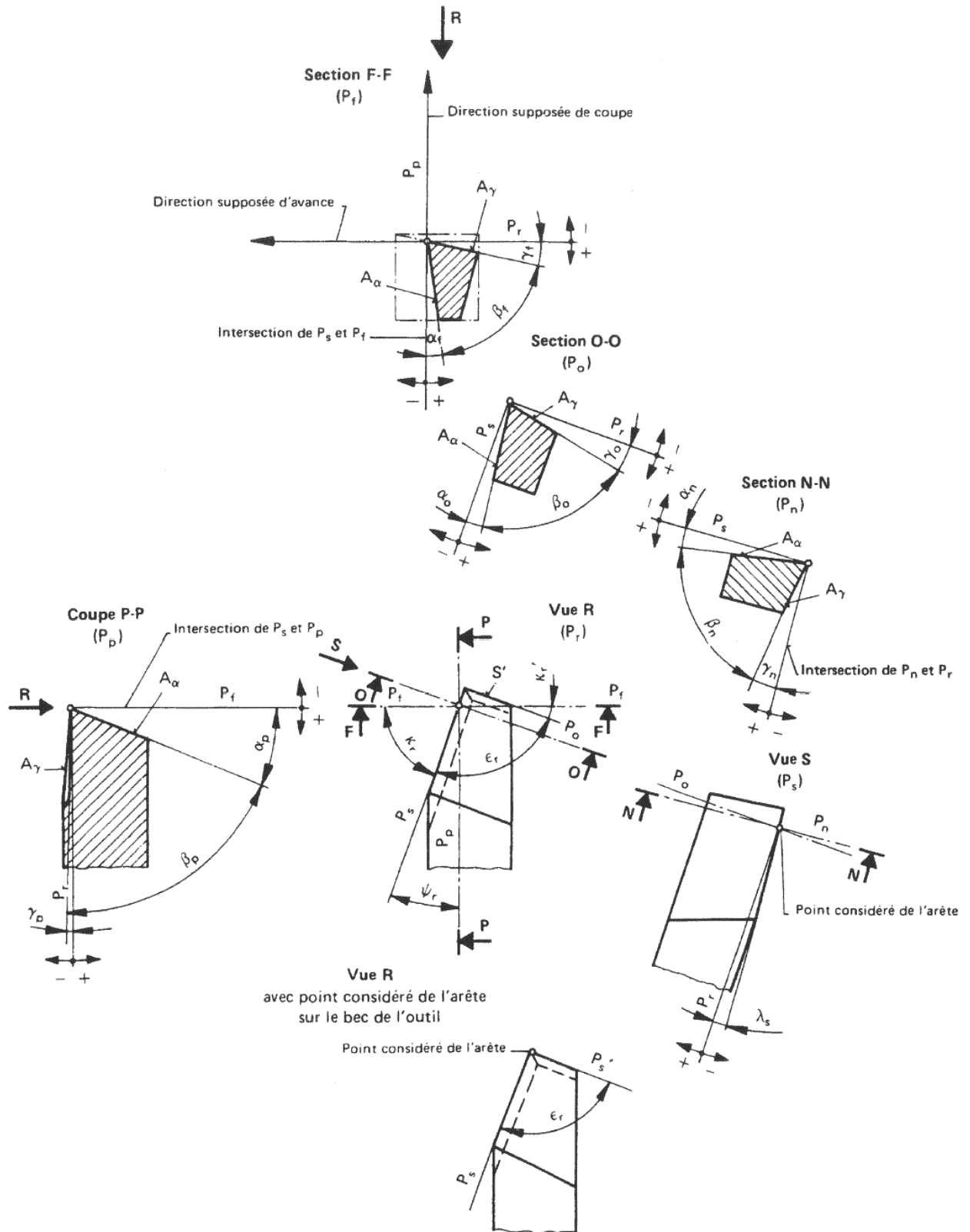


Fig. A-1 – Angles de l'outil de tournage (AFNOR, 1993).

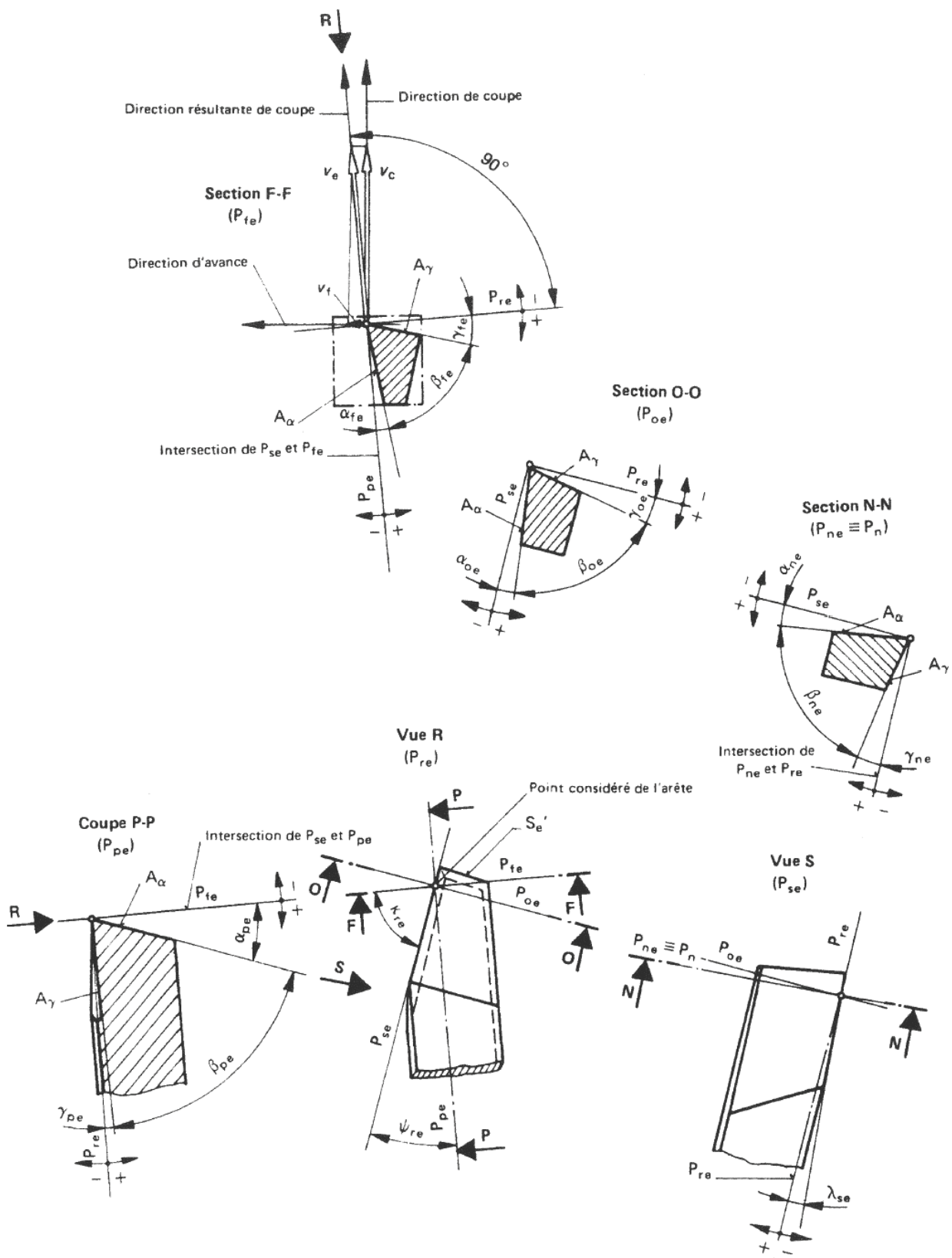


Fig. A-2 – Angles en travail de l'outil de tournage (AFNOR, 1993).

Annexe B : Géométrie des outils testés

Angle de coupe γ_n	Angle de dépouille α_n	Rayon d'arête r_β
30	5	10
30	10	10
30	20	13
20	5	11
20	10	12
20	20	10
10	5	7
10	10	8,5
10	20	10
5	20	8

Tab. B-1 – Géométrie des outils utilisés durant les essais de coupe orthogonale.

Annexe C : Cycle de traitement thermique appliqué aux éprouvettes

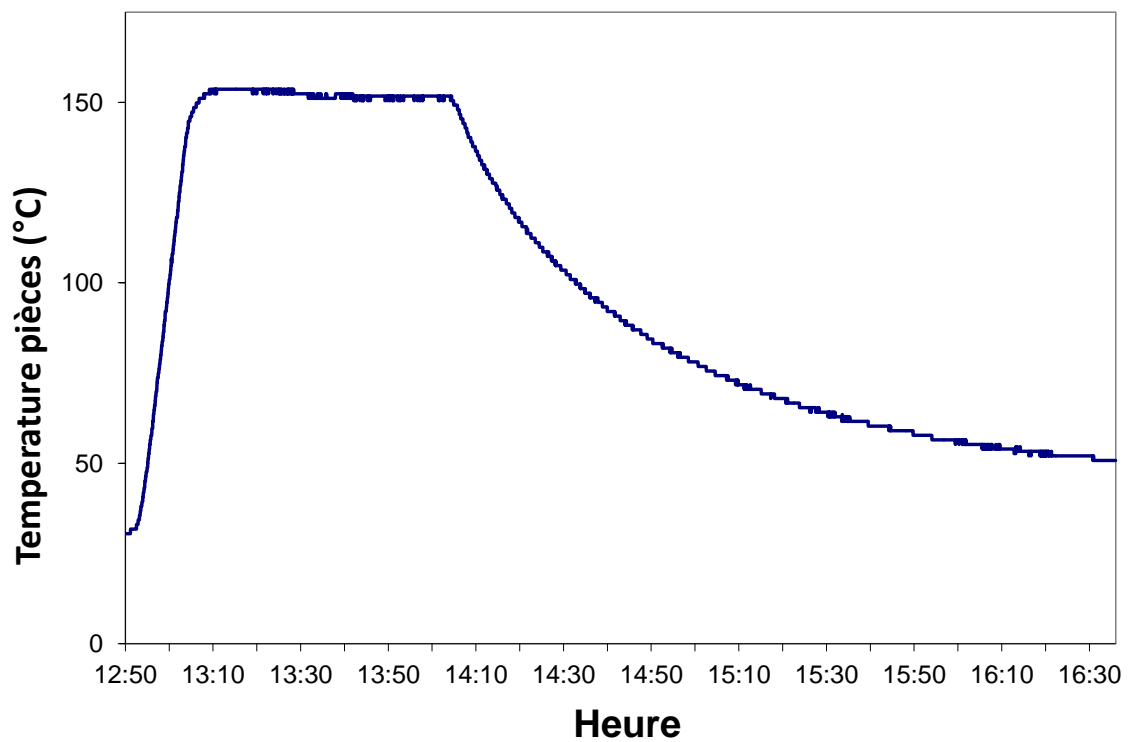


Fig. C-1 – Cycle de traitement thermique appliqué aux éprouvettes de Cu-c2.

Annexe D : Algorithme de calcul du palier de contrainte sur la l'outil

Algorithme 1: Détermination de l'exposant n_R et de la longueur du palier L_{c,R^*}

Entrées :

Valeur initiale basse de l'exposant $n_{R,bas}$
 Valeur initiale haute de l'exposant $n_{R,haute}$
 Valeur de couple négative (Couple Inférieur)
 Valeur de couple positive (Couple Supérieur)
 Element discret de la face de coupe
 Tolérance ε

Sorties :

Palier L_{c,R^*}
 Exposant de courbure n_R

tant que Equation (6.36) et Equation (6.34) et Equation (6.38) non vérifiées **faire**

tant que $n_{R,haute} - n_{R,bas} > \varepsilon$ **faire**

 Calculer Equation (6.34) ;

 Calculer Différence entre Couple sur Face de coupe et Couple dans la bande de cisaillement autour de S ;

si *Ecart de couple = Signe de Couple Inférieur* **alors**

$n_{R,haute} = n_{R,i}$ et Couple Inférieur = Différence entre Couple sur Face de coupe et Couple dans la bande de cisaillement autour de S

sinon

$n_{R,bas} = n_{R,i}$ et Couple Supérieur = Différence entre Couple sur Face de coupe et Couple dans la bande de cisaillement autour de S

fin

fin

si *Pas de solution pour n_R* **alors**

 Augmenter le palier L_{c,R^*} d'un élément

fin

fin

Annexe E : Algorithme de modélisation de la géométrie d'outil 3-D

Algorithme 2: Détermination de la géométrie de l'outil de coupe 3-D

Entrées :

Fichier de mesure ASCII des coordonnées verticale des point de la face de coupe

Pas de mesure des point de la face de coupe

Tolérance ε

Sorties :

Arête de coupe dans l'espace

Arête de coupe projetée dans le plan P_r

Direction principale de l'outil, plan P_p

Valeur du rayon de bec r_ϵ

Angle de coupe γ_n en tout point de l'arête (fonction polynomiale)

pour chaque *Point de mesure* **faire**

 | Mettre à l'échelle l'outil dans la direction X ;

 | Mettre à l'échelle l'outil dans la direction Y

fin

pour chaque *Point mesuré dans la direction principale de l'outil* **faire**

 | Identifier les coordonnées du point mesuré sur l'arête

fin

tant que *Norme du résidu* $> \varepsilon$ **faire**

 | Augmenter le degré du polynôme représentant l'arête;

 | Calculer le polynôme passant par tous les points identifiés sur l'arête

fin

pour chaque *Point de mesure* **faire**

 | Isoler les points mesurés au plus bas de la face de coupe

fin

Calculer la droite passant par ces points (Direction principale exacte de l'outil) ;

pour chaque *Point de mesure identifié sur l'arête* **faire**

 | Calculer la projection de ces points dans le plan P_r

fin

pour tous les *Points de l'arête projetés dans P_r* **faire**

 | Calculer le cercle des moindres carrés passant par ces points (r_ϵ)

fin

pour chaque *Point de mesure identifié sur l'arête* **faire**

 | Déterminer la droite passant par ce point et le centre du cercle des moindres carrés ;

 | Identifier les points au voisinage de cette droite au voisinage de l'arête ;

 | Calculer la droite passant par les points identifiés ;

 | Calculer l'angle γ_n formé entre la droite calculée et le plan P_r

fin

pour tous les *Angles de coupe γ_n calculés* **faire**

 | Déterminer le polynôme donnant γ_n en fonction de sa position sur l'arête

fin

Sauvegarder les Sorties

Annexe F : Algorithme de ségmentation de la géométrie d'outil 3-D

Algorithme 3: Ségmentation de l'outil en éléments d'arête discrets

Entrées :

Géométrie modélisée de l'outil (Algorithme 2)

Paramètres de coupe

Nombre d'éléments

Sorties :

Série d'éléments discret d'arête orientés dans l'espace

Orienter l'outil d'après la configuration machine (angle κ_r) ;

Définir l'angle θ_{max} ;

Définir l'angle θ_{min} ;

Définir la valeur de θ_i en fonction de θ_{max} , θ_{min} et du nombre d'éléments ;

Définir les positions successives de l'arête dans l'espace en fonction de l'avance programmée ;

pour chaque *Interval* $[\theta_i, \theta_{i+1}]$ **faire**

 Déterminer l'angle de coupe local $\gamma_{n,i}$;

 Déterminer l'angle d'obliquité d'arête local $\lambda_{s,i}$;

 Déterminer l'épaisseur coupée locale h_i

fin

DEVELOPPEMENT D'UN MODELE D'EFFORTS DE COUPE INTEGRANT LE CONTACT EN DEPOUILLE : APPLICATION AU TOURNAGE DE SUPERFINITION DU CUIVRE Cu-c2

RESUME : L'objectif de ces travaux est la modélisation des efforts de coupe dans le cas de la super finition à l'outil coupant du cuivre Cu-c2 par le biais de la démarche Couple-Arête-Matière. La prédiction des efforts permet d'adapter les conditions de coupe pour une opération d'usinage où de définir les spécifications des outils lors de leur conception. Le Couple-Arête-Matière repose sur la discrétisation d'arête et la mise en place sur chaque élément d'arête des efforts élémentaires fonctions de la géométrie et des conditions de coupe locales. Cette dépendance de la géométrie et de ces conditions de coupe est introduite par la mise en place d'un modèle d'efforts. Par sommation sur la longueur d'arête en prise, il est possible de déterminer les efforts globaux dans les repères liés à l'outil ou à la pièce. Cette étude vise le calcul de ces efforts au travers de trois modèles. Les deux premiers modèles développés sont de type phénoménologique et calculent les efforts à partir des paramètres opératoires courants tels que l'épaisseur coupée, la géométrie de l'outil et la qualité de l'arête. Le troisième modèle est analytique et basé sur les mécanismes de formation du copeau. Les efforts sont déterminés à partir des contributions des trois zones communément identifiées ; la zone de cisaillement primaire est caractérisée par une loi de comportement de type Norton-Hoff, les deuxième et troisième zones, respectivement en contact avec le copeau et la face en dépouille sont caractérisées par une distribution de contraintes. Les performances de ces trois modèles sont comparées via le Couple-Arête-Matière. Les données expérimentales sont obtenues à partir d'images réalisées en cours d'usinage par une caméra à haute résolution ainsi que par des mesures d'efforts en coupe orthogonale sur des disques et des tubes, permettant la mise en évidence de l'effet du diamètre de la pièce usinée sur la zone de contact en dépouille.

Mots clés : efforts de coupe, effet d'échelle, cisaillement, tournage, modèle prédictif, matériau ductile, Couple-Arête-Matière.

DEVELOPMENT OF A PREDICTIVE FORCE MODEL INTEGRATING THE CONTACT ON THE CLEARANCE FACE: APPLICATION TO SUPERFINISH TURNING OF COPPER Cu-c2

ABSTRACT : The aim of this work is the modelling of cutting forces in superfinish machining of copper Cu-OFHC through the Tool-Edge-Pair method. The cutting force prediction allows to adapt machining conditions and tool geometries to improve their performance. This method is based on edge segmentation and elemental forces functions of cutting parameters applied on each segment. The link between the edge geometry and the cutting parameters is made by the force model. The sum of these elemental forces leads to the main forces acting on the tool. This study aims to compute these forces from three models. The first two models are based on phenomenological relations dependant on cutting parameters as chip thickness, tool geometry and edge quality. The third model is analytical and based on the three zones scheme assumed in chip formation mechanics. The primary shear zone is characterised by a Norton-Hoff constitutive law. The second and third zones, respectively at the tool-chip interface and on the clearance face are characterised by a stress distribution. The performances of these models are compared using the Tool-Edge-Pair method. The experimental data are obtained from images taken during the machining process and from force measurements. Orthogonal cutting tests were conducted on disc and tube samples to isolate the effect of the workpiece diameter on the contact along the clearance face of the tool.

Keywords : cutting forces, scale effect, shear, turning, predictive model, ductile material, Tool-Edge-Pair.