



HAL
open science

Expérimentation et modélisation de la micro-coupe pour une application au micro-fraisage

Romain Piquard

► **To cite this version:**

Romain Piquard. Expérimentation et modélisation de la micro-coupe pour une application au micro-fraisage. Matériaux. Université de Franche-Comté, 2016. Français. NNT : 2016BESA2082 . tel-01704761

HAL Id: tel-01704761

<https://theses.hal.science/tel-01704761>

Submitted on 8 Feb 2018

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

SPIM

Thèse de Doctorat

UFC

école doctorale **sciences pour l'ingénieur et microtechniques**
UNIVERSITÉ DE FRANCHE-COMTÉ

Expérimentation et modélisation de la micro-coupe pour une application au micro-fraisage

■ ROMAIN PIQUARD

SPIM

Thèse de Doctorat

UFC

école doctorale **sciences pour l'ingénieur et microtechniques**
UNIVERSITÉ DE FRANCHE-COMTÉ

Thèse soutenue par Romain PIQUARD le 03 novembre 2016 devant :

Spécialité : Matériaux

Christophe TOURNIER, Président de jury, Professeur des Universités, ENS Cachan

Gilles DESSEIN, Rapporteur du jury, Professeur des Universités, ENI Tarbes

Guillaume FROMENTIN, Rapporteur du jury, Professeur des Universités, AMPT Cluny

Philippe LORONG, Membre du jury, Professeur des Universités, AMPT Paris

Alain D'ACUNTO, Encadrant de thèse, Maître de Conférences, AMPT Metz

Daniel DUDZINSKI, Directeur de thèse, Professeur des Universités, Université de Lorraine

Michaël FONTAINE, Encadrant de thèse, Maître de Conférences, ENSMM Besançon

Sébastien THIBAUD, Directeur de thèse, Professeur des Universités, ENSMM Besançon

REMERCIEMENTS

« Bernard de Chartres avait l'habitude de dire que nous sommes comme des nains assis sur les épaules des géants. Et que, pour cette raison, nous sommes capables de voir plus de choses, et de voir plus loin qu'eux. Non pas parce que nous aurions une vue d'une particulière acuité, mais parce que nous sommes portés dans les hauteurs, que nous sommes élevés par leur taille gigantesque. »

Jean de Salisbury, *Metalogicon*

J'ai découvert cette citation lors de la rédaction de cette thèse en écoutant en fond l'émission « Sur les épaules de Darwin » (cette citation se trouve aussi sur la page d'accueil de Google Scholar, pour ceux qui font un peu de bibliographie...). Elle colle parfaitement au message que je veux faire passer dans ces remerciements : bien que mon seul nom apparaisse sur la couverture, ce travail est aussi le résultat de collaborations et qu'il n'aurait pas abouti sans la concurrence et le soutien de certaines personnes.

Je tiens à remercier Gilles Dessenin, Guillaume Fromentin, Philippe Lorong et Christophe Tournier, les membres du jury, d'avoir accepté d'examiner ces travaux.

J'en profite pour évoquer le réseau Manufacturing'21 qui regroupe la communauté scientifique française active dans le thème de l'usinage, dont font partie les membres du jury.

Un grand merci à mes encadrants, qui ont largement rempli leur mission : Alain D'Acunto, Daniel Dudzinski, Michaël Fontaine et Sébastien Thibaud.

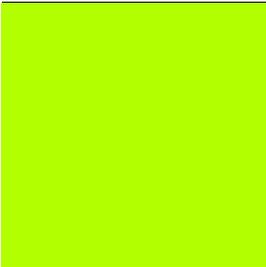
Au LEM3, je remercie Gaël Le Coz bien sûr, Laurent Peltier et Pascal Laheurte. Sans oublier du côté du bâtiment B, Christophe Lescalier, Olivier Bomont, Julien Artozoul et Jean-Edouard Desaignes qui sont toujours de bon conseil.

A FEMTO-ST, je remercie Alexandre Gilbin, Gérard Michel, Thibaud Desforges, Bérenger Escolle, et toutes les personnes du thème IMPS. Je tiens à remercier Christophe Dielmans qui m'a intégré à l'équipe enseignante en productique de l'ENSMM, ainsi que le reste de l'équipe.

Je remercie aussi mes collègues de l'ENIM, qui m'ont apporté leur soutien lors de la dernière ligne droite (qui au final a duré un an...).

Parce qu'il faut bien décompresser un peu de temps à autre, je salue mes amis B3, les compagnons de galère : on aura tenu le bon bout... Je pense aussi à Matthieu et Manu, les amis indéboulonnables.

Je fini par le dernier cercle familial qui m'aura bien supporté dans tous les sens du terme durant ces quatre années. En première ligne, Marion (avec qui je me suis marié durant la thèse) qui a été le plus infallible des soutiens.

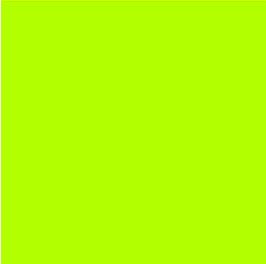


SOMMAIRE

Sommaire	iii
Introduction	1
1. Etat de l'art du procédé de micro-fraisage	5
1.1. Contexte de la micro-fabrication	5
1.2. Procédés de micro-usinage	9
1.2.1. Processus de fabrication des micro-pièces	9
1.2.2. Micro-usinage par enlèvement de matière à l'outil coupant	10
1.3. Le micro-fraisage	12
1.3.1. Qualité générale des entités micro-fraisées	12
1.3.2. Génération de trajectoires de micro-fraisage	14
1.3.3. Matériaux micro-fraisés	15
1.4. Les outils : micro-fraises	17
1.4.1. Matériaux d'outils	17
1.4.2. Revêtements	18
1.4.3. Géométrie des micro-fraises	20
1.4.4. Conditions opératoires de micro-fraises du commerce	23
1.4.5. Usure	24
1.4.6. Attachement	25
1.5. Les machines-outils	25
1.5.1. Les micro-machines-outils	25
1.5.2. Machines du commerce	26
1.5.3. Comportement dynamique des micro-fraises	27

1.6.	L'effet d'échelle.....	29
1.6.1.	Le rayon d'acuité.....	31
1.6.2.	Taille du grain	34
1.6.3.	La flexion d'outil.....	35
1.6.4.	Le faux-rond d'outil	36
1.7.	Les bavures	38
1.8.	Conclusion.....	43
2.	Dispositifs expérimentaux pour l'étude de la micro-coupe.....	45
2.1.	Cadre expérimental.....	46
2.1.1.	Matériau usiné	48
2.1.2.	Outils utilisés en micro-coupe.....	49
2.2.	Banc de mesure d'efforts en micro-coupe élémentaire	50
2.2.1.	Rabotage.....	51
2.2.2.	Dressage de disque	51
2.2.3.	Chariotage de tube.....	51
2.2.4.	Principe du banc	53
2.2.5.	Chaine d'acquisition.....	56
2.2.6.	Traitement des données	57
2.2.7.	Autres observations et limites	60
2.3.	Résultats.....	61
2.4.	Banc de micro-coupe interrompue.....	65
2.4.1.	Principe de fonctionnement.....	66
2.4.2.	Etude de la percussion.....	70
2.4.3.	Détermination de la durée de choc	73
2.4.4.	Application numérique	76
2.4.5.	Validation expérimentale et résultats	77
2.5.	Conclusion et perspectives	83
3.	Modélisation de la micro-coupe.....	85
3.1.	Etat de l'art	86
3.1.1.	Formation du copeau.....	86
3.1.2.	Modèles mécanistique de micro-coupe	88
3.1.3.	Modèles par lignes de glissement.....	97
3.1.4.	Modèles numériques	99
3.2.	Proposition d'une loi de micro-coupe.....	103
3.2.1.	Définition du modèle.....	103
3.2.2.	Identification des paramètres.....	105
3.3.	Modélisation numérique de la micro coupe	111
3.3.1.	Méthode SPH	112
3.3.2.	Mise en données	114
3.3.3.	Contact	116
3.3.4.	Matériau usiné	117

3.3.5. Résultats	119
3.4. Conclusion	130
4. Application au cas du micro-fraisage	133
4.1. Eléments bibliographiques du micro-fraisage	134
4.1.1. Modélisation analytique	134
4.1.2. Modélisation numérique.....	137
4.2. Modèle proposé	140
4.2.1. Modélisation géométrique du micro-fraisage	140
4.2.2. Définition de la géométrie globale et locale.....	143
4.2.3. Calcul de l'épaisseur de copeau non déformé	146
4.2.4. Calcul des efforts.....	151
4.2.5. Effet du faux-rond	151
4.3. Validation du modèle.....	153
4.3.1. Procédure expérimentale	153
4.3.2. Mesure in situ du faux rond.....	156
4.3.3. Exploitation des mesures d'efforts	159
4.3.4. Comparaison des résultats obtenus	161
4.4. Conclusion	166
Conclusions générales	169
Liste des figures et tableaux	173
Références	181



INTRODUCTION

La micromécanique est un domaine qui s'est largement développé ces dernières décennies. Les procédés qui la composent sont nombreux : fabrication additive (métal, céramique ou polymère), micro-injection (polymères, chargés de particules), procédés par déformation plastique (estampage, emboutissage, découpage, ...) ou micro-usinage (fraisage, tournage, décolletage, électroérosion, ...), et ses applications sont variées : optique, électronique, horlogerie, ou encore le domaine médical. Ainsi les méthodes d'obtention d'éléments issus de la micromécanique ont réussi à repousser la limite du minimum réalisable et arrivent maintenant à converger vers le nano monde.

Parmi ces procédés, le micro-usinage par enlèvement de matière présente des avantages importants : débit de copeaux important, complexité des surfaces réalisables ou encore une grande diversité de matériaux usinables. En effet la plupart des microsystèmes sont réalisés dans le plan par des techniques issues de la micro-électronique et la réalisation de composants mécaniques 3D est plus difficile à cette échelle. En ce qui concerne le micro-usinage à l'outil coupant (tournage, fraisage, perçage), les connaissances actuelles ne peuvent pas complètement profiter des nombreuses connaissances accumulées sur l'usinage conventionnel du fait de la différence d'échelle. Ce verrou scientifique est un frein au développement du micro-fraisage qui semble pourtant une technique d'usinage polyvalent.

D'une part, l'augmentation de la vitesse de broche des machines UGV, et par conséquent l'augmentation des vitesses de coupe pour des outils de petite taille (diamètres inférieurs au mm), ainsi que l'amélioration des machines à commande numérique font du micro-fraisage une des techniques les plus adaptées à la fabrication d'éléments de formes complexes.

D'autre part, les fabricants d'outils n'ont pas encore assez de recul sur le procédé pour réaliser des outils optimisés. En effet, la fabrication de micro-fraises le plus souvent obtenues par similitude des outils conventionnels est encore limitée par un certain nombre de paramètres, comme le rayon d'acuité d'arête ou la taille de grain du matériau constitutif de l'outil. L'approche utilisée consistant à reproduire à petite échelle ce qui se fait de mieux à une échelle conventionnelle n'est alors plus forcément adaptée.

L'objectif de ce travail est justement de mettre en évidence les problèmes inhérents à la micro-coupe en vue de la modéliser et de mieux maîtriser le procédé de micro-fraisage. La démarche proposée consiste à décomposer la formation du copeau en micro-fraisage en s'intéressant d'un côté à la coupe élémentaire survenant sur un élément de l'arête de coupe et à la cinématique du micro-fraisage d'un autre côté. Cette démarche comporte ainsi plusieurs étapes. La première consiste à étudier la micro-coupe par expérimentation et de comprendre les mécanismes mis en jeu lors de la formation du copeau. Une seconde étape de modélisation vise à capitaliser les observations et d'explorer d'autres pistes d'investigation. Enfin, les conclusions tirées de ce travail permettront de prédire le comportement du micro-fraisage pour différentes géométries d'outil et différentes conditions opératoires.

Le premier chapitre présente le contexte et les enjeux du micro-fraisage et plus généralement les problématiques rencontrées à cette échelle. On y retrouve le rayon d'acuité d'arête qui est loin d'être négligeable à cette échelle, la flexion d'outil et les bavures proportionnellement plus importantes qu'en fraisage conventionnel.

Le second chapitre est consacré à l'approche expérimentale de la micro-coupe, notamment par coupe élémentaire orthogonale et oblique. L'observation des efforts de coupe est privilégiée pour sa facilité de mise en œuvre en comparaison à d'autres observations (optiques typiquement) et pour les informations primordiales qui y sont associées. Un banc de micro-coupe sur centre de fraisage a été réalisé dans ce but. Un banc de micro-coupe interrompue a également été réalisé dans le but d'obtenir des informations locales *a posteriori* de la formation du copeau mais montrant actuellement des limites. En effet, les exigences de la micro-coupe

contraignent d'avantage la conception d'un tel dispositif en comparaison à un banc classique mais elles semblent surmontables.

Le troisième chapitre se porte sur la modélisation de la micro-coupe. Une étude bibliographique sur la modélisation de la micro-coupe introduit la démarche de modélisation présentée par la suite. Plusieurs approches sont développées. La première consiste à utiliser les observations des efforts de coupe obtenues lors des essais présentés dans le chapitre précédent pour établir un modèle d'effort par une loi de coupe. Ce modèle permet notamment de prendre en compte deux régimes différents, un régime de labourage du matériau usiné et un régime de formation d'un copeau par cisaillement. La compétition entre ces deux régimes dépend essentiellement de la hauteur coupée. La seconde démarche se base sur des simulations numériques de type méthodes particulières (méthode SPH) de coupe orthogonale. La variation de la hauteur de coupe et du rayon d'acuité d'arête permet ainsi d'observer de manière plus locale les sollicitations du matériau usiné en fonction de ces paramètres. Cette seconde démarche tirera profit des observations potentielles à partir du banc de coupe interrompue visant à infirmer ou confirmer les mécanismes de formation du copeau à l'échelle micrométrique.

Le quatrième chapitre est dédié à l'application des résultats des chapitres précédents au cas du micro-fraisage. Une étude de la cinématique du micro-fraisage permet de prendre en compte le faux-rond ainsi que la flexion de l'outil dans le calcul de l'épaisseur de copeau non déformé. Le faux-rond est directement mesuré sur la machine à l'aide d'un dispositif original basé sur l'utilisation d'une caméra numérique. L'utilisation de la loi de coupe établie au chapitre précédent et compatible avec la géométrie d'outil mène alors à prédire les efforts de micro-fraisage sans aucune identification a posteriori de quelconques paramètres.

I

ETAT DE L'ART DU PROCEDE DE MICRO-FRAISAGE

1.1. Contexte de la micro-fabrication

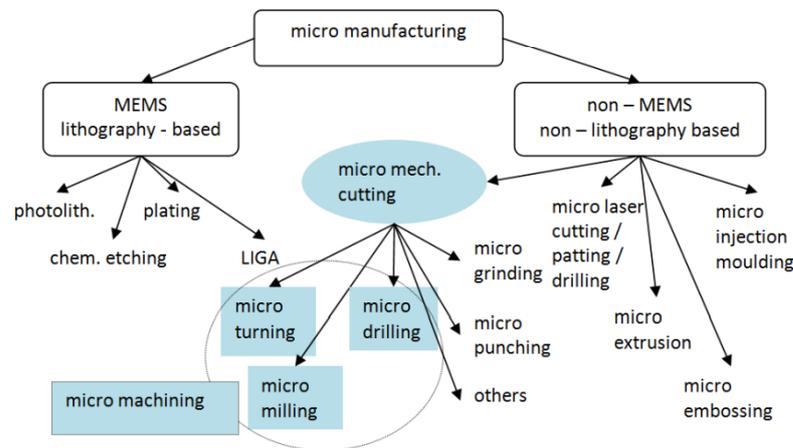
Les procédés de micro et nano-fabrications prennent de plus en plus d'importance dans les applications industrielles et pour tous les secteurs majeurs comme le médical, les transports, les biotechnologies, la communication. Entre 2002 et 2006, l'Union Européenne a décidé au travers du réseau d'excellence 4M (appartenant au 6^{ème} programme cadre ou 6FP) de développer les micro et nanotechnologies pour la fabrication de microcomposants intégrant des microsystèmes. Ce réseau a pour objectif de fournir les ressources indispensables aux communautés scientifiques et à l'industrie développant de nouveaux produits à l'échelle micro et nanométrique. Les procédés de micro-usinage et en particulier le micro-fraisage ont été un des axes de développement. D'autres projets européens ont été consacrés à la micro-fabrication, au cours du 5^{ème} programme cadre (Micro-Milling), du 6^{ème} programme (Launch Micro) et du 7^{ème} ¹(Integ Micro, HI Micro, MINAM) et montrent l'enjeu important de ce secteur.

Cette recrudescence de microcomposants, micromouvements, piles à combustible utilisés dans les véhicules, les avions, dans les télécommunications ou encore dans les instruments chirurgicaux a permis de développer une multitude de techniques adaptées à la demande. Ce

¹ <http://cordis.europa.eu/fp7/>

développement récent et généralisé de la fabrication des micro-produits dû à la miniaturisation des fonctions a pour conséquence l'emploi de technologies de micro-fabrication. Brinksmeier [BGRT08] propose une classification des procédés de micro-fabrication en deux grandes catégories (Figure 1-1) :

- Technologie de microsystèmes (micro system technologies - MST), essentiellement dérivée des technologies de la micro-électronique et largement appliquée aux microsystèmes électromécaniques (MEMS). En France, ces techniques sont souvent dites de « salle blanche ».
- Technologie de micro-ingénierie (micro engineering technologies - MET), résultant de l'adaptation des technologies actuelles relatives aux procédés d'ablation et de répliation (fraisage, usinage laser, injection...). En France, ces techniques sont parfois dites de « salle grise ».



- Figure 1-1 - Classement des techniques de micro-fabrication [PiKM14]

Les MEMS sont des capteurs ou actionneurs aux géométries micrométriques composés d'éléments mécaniques (en mouvement ou déformables) gérés électroniquement. Par extension, ils peuvent être composés d'éléments optique, on parle alors de MOEMS (Figure 1-2). Ces systèmes sont principalement constitués d'éléments en silicium ainsi que de matériaux polymères ou métalliques. Les procédés courants pour la fabrication de MEMS sont la photolithographie, l'ablation chimique ou encore le LIGA (Röntgenlithographie, Galvanoformung, Abformung). Ce dernier est composé de trois étapes :

- La lithographie permettant d'obtenir un masque du motif bidimensionnel souhaité.
- La galvanisation ou électrodéposition qui permet de recouvrir de métal le masque précédemment obtenu.

- Le formage, après dissolution du masque qui laisse apparaître un « négatif » du motif, permettant de répliquer le motif en série (estampage, injection...).

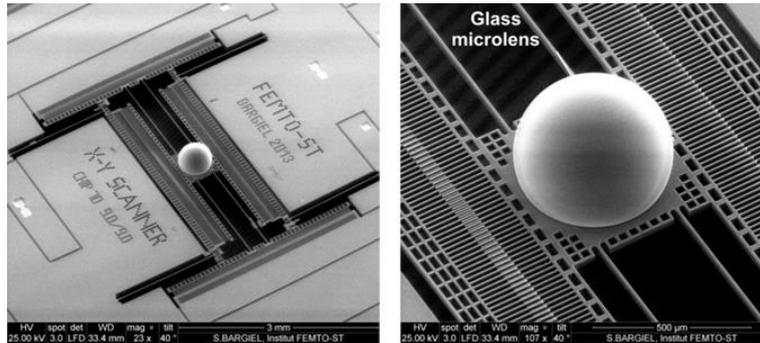


Figure 1-2 - Exemple de MEMS à application optique²

Ces procédés restreignent les possibilités d’obtention de certaines géométries car elles sont limitées à des motifs bidimensionnels. Ils sont aussi peu efficaces sur certains matériaux. D’autres techniques et procédés sont alors nécessaires à la réalisation de microcomposants plus complexes comme la micro-injection, la micro-électroérosion, le micro-découpage laser ou mécanique ou encore le micro-emboutissage. Le décolletage est aussi une technique très répandue en horlogerie pour la fabrication d’axes et autres pièces de révolution. Ces procédés sont typiquement associés à la catégorie MET.

Tous ces procédés diffèrent aussi par les dimensions et les qualités de surfaces réalisables (Figure 1-3). On peut voir sur cette figure que le micro-usinage à l’outil coupant est l’un des plus performant.

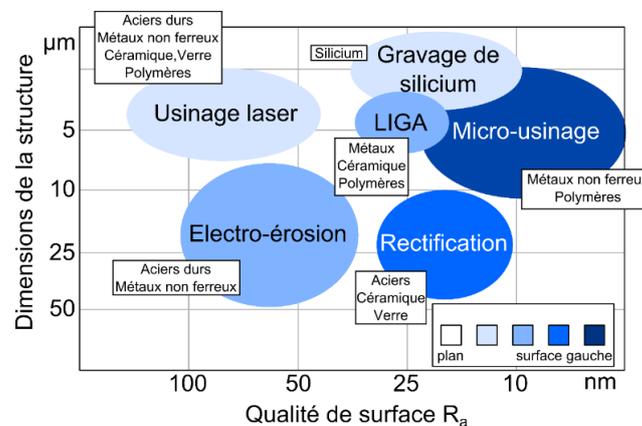


Figure 1-3 – Comparaison des procédés de micro-fabrication (d’après [ByDD03])

² <http://projects.femto-st.fr/MOEMS-Group/fr/home>

Le contexte économique est favorable au développement des micro-fabrications. Selon une étude économique récente [Yole15], le marché des MEMS est en constante augmentation depuis 2009 et sera vraisemblablement la tendance jusqu'en 2020 (Figure 1-4).

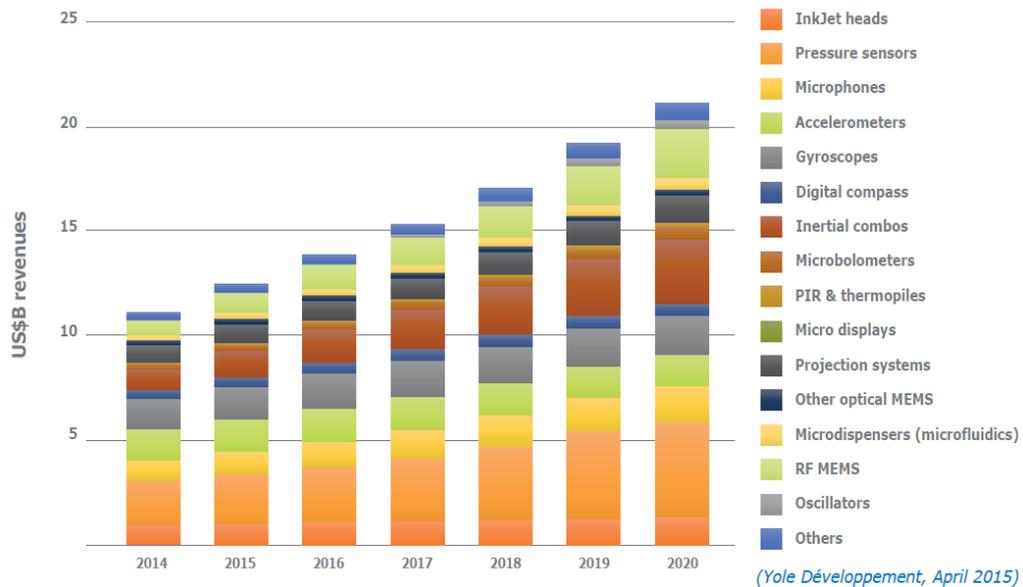


Figure 1-4 - Estimation du marché des MEMS pour la période 2014-2020 [Yole15]

Une autre étude datant de 2012 concernant le marché des micro et nanotechnologies qui est décrite dans le rapport du consortium MINAM [Mina12] indique que les secteurs de l'équipement de production et fabrication, de la santé et de la biochimie, de l'énergie (technologie de production et de stockage), et les technologies de l'information et de la communication sont leaders dans le domaine (Figure 1-5). Les auteurs prédisaient une croissance importante pour le secteur de la santé et de la biochimie après 2015.

Ces données montrent ainsi un marché de la micro-fabrication en pleine croissance plus particulièrement dans des secteurs actuellement porteurs comme la santé et l'environnement. Ce développement semble toucher essentiellement le grand public au travers de produits dits « intelligents » (smartphones, appareils connectés...).

Ces perspectives économiques tendent ainsi à diversifier les procédés et à les rendre plus flexibles, dans le but d'obtenir des géométries de plus en plus complexes pour des tailles de plus en plus réduites.

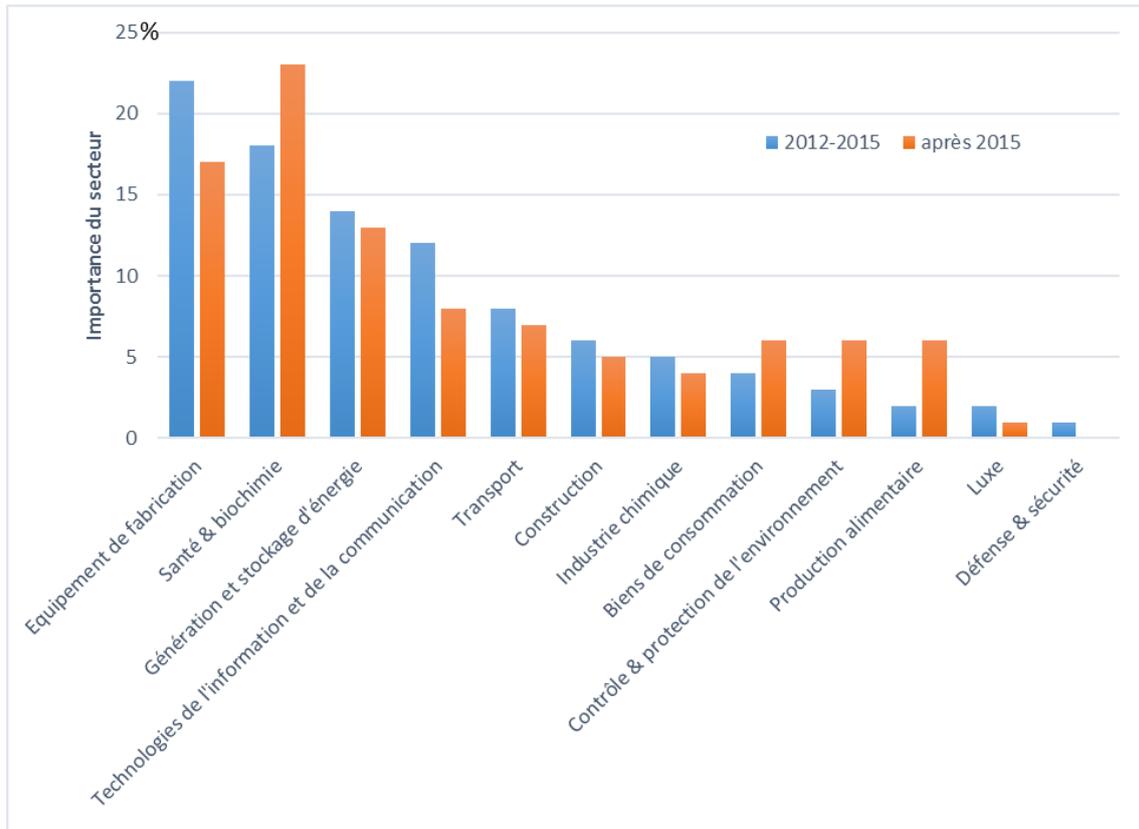


Figure 1-5 - Prédiction de l'importance du marché de la micro et nano fabrication par secteurs industriels pour la période 2012-2015 et évolution après 2015 (adapté de [Mina12])

1.2. Procédés de micro-usinage

Concernant les procédés d'enlèvement de matière, la sélection d'une technique dépend de facteurs comparables aux techniques conventionnelles : dimensions du produit, tolérances dimensionnelles et géométriques, géométries réalisables (dépouilles, congés intérieurs), coût et taille de fabrication. D'autres apparaissent avec le changement d'échelle et particulièrement en lien avec le matériau : taille des grains du matériau, épaisseur affectée thermiquement, mécaniquement ou électriquement, compromis entre rigidité du produit et les efforts d'usinage, les efforts de bridage...

1.2.1. Processus de fabrication des micro-pièces

L'enchaînement de procédés est alors une alternative répondant au mieux à ces exigences comme l'a montré Azcarate et al. [AUBB06] dans le but de réaliser des séries beaucoup plus importantes. Cet enchaînement est basé essentiellement sur les procédés par répliation (micro-injection, micro-emboutissage...) permettant justement d'atteindre cette production de masse.

Ces procédés sont en général issus d'une approche descendante (« top-down »), c'est-à-dire une miniaturisation du procédé conventionnel et des paramètres extensifs associés. En ce qui concerne la micro-coupe (développée par la suite), le procédé se caractérise généralement par une épaisseur de copeau non coupé inférieure à 10 μm , à des dimensions de géométries réalisables entre 1 μm et 1 mm ainsi que des états de surface caractérisés par une rugosité Ra inférieure à 100 nm.

La réalisation de micro pièces ou de microsystèmes nécessite l'emploi de plusieurs procédés de micro-fabrication. Bissacco (Bissacco, 2004) présente par exemple les diverses utilisations du micro-fraisage dans le processus de fabrication de systèmes micro-fluidiques (Figure 1-6).

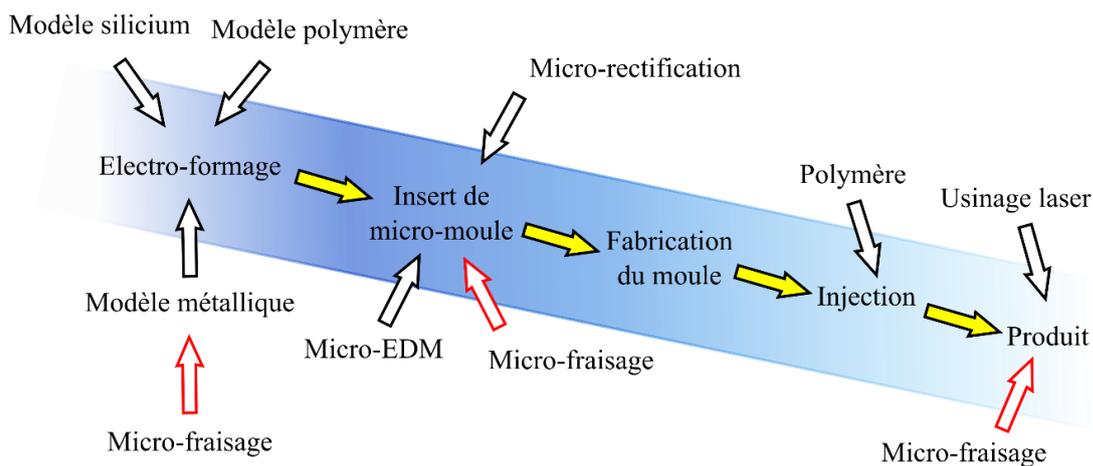


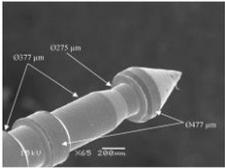
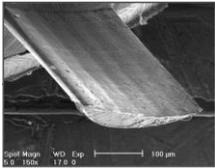
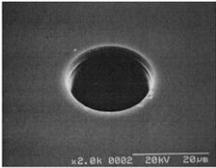
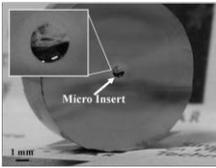
Figure 1-6 - Processus de fabrication d'un micro-moule d'injection (adapté de [Biss04])

Cette spécificité pluri-technique impose une démarche spécifique de génération de processus de micro-fabrication. Albers et al. [ABDM06, ABHM05, ADTM10, AlMa04] proposent de structurer la conception de micro-pièces en prenant en compte des techniques de micro-fraisage et micro-érosion en faisant appel à des règles et bases de connaissances comparables à celles utilisées en fabrication assistée par ordinateur (FAO).

1.2.2. Micro-usinage par enlèvement de matière à l'outil coupant

Lors de la fabrication de pièces (métalliques ou non), les techniques d'enlèvement de matière par micro-coupe sont souvent privilégiées, que ce soit le micro-tournage, le micro-fraisage, le micro-perçage ou la micro-rectification. Le Tableau 1-1 recense les caractéristiques de chaque technique.

Tableau 1-1 - Applications des techniques de micro-coupe (adapté de [ChHu13])

	Micro-tournage	Micro-fraisage	Micro-perçage	Micro-rectification
Pièce usinée	Pièces de révolution élancées (micro-broches, micro-axes)	Pièces aux formes 3D complexes, concaves ou convexes, et pouvant être élancées	Trous cylindriques débouchant ou borgnes	Géométries convexes et concaves dans certains cas. Approprié pour les matériaux durs et fragiles
Dimensions usuelles	Diamètre d’environ 100 μm , jusqu’à 5 μm .	De l’ordre de 50 μm	Diamètre pouvant atteindre 50 μm	Jusqu’à 20 μm
Rugosité minimale	0.1 μm Ra	10 nm Ra (finition optique) dans le cas d’outils diamants	0.1 μm Ra	10 nm Ra (finition optique)
Exemples	 [ARSL05]	 [BaLO04]	 [EgMi02]	 [CKHY05]

Le micro-tournage est la technique la plus adaptée pour obtenir des géométries à prédominance axisymétrique. De plus, il est possible d’obtenir des géométries très élancées (technique de décolletage par exemple). Il est toutefois possible de réduire la flexion des pièces de révolution par des conditions de coupe appropriées [ARSL05] ou par l’utilisation du procédé de décolletage (toutes les opérations sont enchaînées lors d’un travail sur barre avec reprise en contre-broche si nécessaire).

Concernant le micro-fraisage, sa polyvalence en fait un procédé incontournable pour la réalisation de produits aux formes complexes. Le fraisage en bout est privilégié en micro-fraisage, au détriment du fraisage en flanc en raison de la faible rigidité des outils et des risques de talonnage avec les géométries de raccord à la queue d’outil dont le diamètre est bien plus important qu’en bout. Cependant, on le retrouve souvent en amont du processus de fabrication, lors de la réalisation d’électrodes pour l’électroérosion et pour la réalisation de moules d’injection, ce qui fait que le micro-fraisage d’alliages cuivreux et d’aciers à outillage de haute dureté est le plus commun dans la littérature.

Le micro-perçage reste incontournable pour obtenir des trous cylindriques profonds. Les micro-forets ont la même géométrie hélicoïdale et élancée que les forets classiques, d'où une sensibilité à la torsion pouvant briser l'outil. Tout comme le micro-fraisage, le micro-perçage requiert une broche haute ou très haute fréquence pour atteindre des vitesses de coupe convenables (quelques dizaines de m/min). Le procédé de micro-électroérosion concurrence ce dernier et permet notamment d'envisager des rapports de formes plus importants dans des matériaux durs (carbure de tungstène par exemple).

La micro-rectification est essentiellement utilisée pour obtenir des surfaces devant avoir un rendu optique. Cette technique est aussi utilisée pour tailler les micro-fraises. La taille des outils de rectification ne permet pas d'obtenir des géométries de très faibles dimensions. Des outils spécifiques sont alors nécessaires. Des micro-outils cylindriques avec un revêtement diamant CVD permettent d'usiner des micro-géométries à l'instar des micro-fraises.

1.3. Le micro-fraisage

Le micro-fraisage reste une technique de coupe très polyvalente tant au niveau des matériaux usinables (matières plastiques ou métalliques, ductiles ou fragiles) que des géométries réalisables, mais aussi une technique assez complexe à mettre en œuvre, d'où un fort intérêt pour ce procédé dans le domaine de la recherche (Câmara et al., 2012).

1.3.1. Qualité générale des entités micro-fraisées

Le micro-fraisage a une capacité de créer des formes (simples à complexes) de quelques millimètres à quelques micromètres et cela dans divers matériaux. Les entités obtenues sont de faibles dimensions souvent élancées (rapport de forme important). La Figure 1-7 montre quelques exemples de réalisation de géométries par micro-fraisage.

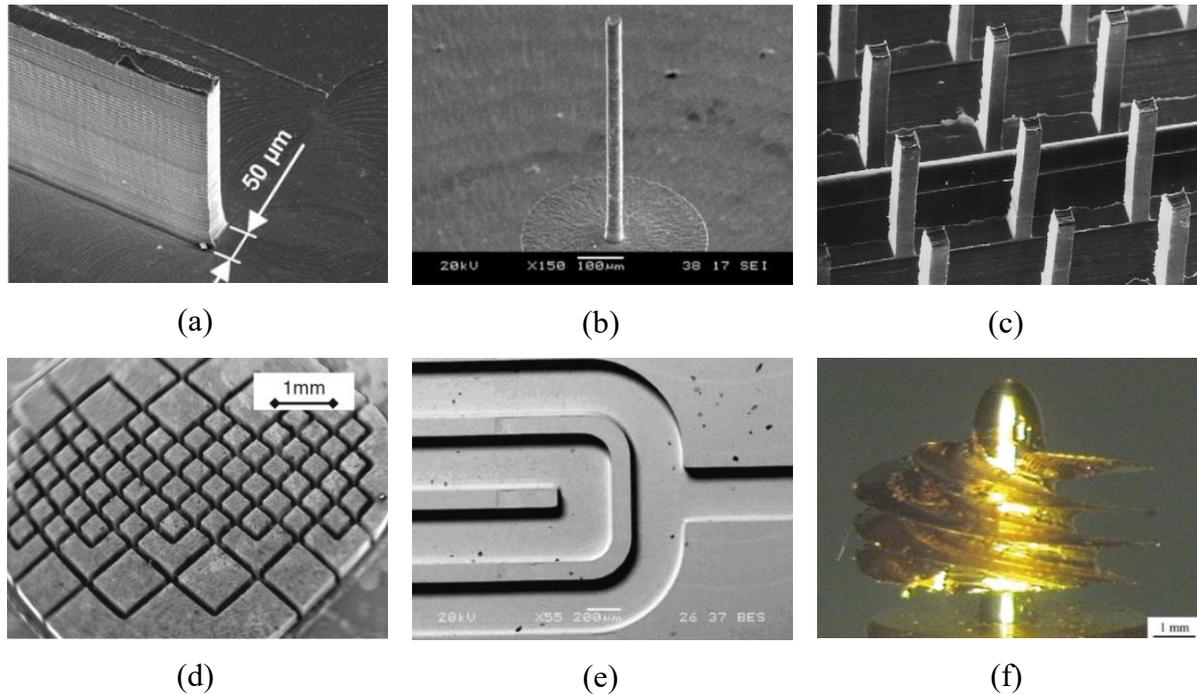


Figure 1-7 - Exemples d’entités micro-usinées (qualité et aspects) (a) voile mince [WePe08], (b) et (c) micro colonnes [BaLO04] [TaVM03], (d) réseau d’îlots [HuLD14], (e) poches et rainures [UHZS07], (f) forme complexe [NIKT11]

Le micro-fraisage offre ainsi l’avantage d’une flexibilité importante quant à la variété des opérations et la complexité des géométries réalisables. La fabrication de pièces par micro-fraisage offre un large spectre d’applications [ChHu13] :

- Médical : implants dentaires, bridges, prothèses, visserie et instrumentation chirurgicale, lab-on-a-chip (laboratoire d’analyse miniature), mécanismes de micro-pompage...
- Horlogerie : boîtiers de montres, pièces de bracelet, mouvements, électrodes, cadran...
- Electronique : micro-moules de connecteurs, appareils électronique miniatures, micro-capteurs, puces RFID...
- Optique : réseau de microlentilles, appareils optique...
- Aérospatial : moule d’engrenages planétaires, micro-dispositifs pour fusées, éléments de micro-gyroscope, micro-valves et dispositifs d’asservissement...
- Outillage : électrodes d’électroérosion, micro-moules ou matrices, buses d’injection...
- Autres domaines : bijouterie-joaillerie, composants d’appareils de mesure...

La Figure 1-8 illustre des solutions de microcomposants micro-fraisées.

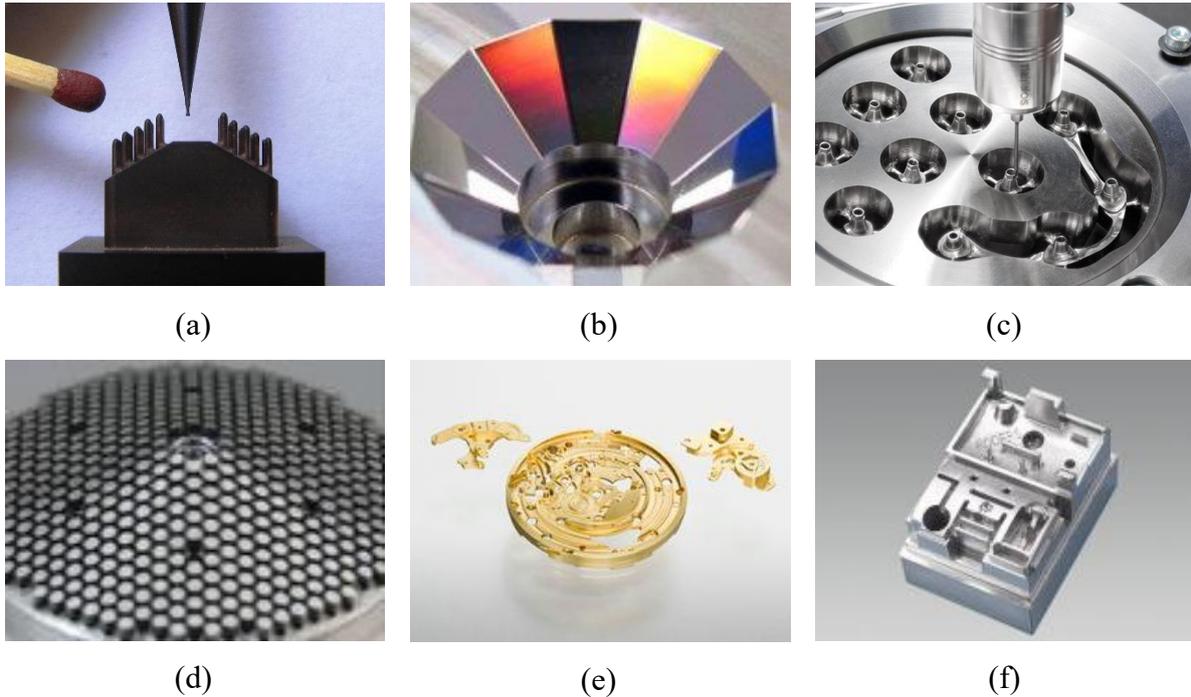


Figure 1-8 - Exemples de composants micro-fraisés (a) Micro-électrode (Cimatron), (b) réflecteur (Röders) (c) Implants dentaires (Datron), (d) Micro-moule de filtre (Yasda), (e) éléments d'horlogerie (Kern), (f) Micro-moule complexe (Röders)

1.3.2. Génération de trajectoires de micro-fraisage

A cette échelle, chaque étape de la chaîne numérique doit être maîtrisée afin de limiter les erreurs qui peuvent se cumuler entre la conception et la réalisation.

Des solutions logicielles de FAO ont été spécifiquement développées, comme Cimatron E Micromilling³ dans le projet européen Micro Milling (Figure 1-9). Ce projet répond aux enjeux de l'usinage de formes complexes de micro-pièces :

- de faibles volumes inférieurs à quelques millimètres au cube,
- des tolérances de forme de l'ordre de $0,1 \mu\text{m}$ et des rugosités inférieures à $0,01 \mu\text{m}$,
- des matériaux durs ou difficiles à usiner.

Le système FAO doit répondre aux exigences précédentes :

- par une continuité et une adéquation du maillon CAO/FAO de la chaîne numérique pour obtenir des surfaces exemptes de défauts (réparation des géométries discontinues),

³ <http://www.cimatron.com/NA/general.aspx?FolderID=5320>

- par une définition de trajectoires de haute précision (algorithmes et meilleure distribution de points, lissage...) pour respecter les tolérances imposées (de l’ébauche à la finition),
- par de nouvelles stratégies d’usinage (contrôle de position de l’outil, contrôle de fréquence de rotation de broche..) avec une optimisation des mouvements hors matière et prise en compte des efforts de coupe (chargement mécanique constant sur l’outil),
- par une simulation réaliste de l’environnement global (pièce, porte-pièce, machine, broche, porte-outil, outil) de machines-outils multi-axes (la possibilité d’un usinage sur machine 5-axes nécessite un contrôle de l’axe de l’outil par rapport à la normale à la surface générée) et multi-opérations.

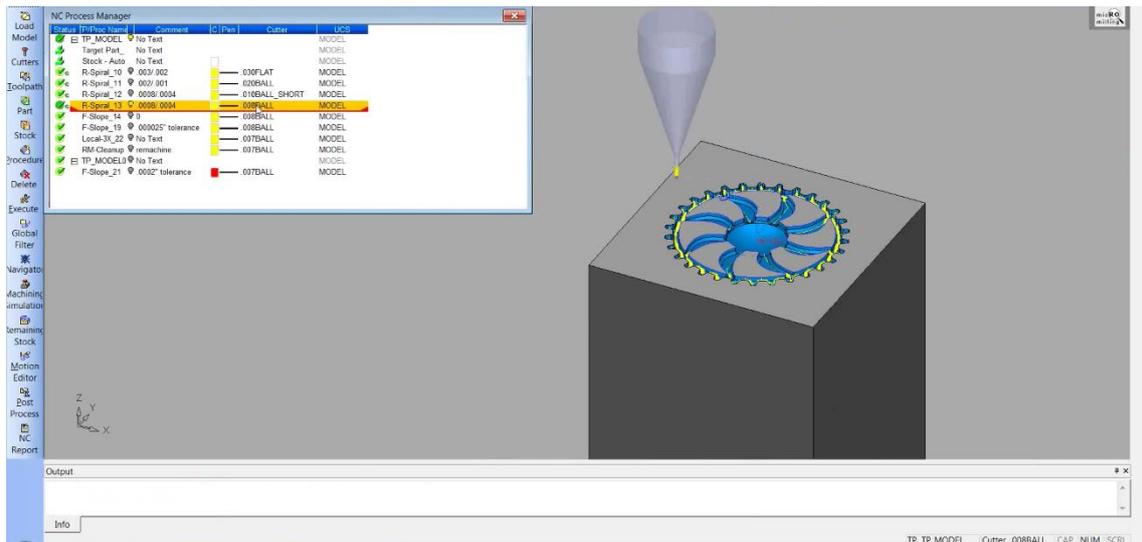


Figure 1-9 – Exemple de simulation d’usinage de micro-pièce

1.3.3. Matériaux micro-fraîsés

Dans une synthèse bibliographique sur le micro-fraisage [CRAD12], Câmara et co-auteurs recensent les matériaux les plus travaillés (Figure 1-10). On remarque que les aciers, les alliages de cuivre et les alliages d’aluminium représentent plus des trois quarts des travaux présentés dans les articles concernant le micro-fraisage. Les principales applications concernent la réalisation de petites électrodes destinées à l’électroérosion ou à la réalisation de micro-empreintes pour l’injection plastique.

D’autres matériaux sont aussi présents dans la littérature, notamment les alliages utilisés dans le domaine biomédical, comme les alliages de titane ou les aciers inoxydables.

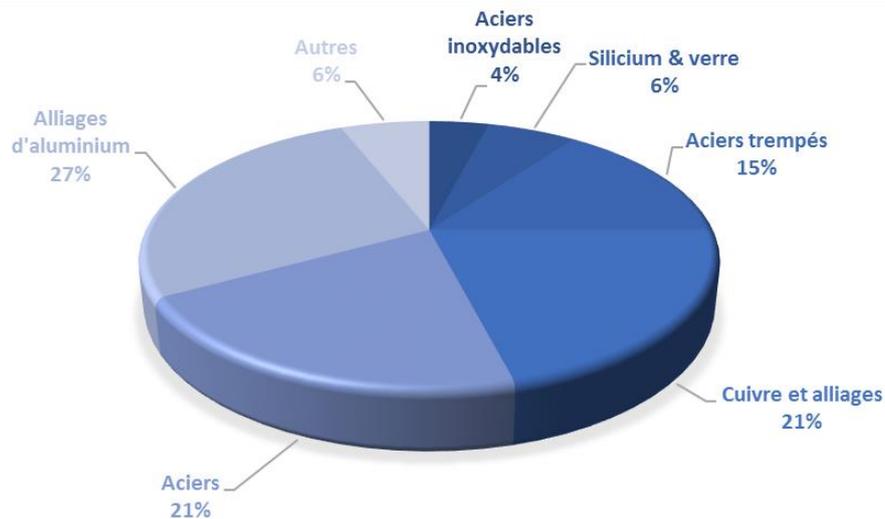


Figure 1-10 - Matériaux micro-usinés selon [CRAD12]

Le Tableau 1-2 présente une liste non exhaustive des matériaux micro-fraisés et leurs applications ou secteur d'activité industrielle [Saed11].

Tableau 1-2 - Matériaux et applications présentées dans la bibliographie (par ordre chronologique d'après [Saed11])

Matériaux	Applications	Références
Graphite	Moules et masques pour lithographie à rayon X	[CoFr96]
Polyméthacrylate de méthyle	Moules et masques pour lithographie à rayon X	[FrCV97]
Alliage d'aluminium	Moule d'injection (prototype)	[TRTP98], [TNNT98], [TTNV98], [DHRI06], [DhÖz06], [KKKK07]
Alliage de cuivre	Electrodes	[RaSP01], [FCWO07], [LLLL08]
Aciers	Moules et matrices	[WeHT01], [DoMG04], [BiHD05], [UHZS07]
Tungstène-cuivre	Electrode pour EDM	[UhPS05]
Silicium	Micro-électronique	[RuKK07]
Nickel Titane	Applications médicales	[WePe08], [PALD14]
Verre technique	Applications médicales et micro-électronique	[FWMH09]
Alliage de Titane	Application aérospatiale et biomédical	[JaDM10]

1.4. Les outils : micro-fraises

Les outils de micro-fraisage sont une des clés du bon déroulement de l’usinage. A ce titre, les matériaux d’outils ainsi que les revêtements associés aux géométries d’outils sont les facteurs les plus importants déterminant la performance effective de l’outil. La géométrie des outils est aussi un champ d’investigation important.

1.4.1. Matériaux d’outils

Les matériaux d’outils doivent avoir une dureté élevée combinée à une résistance appropriée à une durée de vie convenable, ainsi qu’une bonne stabilité chimique à haute température [CMOY00]. De nombreux types de matériaux peuvent être utilisés pour fabriquer des outils : acier rapide, carbure de tungstène, céramique, nitrure de bore cubique (cBN) et diamant. Cependant chaque matériau présente des caractéristiques différentes (Tableau 1-3) et limite ainsi son utilisation (Tableau 1-4).

Tableau 1-3 - Comparaison de performances relatives des matériaux à outils (adapté de [CMOY00])

	Dureté à chaud	Ténacité	Résistance à l’usure	Résistance aux chocs thermiques	Vitesse de coupe	Qualité des surfaces*	Coût	Acuité d’arête
Acier rapide	Faible	Important	Faible	Important	Faible	Faible	Faible	++
Carbure	↓	↑	↓	↑	↓	↓	↓	+
Céramique	↓	↑	↓	↑	↓	↓	↓	+
CBN	↓	↑	↓	↑	↓	↓	↓	+++
Diamant	Important	Faible	Important	Faible	Important	Important	Important	+++

* : de manière générale. Une forte dépendance du matériau usiné intervient dans la qualité des surfaces

L’utilisation du carbure de tungstène est très répandue dans les outils du commerce. Une nuance à grains ultra fins est le plus souvent utilisée pour obtenir la meilleure acuité possible. Le cobalt est utilisé comme liant et permet d’obtenir des caractéristiques différentes suivant la fraction utilisée. Une nuance faiblement liée (5% de cobalt) donne des outils d’une grande dureté mais relativement fragiles. A l’inverse, un pourcentage plus élevé de liant (jusqu’à 20%) permet d’obtenir des outils plus tenaces mais présentant une dureté plus faible. Plus généralement, les outils en carbure de tungstène sont largement répandus pour le micro-fraisage d’une grande variété de matériaux de par leur bonne dureté, leur résistance mécanique et leur coût

relativement faible (de l'ordre de quelques dizaines d'euros). Les outils en diamant sont aussi utilisés en micro-fraisage malgré leur coût élevé (jusqu'à plusieurs milliers d'euros pièce pour les outils en diamant synthétique). Ces outils sont d'une très grande dureté mais sont aussi très fragiles. L'utilisation de diamants monocristallins permet d'obtenir des géométries simples mais extrêmement saillantes. Les outils polycristallins (PCD) présentent une meilleure ténacité mais une moins bonne acuité. Les outils en diamant naturel ou synthétique composent le haut de gamme de ces outils, avec des états de surface accessibles très fins (R_a très faible pour un rendu « miroir »). Enfin l'affinité du fer avec le carbone à haute température limite l'utilisation des outils diamants à l'usinage des matériaux non ferreux.

L'utilisation du nitrure de bore cubique (cBN) est encore très restreinte en micro-fraisage. Les outils cBN sont peu répandus et ont un coût très élevé.

Tableau 1-4 - Matériaux à outils et leurs applications (adapté de [CMOY00])

	Non-ferreux	Fontes	Aciers bas carbone et faiblement alliés	Aciers durs	Alliage base Nickel	Alliage de titane
Acier rapide	~/-	-/×	~/-	×	-/×	-/×
Carbure	~	√/~	√/~	-	√	~
Céramique	×	√	√/~	~	√/~	×
cBN	-/×	√/~	×	√	~	~
Diamant	√	×	×	×	×	√

√ : bon ; ~ : bon sous conditions ; - : possible mais déconseillé ; × : à éviter

1.4.2. Revêtements

Les revêtements ou couches minces déposés sur l'outil coupant ont généralement pour avantage d'avoir une haute résistance à l'usure, une bonne ténacité, une bonne stabilité chimique et une excellente diffusivité thermique ainsi qu'un faible coefficient de frottement avec le matériau usiné. Ces caractéristiques permettent d'allonger la durée de vie des outils et d'augmenter la vitesse de coupe et donc la productivité. Plus généralement, la classification des revêtements est basée sur leur structure, le type de matériau déposé et la technique de dépôt utilisée. Globalement, les couches de protection peuvent être divisées en deux groupes :

- Les monocouches constituées d’un seul élément (comme les métaux purs par exemple tels que Al, Cr, Mo, Cu, Au...) ou de deux éléments, on parle alors de composés tels que les nitrures (TiN, CrN, AlN...) et les carbures (TiC, CrC...).
- Les revêtements complexes (multicouches et multi-composés) constitués de plus d’un élément métallique, phase ou composé optimisés selon les performances attendues. Ces couches sont initialement développées par l’addition d’autres éléments (Al, C, O...) aux systèmes binaires tels que le TiN, le CrN ou le TiC dans le but d’améliorer leurs propriétés mécaniques et tribologiques.

Selon Aramcharoen et al. [AMYC08], le revêtement des outils a une influence difficile à maîtriser sur la durée de vie des micro-fraises. En effet, le revêtement des outils semble offrir une solution à la contrainte d’usure d’outil, mais ce revêtement augmente le rayon d’acuité d’arête de plus de 1 μm . Les auteurs comparent un outil non revêtu à cinq outils revêtus (TiN, TiCN, TiAlN, CrN, CrTiAlN). Ils montrent alors que certains revêtements ont une tendance à réduire l’usure (TiN et CrTiAlN) lors de l’usinage d’acier à outillage (X40CrMoV5 à 45 HRC), tandis que les autres revêtements ont une tendance inverse (Figure 1-11). Le revêtement TiAlN conduit à une usure maximale deux fois plus importante en comparaison à un outil non revêtu.

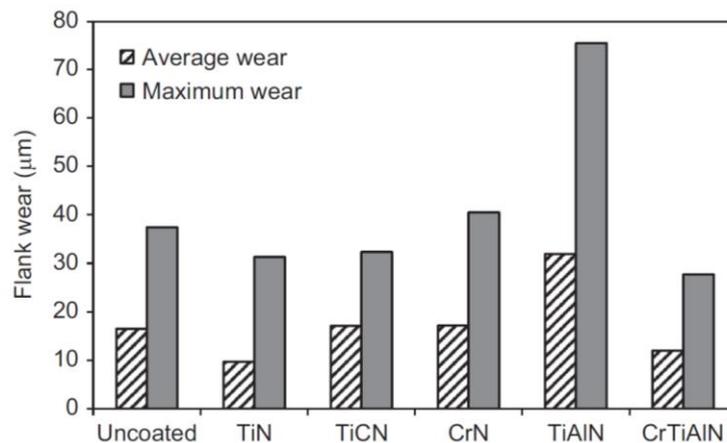


Figure 1-11 - Comparaison de l’usure pour différents revêtements en micro-fraisage du X40CrMoV5 [AMYC08]

D’autres auteurs évaluent plusieurs revêtements à base de chrome (CrN et CrSiN [SKKK08] et CrCN, CrSiN et CrSiCN [KTKK09]) sur une fraise de diamètre 0,2 mm usinant du laiton. Les résultats montrent que les revêtements CrSiN et CrSiCN ont la meilleure résistance à l’usure (Figure 1-12).

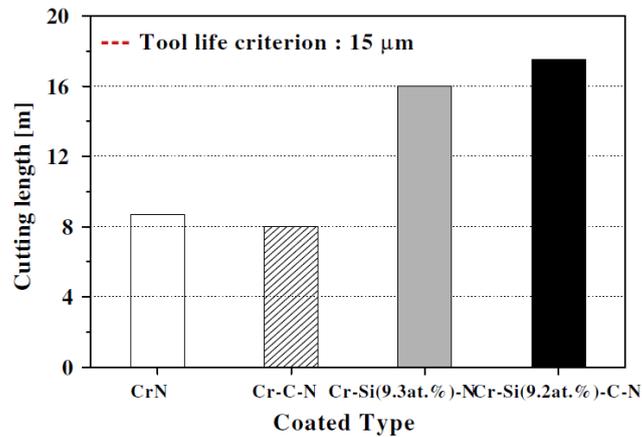


Figure 1-12 - Comparaison de l'usure pour différents revêtements à base de chrome pour le micro-fraisage du laiton [KTKK09]

Torres et al [THSH09] comparent des micro-fraises (0,3 mm de diamètre) en carbure de tungstène non revêtu et revêtu diamant (de types nanocristallin NCD et à grains fins FGD) pour usiner de l'aluminium (6061-T6). La micro-fraise revêtue NCD génère des efforts réduits d'environ 80% comparée à l'outil non revêtu, minimise la formation de bavures et réduit la rugosité.

L'utilisation de revêtements pour les micro-fraises n'est donc pas si simple et dépend fortement du matériau usiné. Les industriels commercialisent généralement des micro-fraises ayant des revêtements de type TiN, TiAlN et CrN. Les différents auteurs évaluent des revêtements pour différents diamètres d'outils et différents matériaux usinés. De plus, les critères d'évaluation sont variables (efforts, coefficient de frottement, état de surface, bavures...) avec plusieurs points bloquants comme les modes de défaillance de l'outil (typologie et critère d'usure, bris d'outil...). L'impossibilité actuelle de mesurer la température sur de si faibles dimensions (limite de résolution des caméras thermiques, taille limitée des thermocouples) limite aussi ce champ d'investigation.

1.4.3. Géométrie des micro-fraises

Le micro-fraisage est parfois défini par des pièces usinées avec des dimensions inférieures à 1 mm ou présentant des détails micro-géométriques. Il est le plus souvent défini par des outils dont le diamètre est inférieur à 1 mm, nécessaires à l'obtention de si faibles dimensions. Deux types de géométries coexistent :

- Les outils disponibles dans le commerce (Figure 1-13), dont la géométrie de la partie active est une réplique de celle des outils conventionnels. La queue d’outil a le plus souvent un diamètre de 4 ou 6 mm, et joint la partie active par un raccord conique ou rayonné. Ces outils descendent rarement en dessous d’un diamètre de 0,2 mm et ont le plus souvent 2 dents.
- Les outils spécifiques développés en laboratoire (Figure 1-14), dont le diamètre est souvent inférieur à 0,2 mm. La queue d’outil est identique mais la géométrie de la partie active devient très simple avec le plus souvent une seule arête tranchante.

Les outils disponibles dans le commerce font l’objet de travaux de recherche sur l’optimisation de leur géométrie. Dans des travaux de thèse menés à l’institut FEMTO-ST à Besançon [Esco15, Gilb12, Guyo14], l’accent est mis sur l’optimisation de la géométrie de la partie active de l’outil mais aussi du raccord entre le bout et la queue d’outil. La conclusion générale est que les géométries complexes issues des outils conventionnels ne sont plus nécessaires pour le bon déroulement de la coupe à l’échelle microscopique.

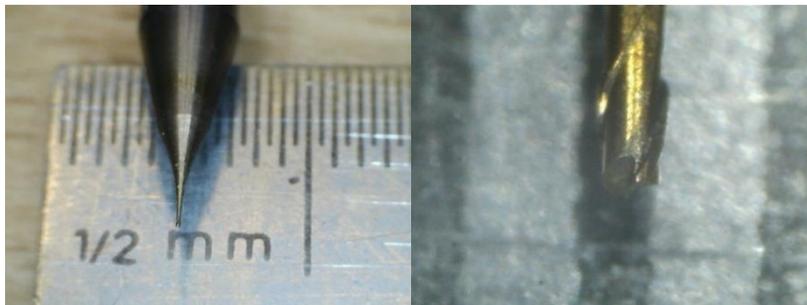


Figure 1-13 - Micro-fraise cylindrique \varnothing 0,2 mm en carbure de tungstène

Les outils spécifiques font aussi l’objet de travaux sur les mêmes thématiques. Certains auteurs proposent de concevoir des géométries comportant une arête tranchante unique plus simple (rectiligne) pour des outils de 100 μm de diamètre [FWLL03], de 30 à 300 μm [FDRK08] voire 3 μm [EHTM11]. D’autres auteurs préconisent des outils à plusieurs arêtes [AVBC01, VFKM96] pour un diamètre de 25 μm .

La fabrication de ces micro-outils est assurée par des procédés d’usinage moins classiques comme l’usinage par faisceaux d’électrons (focused ion beam - FIB) [AVBC01, FrCV97, VFKM96], par électroérosion à fil (WEDG - wire electrical discharge grinding) [FDRK08] ou encore par affutage [SBMS99]. Le procédé FIB permet d’obtenir de grandes qualités géométriques mais avec une faible capacité d’enlèvement de matière et des géométries simples

(aucune concavité) à l'inverse de l'affutage. Le principe du procédé est identique au principe du microscope électronique à balayage mais dans ce cas, le faisceau est destructif.

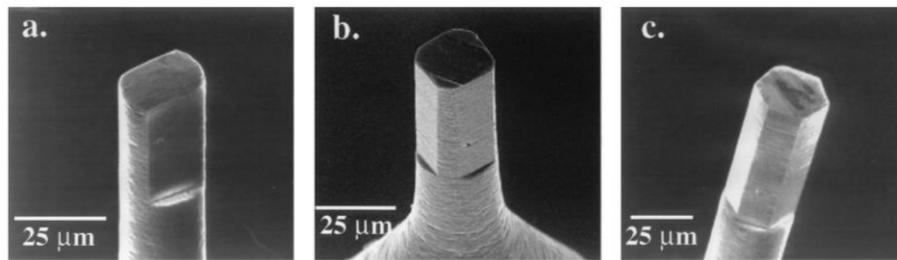


Figure 1-14 - Exemples de micro-fraises réalisées par FIB [AVBC01]

Certains auteurs modélisent la géométrie des outils afin d'effectuer des simulations numériques par éléments finis du micro-fraisage [FDRK08]. Le but est de mettre en évidence l'effet de la force centrifuge et des actions mécaniques sur les faces de coupe et de dépouille des micro-fraises (Figure 1-15). Ces simulations permettent notamment d'optimiser la géométrie de ces micro-outils.

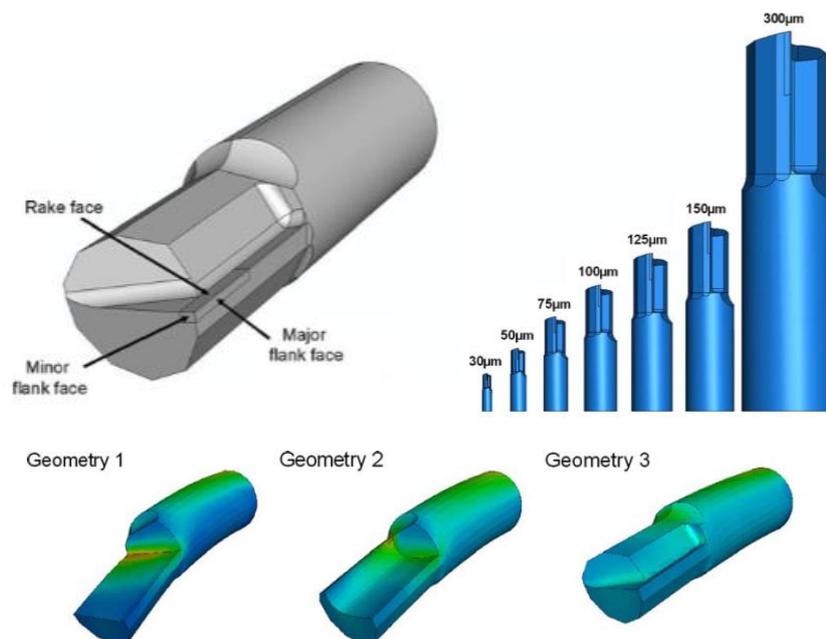


Figure 1-15 – Etude d'outils spécifiques à une arête tranchante [FDRK08]

Une troisième catégorie de géométrie, non présentée ici, est constituée des outils composés d'un insert comportant la partie active (souvent une dent) brasé dans un corps d'outil en acier ou en carbure. Cette catégorie correspond essentiellement aux outils diamants.

1.4.4. Conditions opératoires de micro-fraises du commerce

Les conditions de coupe en micro-fraisage sont essentielles pour le bon déroulement de l’usinage. En effet, les micro-outils ne peuvent pas supporter des efforts supérieurs à quelques dizaines de newtons sous peine de casser. Une comparaison des conditions préconisées par certains fabricants d’outils pour des aciers exhibant une dureté comprise entre 50 et 60 HRC est présentée sur la Figure 1-16. On voit nettement que les conditions sont directement proportionnelles au diamètre de l’outil, mis à part la vitesse de coupe qui reste constante. En comparant ces préconisations, on remarque que les fabricants proposent des conditions menant à une variation du débit copeau d’un rapport 5. Certains de ces fabricants prônent ainsi des conditions beaucoup plus conservatrices. Ces conditions différentes suivant le fabricant ne sont pas forcément optimisées en termes d’usure, de durée de vie ou de productivité pour l’usage fait par l’opérateur.

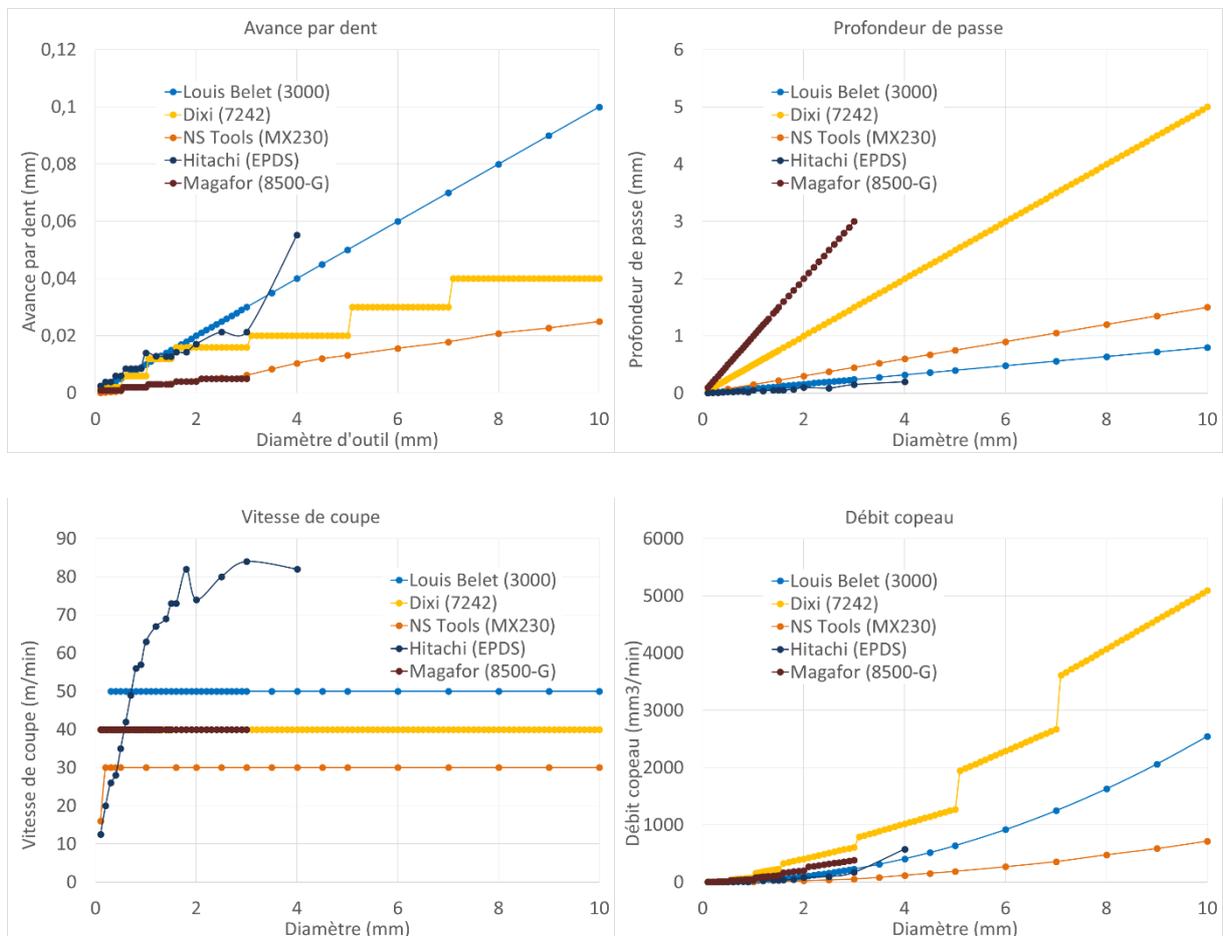


Figure 1-16 - Comparaison des avances par dent en fonction du diamètre d'outil données par les fabricants

1.4.5. Usure

Comme déjà évoqué, l'usure des micro-outils n'est pas aussi clairement définie que l'usure des outils conventionnels. Alors que les critères d'usure en dépouille et en cratère permettent un suivi de la tenue en service des outils conventionnels, ceux-ci sont difficilement adaptables aux micro-outils. Le critère normalisé d'usure en dépouille pour les outils conventionnels par exemple ($VB = 0,3 \text{ mm}$) est du même ordre que le diamètre des outils. De plus l'observation et la mesure de ces critères nécessite des moyens métrologiques de salle grise ou de salle blanche et sont donc difficilement utilisables dans un atelier. Il est donc nécessaire de définir des critères adaptés au micro-fraisage.

La littérature propose essentiellement des méthodes de suivi de tenue en service mais peu de critères. Ceci s'explique par les modes de défaillance complexes en micro-fraisage : rodage très rapide des outils, usure non homogène sur plusieurs dents, effondrement brutal d'arête.

La mesure des efforts de coupe est une méthode de suivi couramment utilisée. Une augmentation des efforts est observée au cours de la vie de l'outil jusqu'à une augmentation brutale synonyme de fin de vie [TABM00].

L'émission acoustique est également utilisée [TTNV98]. Cette émission acoustique peut être liée à l'usure en dépouille, à la largeur des copeaux formés ainsi qu'à la rugosité des surfaces usinées [PrKR14]. Alors que l'usure augmente linéairement, il en est différemment de l'émission acoustique et de la rugosité. Seule la largeur des copeaux semble directement liée à l'usure en dépouille. Les auteurs mettent en cause l'apparition d'un phénomène semblable à une arête rapportée sur la face en dépouille. Un critère d'usure d'outil est proposé par Uzun et al. [UcAB13] en suivant l'évolution du diamètre apparent de l'outil.

Malekian et al. [MaPJ09a] ont mis au point un système permettant d'évaluer l'usure des outils à partir de trois moyens de mesure (mesure d'efforts, mesure accélérométrique et mesure acoustique) permettant ainsi de balayer un large spectre fréquentiel. Une phase d'apprentissage du système est nécessaire pour déterminer quels éléments mesurés indiquent une usure d'outil. Le critère d'usure utilisé est l'augmentation du rayon de bec des dents (rayon supérieur à $5 \mu\text{m}$ pour un outil usé). Une fois cet apprentissage effectué, le système peut alors automatiquement détecter une usure à partir des mesures effectuées.

1.4.6. Attachement

Le bon choix d’un attachement de l’outil sur le porte-outil est primordial. Le porte-outil est en effet un des facteurs cruciaux influençant le faux-rond. Deux solutions existent : les porte-outils à pince et les porte-outils par frettage.

Les porte-outils à pince donne un faux-rond radial de 1 à 10 μm suivant la qualité de la pince, la longueur d’outil sortie, le couple de serrage appliqué, la propreté du matériel ou encore l’état physico-chimique (présence de rouille, de lubrifiant) de l’interface outil/ porte-outil. Les porte-outils par frettage ont l’inconvénient d’avoir un cycle thermique important (en termes de température et de durée de refroidissement) qui empêche toute utilisation avant de revenir à température ambiante. Les valeurs de faux-rond sont du même ordre de grandeur que les porte-outils à pince, l’avantage étant qu’il n’y a pas de serrage mécanique pouvant faire varier cette valeur. Une plus grande rigidité du système outil dans ce cas n’est pas forcément favorable en termes de durée de vie d’un micro-outil.

L’interface porte-outil/ broche a aussi un rôle important dans le faux-rond. Les solutions les plus souvent rencontrées sont des cônes BT30 ou HSK-E25. Sur certaines machines, l’outil est directement porté par la broche, réduisant ce problème de liaison mais restreignant la possibilité d’utilisation d’une grande variété d’outils.

1.5. Les machines-outils

Ce paragraphe a pour objectif de présenter l’évolution des machines-outils réalisant des opérations de micro-usinage par enlèvement de matière. Les paramètres exigeants du micro-usinage nécessitent l’utilisation de machines de précision ou de machines dédiées fabriquées pour le besoin désiré.

1.5.1. Les micro-machines-outils

La précision des machines est essentielle pour contrôler au mieux les paramètres de coupe désirés. Par exemple l’erreur de remise en position est de l’ordre de quelques micromètres sur les machines dites de précision. Or cette valeur est du même ordre de grandeur que la profondeur de passe.

De plus, la compensation de la dilatation thermique est essentielle, car cela peut aboutir à une erreur sur l’engagement axial de plus de 600 % sur des machines plus conventionnelles

[BiHD05]. Pour pallier l'apparition de ces dispersions thermiques, la machine peut être placée dans une salle à température contrôlée, et dans le cas d'une lubrification par arrosage, le circuit peut-être externalisé pour éviter de créer un gradient thermique dans la broche [Biss04].

Une des solutions pour pallier ce problème de précision est la fabrication de machines dédiées [Kapo04]. De faibles dimensions (Figure 1-17), ces machines sont exclusivement réservées à une ou plusieurs opérations de micro-usinage. Ces machines sont généralement construites pour des études de recherche ou des applications très précises et sont peu utilisées dans l'industrie. De plus elles sont généralement limitées à du fraisage dans le plan.

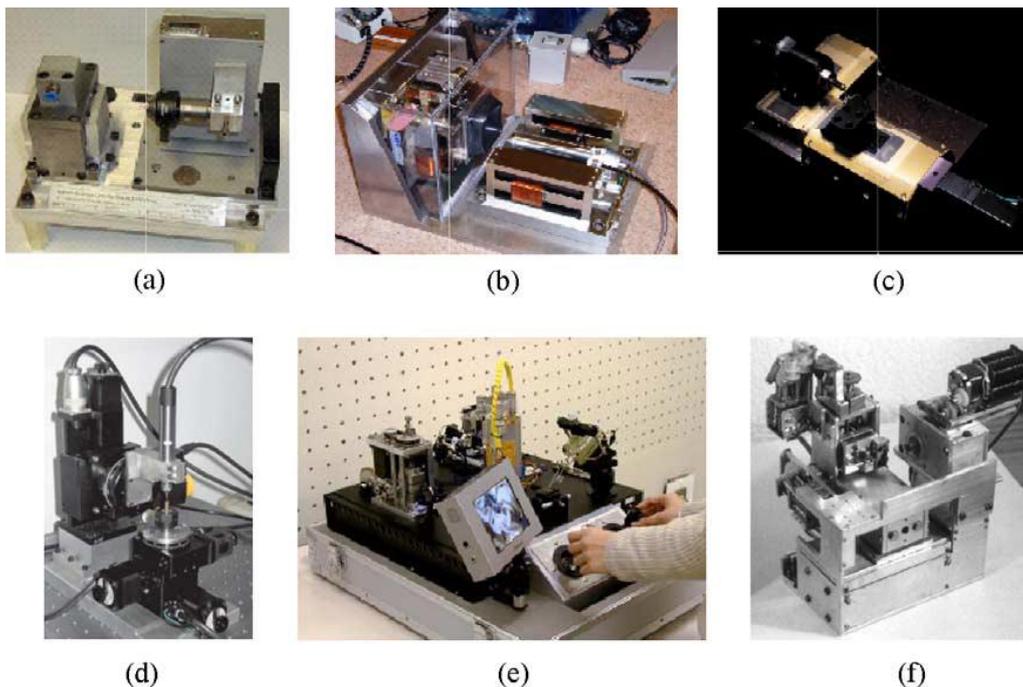


Figure 1-17- exemples de machine dédiée [Kapo04]

1.5.2. Machines du commerce

Pour répondre aux exigences du micro-fraisage, les machines doivent présenter une grande rigidité statique et dynamique ainsi qu'un bon amortissement, une bonne stabilité thermique et une erreur de positionnement minimale (le plus souvent inférieur à $1\ \mu\text{m}$). Dans le but de réduire au maximum l'influence de la dilatation thermique, les machines les plus récentes sont équipées de systèmes de compensation sur la broche et présentent des architectures plus compactes que les machines conventionnelles. L'utilisation de matériaux plus stables thermiquement et mécaniquement comme des bétons polymères ou du granit permettent aussi de limiter cette dilatation. Des moteurs linéaires sont parfois utilisés et permettent la translation des axes avec

une résolution et une justesse supérieures à celles des systèmes à vis à billes. Enfin pour obtenir des vitesses de coupe convenables pour des outils de diamètre inférieur à 1 mm, la broche peut atteindre des fréquences de rotation pouvant aller jusqu’à 200 000 tours par minutes dans le cas des broches à paliers aérostatiques. Cependant ces broches présentent une puissance disponible plus faible que des broches standards mais ce n’est pas forcément un problème au vu du faible couple nécessaire à l’usinage. Il faut noter que les broches présentant une fréquence de rotation maximale supérieure à 60 000 tr/min sont rares dans l’industrie et limitées généralement aux opérations de gravage. La norme actuelle est une rotation maximale de 40 à 45 000 tr/min qui semble être un bon compromis entre coût, puissance, vitesse accessible et diamètres d’outils utilisables. En effet, beaucoup de réalisations nécessitent l’utilisation d’outils plus grands en amont des opérations de finition en micro-fraisage, parfois en conditions d’UGV, et il convient de ne pas démonter la pièce usinée entre ces différentes opérations pour éviter d’ajouter des dispersions.

1.5.3. Comportement dynamique des micro-fraises

La faible rigidité des outils de micro-fraisage associée à des excitations aux fréquences élevées rend ce procédé très sensible au comportement vibratoire. La qualité des surfaces comme l’usure des outils sont alors directement impactées par ce comportement dynamique, comme ont pu le constater Biermann et Baschin [BiBa09] au travers d’essais de micro-fraisage d’un alliage d’aluminium. Il a aussi été conclu que l’acuité d’arête, le mode de préparation de l’outil ainsi que le revêtement pouvaient influencer la stabilité du procédé (Figure 1-18).

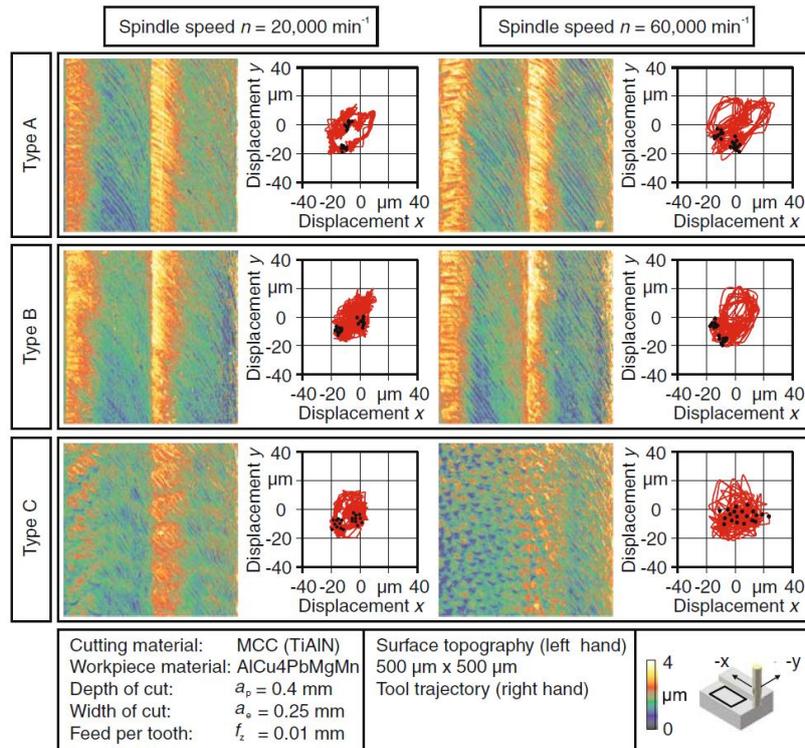


Figure 1-18 - Micrographies de surfaces générées en micro-fraisage et trajectoires d'outil correspondant [BiBa09]

La modélisation du comportement dynamique représente une part non négligeable des travaux portant sur le micro-fraisage. Le but est de prédire, voire maîtriser ce comportement afin de garantir une surface usinée de qualité ainsi qu'une usure réduite des outils.

Jun et al. [JLDK06, JuDK06] prennent en compte les erreurs d'alignement de l'outil dans le calcul du comportement dynamique de l'outil. La flexion d'outil est considérée en assimilant l'outil à une poutre à section variable en rotation avec l'hypothèse de Timoshenko. Le comportement dynamique est alors obtenu en dérivant l'énergie cinétique. Les effets gyroscopiques sont alors pris en compte dans la position en bout d'outil.

Malekian [MaPJ09b] introduisent le comportement dynamique dans le calcul des efforts de coupe en micro-fraisage. Le comportement dynamique de la structure « usinante » est obtenu par couplage du comportement dynamique de la micro-fraise et de la machine. Le comportement de l'outil est obtenu par simulation numérique tandis que celui de la machine est obtenu expérimentalement par mesures vibratoires en utilisant un marteau de choc. Ce comportement est ensuite utilisé pour définir la flexion d'outil correspondant aux efforts appliqués sur la fraise.

Rahnama [RaSP09] cherchent à réduire les vibrations en modélisant les lobes de stabilité à partir du comportement élastique et amortissant de l’ensemble usinant. L’hypothèse des auteurs est que ce comportement est lié aux déformations élastiques au niveau de la face de dépouille de l’outil. A partir des résultats obtenus dans leur cas, il est clair que l’amortissement n’est influant que pour des vitesses de rotations inférieures à 30 000 tr/min, augmentant la zone de stabilité de coupe. Un compromis est donc nécessaire entre la vitesse de coupe ou le débit de copeau et la stabilité de coupe.

D’autres travaux ont été menés par Afazov sur le comportement vibratoire [ARSP12, AZRS13]. La méthodologie adoptée utilise plusieurs étapes :

- modélisation et prédiction des efforts en micro-fraisage
- validation expérimentale
- modélisation des paramètres de dynamique modale
- modélisation du comportement vibratoire lors de l’usinage (domaine temporel)
- validation expérimentale du comportement vibratoire

Le comportement dynamique du système est obtenu par la méthode de couplage de la même façon que dans les travaux présentés précédemment [MaPJ09b]. Le comportement de la micro-fraise est analysé à l’aide de la méthode des éléments finis alors que le comportement de la broche et du porte-outil est obtenu par une analyse modale expérimentale par marteau de choc.

1.6. L’effet d’échelle

On a pu constater que le micro-fraisage était complètement différent du fraisage conventionnel tant au niveau des enjeux que des solutions technologiques ou des problématiques. Certains de ces problèmes sont encore indissociables de ce procédé : le faux-rond non négligeable pouvant mener au travail d’une seule arête de coupe, la flexion pouvant mener à la rupture de l’outil difficilement décelable par un opérateur sans moyen de mesure (acoustique ou dynamométrique), la géométrie de l’arête de coupe non saillante ou encore le phénomène de bavure.

Lors de l’homothétie en approche descendante, l’effet d’échelle peut se définir [VBHJ09] par la divergence :

-
- de la valeur de paramètres intensifs (pression, température...) comparée à une valeur initiale,
 - de la valeur de paramètres extensifs comparée à une valeur hypothétique proportionnelle à la réduction d'échelle (longueur caractéristique, volume...).

Cet effet d'échelle peut être bénéfique ou néfaste mais dans tous les cas le comportement du système à différentes échelles est modifié. En micro-usinage le changement d'échelle engendre notamment l'augmentation de certains rapports [GuFP09] :

- entre le rayon d'acuité d'arête r_β et le diamètre de l'outil,
- entre la flexion d'outil et l'épaisseur de copeau non coupé h_c ,
- entre les défauts de l'outil et h_c ,
- entre le rayon d'acuité d'arête et h_c ,
- entre la taille du grain du matériau usiné et h_c ,
- entre la taille des bavures et le diamètre de l'outil,
- entre le faux-rond et h_c ,
- entre la dilatation des différents éléments et l'engagement axial,
- entre la précision du pilotage (CN, jeux...) et h_c .

Ces différences font du micro-fraisage un procédé difficilement comparable au fraisage à l'échelle macroscopique. Certains problèmes n'apparaissant pas à l'échelle conventionnelle sont inévitables à l'échelle du micro-usinage.

Le Tableau 1-5 permet de comparer les conditions opératoires utilisées en fraisage conventionnel (diamètre D) et en micro-fraisage (diamètre d dix fois plus faible que D) ainsi que l'impact de ceux-ci sur les efforts, le débit de copeaux et la puissance de coupe.

On remarque très nettement qu'au facteur d'échelle volumique près, l'exigence en termes de débit de copeaux concernant le micro-fraisage est bien plus importante (facteur 100 au lieu d'un facteur 1000) et peut même être encore supérieur pour satisfaire aux besoins temporels dans le milieu industriel. Il faut rappeler aussi que les broches de machines-outils pour le micro-fraisage ont pour contrainte une fréquence de rotation importante et que la puissance de celles-ci n'est pas primordiale contrairement aux machines conventionnelles.

Tableau 1-5 - Comparaison des grandeurs caractéristiques en fraisage

	Fraisage conventionnel ($\varnothing = D$)	Micro-fraisage ($\varnothing = d = 0,1 \cdot D$)
Vitesse de coupe	V_c	V_c
Vitesse de rotation N	$\sim \frac{V_c}{D}$	$\sim \frac{V_c}{d}$
Avance par dent f_z	$\sim D$	$\sim d$
Vitesse d’avance V_f	$= f_z \cdot Z \cdot N \sim V_c$	$\sim V_c$
Engagement axial a_p	$\sim D$	$\sim d$
Engagement radial a_e	$\sim D$	$\sim d$
Effort de coupe	$\sim D^2$	$\sim d^2$
Débit de copeau Q	$= V_f \cdot a_p \cdot a_e \sim D^2$	$\sim d^2$
Puissance de coupe P	$\sim V_c \cdot D^2$	$\sim V_c \cdot d^2$

Dans une revue de l’état de l’art de l’usinage à l’échelle microscopique [LDKE04], les auteurs donnent les pistes déjà explorées expérimentalement : les effets d’échelle (effort spécifique de coupe, épaisseur de copeau minimum, formation de bavures ou durée de vie d’outil), le comportement du matériau (formation d’arête rapportée, déformation élasto-plastique) et l’effet de la microstructure. Ces points montrent une différence notable avec l’usinage conventionnel et doivent donc être pris en compte dans la modélisation. Ceci est d’ailleurs mis en avant dans la présentation des modèles qui sera faite aux chapitres III et IV.

1.6.1. Le rayon d’acuité

L’hypothèse d’une arête coupante parfaitement tranchante n’est plus valide en micro-usinage (Figure 1-19). L’arête est alors considérée comme rayonnée et ce rayon est nommé rayon d’acuité d’arête. En effet celui-ci est conditionné par la taille du grain de carbure de l’outil, de l’épaisseur du revêtement ou du procédé de fabrication de l’outil. Il est ainsi rarement considéré inférieur à 1 μm . De plus, ce rayon n’est pas uniforme le long de l’arête.

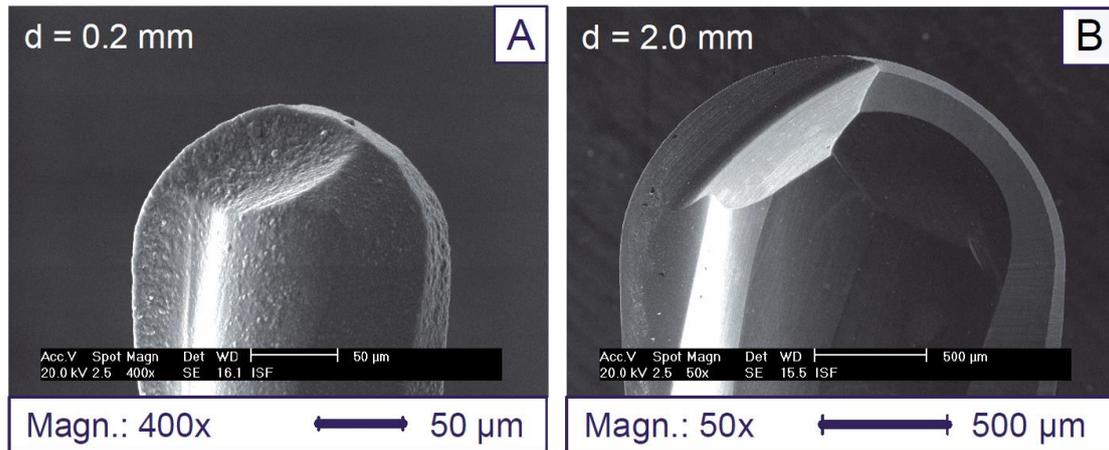


Figure 1-19 – Différence de taillage entre une micro-fraise (A) et une fraise conventionnelle (B) [DoMT06]

Comparé à l'épaisseur de copeau non déformé h_c (variant entre 0 et f_z en rainurage), ce rayon est du même ordre de grandeur. Cela laisse penser que le phénomène de coupe est plus complexe avec par exemple un angle de coupe apparent différent de l'angle nominal voire fortement négatif lors de l'usinage (Figure 1-20). Ainsi un phénomène de labourage est souvent mis en évidence dans la littérature.

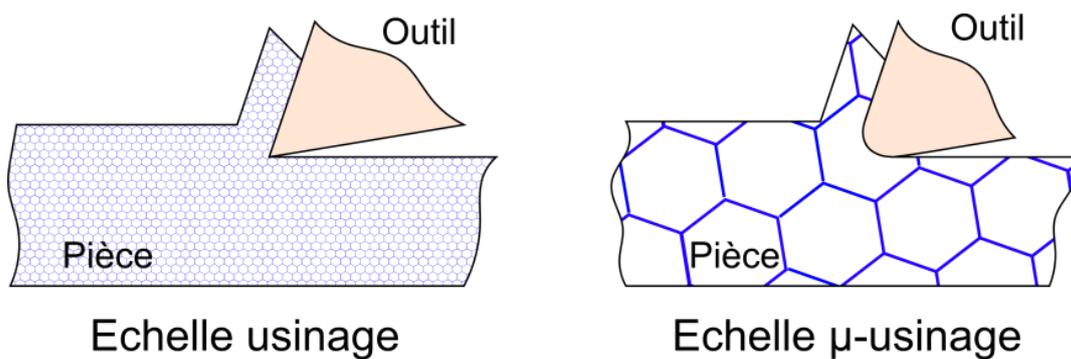


Figure 1-20 - Effet du rayon d'arête et de la taille de grain d'après [BiHD05]

Liu et Melkote [LiMe07] montrent par la méthode des éléments finis que la zone de cisaillement primaire s'élargit à proximité de l'arête et que l'énergie dissipée augmente lorsque le rayon augmente. Ceci s'explique par l'augmentation de la zone de contact outil/copeau et par un effort spécifique de coupe augmentant de manière exponentielle lorsque l'épaisseur de copeau non coupé devient inférieure au rayon d'arête. Bissacco et al [BiHS08] mettent en évidence l'indépendance des efforts à l'angle de coupe nominal pour des profondeurs de passes proches

du rayon d’arête. Il n’est alors plus possible de négliger ce rayon dans les modèles d’effort lors du micro-fraisage.

Le fait que l’arête de coupe n’est pas parfaitement tranchante et qu’elle présente un rayon d’acuité d’arête implique aussi l’existence d’une épaisseur de copeau minimum en dessous de laquelle aucun copeau n’est formé et conduit à un labourage de la matière comme illustré sur la Figure 1-21.

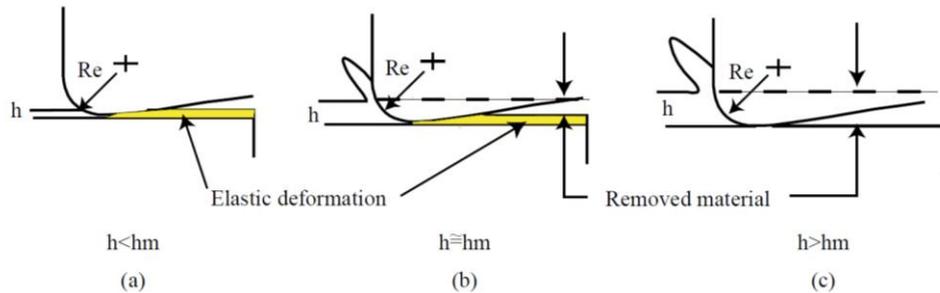


Figure 1-21 - Effet du copeau minimum en micro-coupe [ChPF06]

Ceci a été mis en évidence dans les travaux de Woon et al [WRNL08]. Le point de séparation entre le copeau et la surface finie semble se trouver au niveau du rayon d’arête et ne dépend pas de l’épaisseur de copeau. Ce point aussi appelé point de stagnation (la vitesse relative de la matière par rapport à l’outil est nulle) n’étant pas le point le plus bas, la matière formant la surface finie est alors labourée par une partie de l’arête de coupe (Figure 1-22). C’est ce point de stagnation qui définit l’épaisseur de copeau minimum.

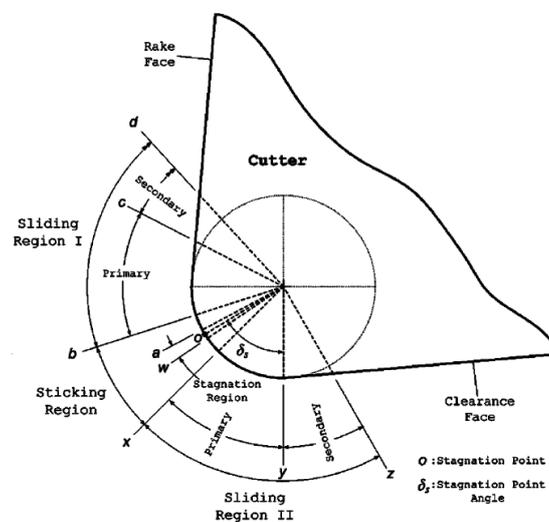


Figure 1-22 - Point de stagnation sur l'arête de coupe [WRNL08]

Ce phénomène de labourage est connu en tribologie dans le cas de l'abrasion. Georges [Geor00] donne trois modes de détériorations abrasifs pour un métal : le labourage plastique, le bourrelet et le copeau (Figure 1-23). Ces trois modes dépendent d'un paramètre nommé degré de pénétration défini par le rapport entre la profondeur de pénétration et le rayon de contact et pouvant être relié à la dureté du matériau indenté et à la charge appliquée. Ils dépendent aussi du rapport entre la contrainte effective de cisaillement de l'interface et le seuil d'écoulement plastique du matériau en cisaillement.

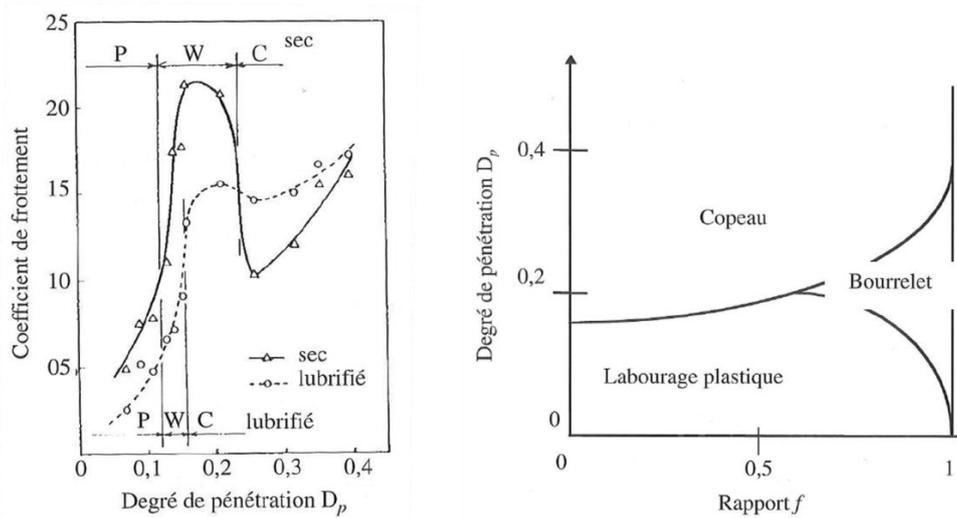


Figure 1-23 - Déformation plastique en abrasion [Geor00].

1.6.2. Taille du grain

Diminuer la taille des outils entraîne par la même occasion une diminution des valeurs de profondeur de passe et d'avance par dent qui vont alors approcher la taille des grains constitutifs de la structure du matériau. Ainsi un matériau considéré comme homogène et isotrope à l'échelle macroscopique ne l'est que très rarement à l'échelle microscopique (Figure 1-20). La littérature montre clairement plusieurs choix de modélisations du comportement dans ce cas : certains travaux considèrent le matériau comme homogène, certains le considèrent comme multiphasé avec chaque phase homogène [VoDK03] et d'autres font apparaître un modèle cristallographique faisant intervenir les plans de glissement du réseau cristallin [Demi09, KoOz12].

1.6.3. La flexion d’outil

Sous l’effet des efforts subis par l’outil, même de quelques newtons, celui-ci fléchit compte tenu de ses faibles dimensions. Bissacco [Biss04] présente une rapide comparaison de la flexion pour deux outils de taille différente. Les deux outils sont alors considérés comme une poutre de section constante et l’effort F appliqué en bout est supposé proportionnel à l’aire A de la section du copeau non formé. La plupart des outilleurs préconise des profondeurs de passe et des avances par dent proportionnelles au diamètre D de l’outil. On obtient ainsi :

$$F = K A \sim K D^2 \quad (1.1)$$

K correspond à l’effort spécifique de coupe. D’après la théorie des poutres pour une section circulaire, la flèche f_l de l’outil vaut alors :

$$f_l = \frac{F l^3}{3 E I} = \frac{64 K A l^3}{3 E \pi D^4} \sim K \frac{l^3}{D^2} \quad (1.2)$$

Si les fraises ont le même rapport entre la longueur l et le diamètre D , alors la flèche évolue proportionnellement au diamètre, ce qui signifie que la flèche est constante au facteur d’échelle près.

$$\frac{l}{D} = \text{constante} \rightarrow \frac{f_l}{D} = \text{constante} \quad (1.3)$$

Ceci n’est vrai que pour un effort spécifique constant, or K augmente lorsque A diminue. De plus le rapport entre longueur et diamètre n’est pas toujours constant. Dans un souci d’accessibilité les micro-fraises présentent des géométries très élancées. Ces deux aspects font que la flèche est proportionnellement plus importante en micro-fraisage.

Dans les travaux de Kim et al. [KiMN04], cette flexion entraîne une variation des efforts sur plusieurs passages de dents comme le montre la Figure 1-24.

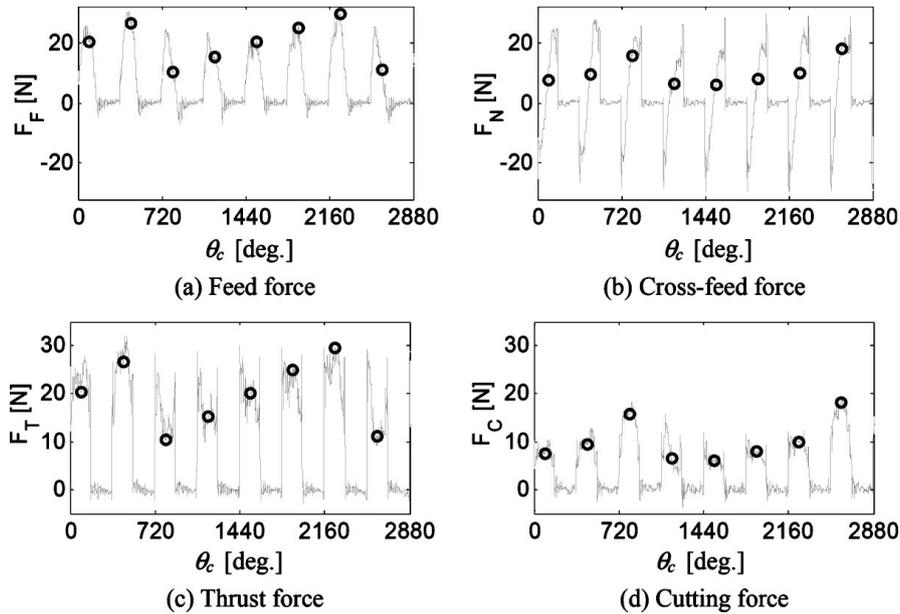


Figure 1-24 - Variations d'efforts sur plusieurs passages de dents due à la flexion [KiMN04]

Ces variations semblent provenir de l'épaisseur de copeau minimum tendant vers un refus de coupe dans certaines configurations. La flexion peut être aussi influencée par des faibles variations d'efforts comme des changements de phase dans le matériau usiné ou plus simplement par la pression exercée par le fluide de lubrification le cas échéant.

Cependant, il est difficile de modéliser de façon réaliste cette flexion et connaître ainsi son influence sur les efforts de coupe (il pourrait par exemple y avoir des modifications des angles d'outil variant dans le temps).

1.6.4. Le faux-rond d'outil

Outre le problème des phénomènes de coupe inhérents au micro-usinage, une autre difficulté se présente au niveau de la qualité dimensionnelle de la surface usinée. Cette perte de qualité s'explique en partie par la présence d'un faux-rond entre le bout d'outil et l'axe de rotation de la broche. Ce faux-rond peut provoquer une asymétrie de coupe entre les différentes dents ainsi qu'un diamètre apparent de l'outil plus important que le diamètre nominal. Les dimensions et la rugosité de la surface finie sont alors non maîtrisées. Ce problème peut venir d'un défaut de la géométrie d'outil mais aussi du défaut de mise en position de l'outil dans le porte-outil et du porte-outil dans la broche.

En général le faux-rond est défini par un battement axial et un battement radial. Ces deux caractéristiques n'étant pas constantes (elles changent à chaque remise en position), elles ne

peuvent être identifiées que lorsque l’outil est en broche. Le faux-rond radial est le plus souvent pris en compte dans les modèles d’effort, et se définit par deux paramètres, une longueur et un angle, le premier étant la valeur maximale du faux-rond et le deuxième étant le déphasage entre la position où la valeur est maximale et la position de la première dent considérée (Figure 1-25).

Ce faux-rond n’est pas quantifiable à l’heure actuelle à partir des moyens de mesure laser équipant la plupart des machines de micro-fraisage. Ces systèmes laser montrent leur limite lors de la mesure d’outil diamant monocristallin car le faisceau est traversant et la détection n’est pas optimale. Des systèmes de mesure optique par ombroscopie émergent et auront sans doute la possibilité de mesurer efficacement le faux-rond.

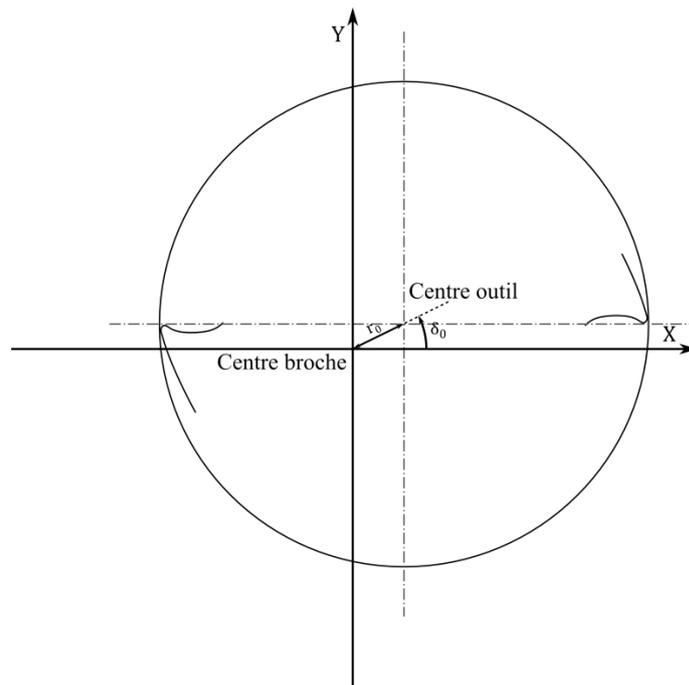


Figure 1-25 - Paramétrage du faux-rond radial

Expérimentalement, le faux-rond est la plupart du temps mesuré sur le corps d’outil à l’aide d’un capteur de déplacement inductif. Cependant le faux-rond ainsi mesuré n’est pas forcément le même que le faux-rond en bout d’outil. Pour remédier à ce problème, Jin et Altintas [JiA112] utilisent un montage optique *in situ* pour quantifier ce faux-rond (Figure 1-26). Il est à noter toutefois que le comportement dynamique de la fraise en prise peut modifier ces valeurs de faux-rond.

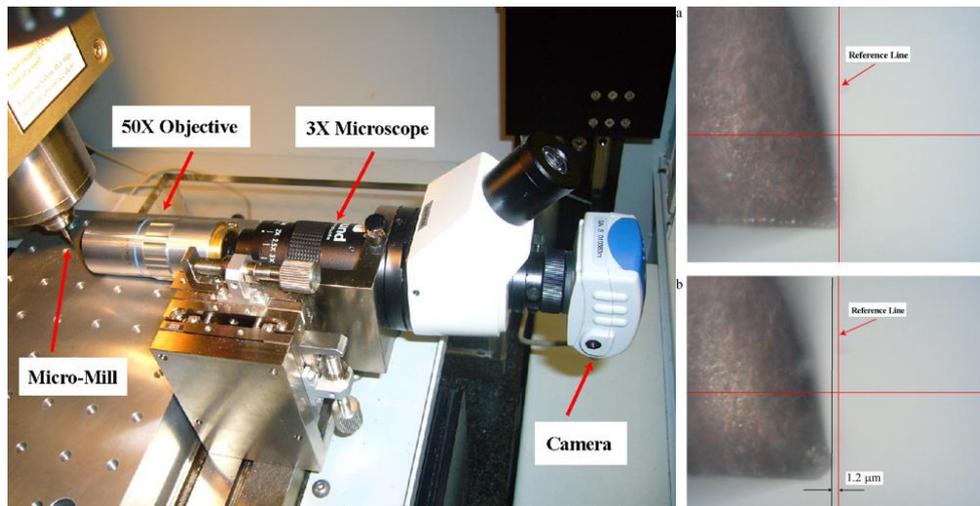


Figure 1-26 – Montage de mesure du faux-rond statique en micro-fraisage [JiAl12]

1.7. Les bavures

La formation de bavures est un problème majeur en micro-usinage. Ce phénomène est d'autant plus prononcé que le matériau usiné est ductile. Les dimensions des bavures peuvent être du même ordre de grandeur que les géométries usinées [BiHD05] ce qui est problématique pour la conformité des pièces produites (Figure 1-27). De plus, ces dimensions importantes peuvent conduire à l'enroulement des bavures autour de l'outil et provoquer ainsi sa rupture.

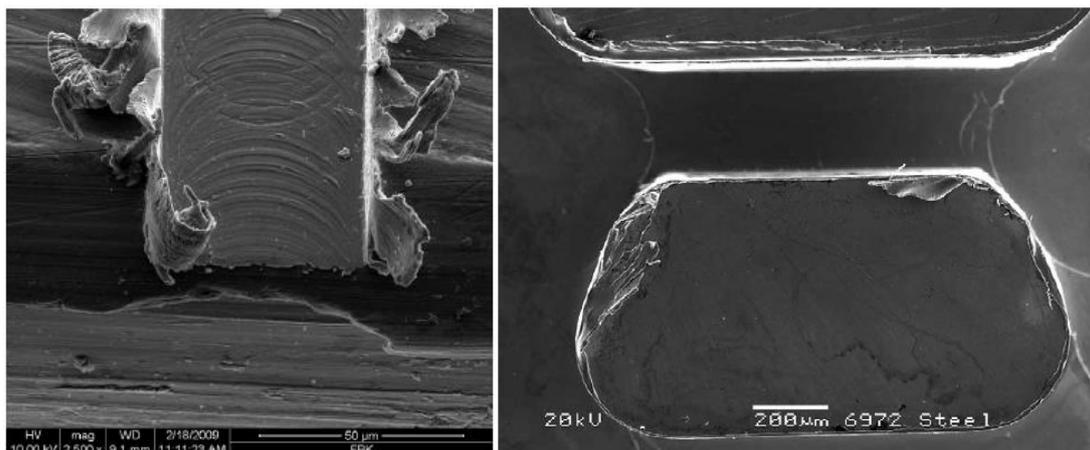


Figure 1-27 - Exemples de bavures en micro-fraisage [ADAF09, BiHD05]

La formation de bavures correspond à une accumulation de matière au niveau des surfaces libres créant ainsi des grands renflements [ADAF09]. Selon Gillespie [Gill99], trois mécanismes différents de formation de bavures peuvent apparaître (Figure 1-28) :

- Bavure par refoulement (*Poisson burr*) : la matière est refoulée au niveau des surfaces libres, suite à une forte compression et une déformation plastique.
- Bavure par déchirement (*Tear burr*) : provient de l’arrachement du copeau sur la pièce, similaire à des bavures de poinçonnage.
- Bavure par flexion (*Rollover burr*) : due à la flexion du matériau, souvent le dernier copeau sur les surfaces de sortie qui reste attaché.

D’autres mécanismes de formation existent mais conduisent à un manque de matière au niveau de l’arête (propagation d’une fissure).

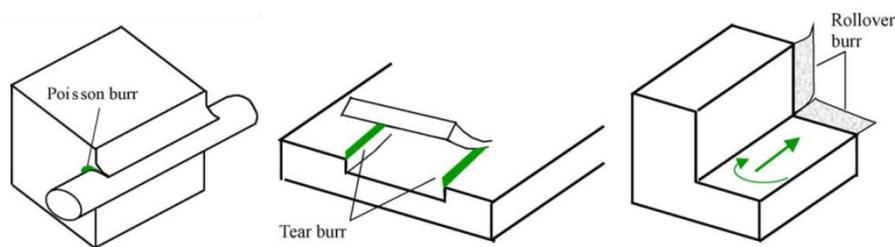


Figure 1-28 - Les trois principaux mécanismes de formation de bavures [LeDo05]

Uriarte et al. [UHZS07] ont montré qu’il était possible de supprimer une grande partie des bavures en faisant un passage final sur la géométrie usinée (sans prise de passe) avec un outil neuf, avec le risque de modifier localement la géométrie usinée précédemment. Il est également possible de réduire la taille des bavures par un choix judicieux de conditions de coupe.

La formation des bavures en micro-fraisage pour des alliages biomédicaux de type NiTi a été le sujet du projet de fin d’étude du Master recherche précédant cette thèse. Les résultats de ce travail ont fait l’objet d’une publication [PALD14]. La suite en donne un rapide aperçu.

La classification et localisation des bavures lors du micro-fraisage d’épaulements sont présentées sur la Figure 1-29. On obtient 12 localisations de bavures, les bavures 1 à 6 étant obtenues par usinage en opposition et les bavures 7 à 12 par usinage en avalant.

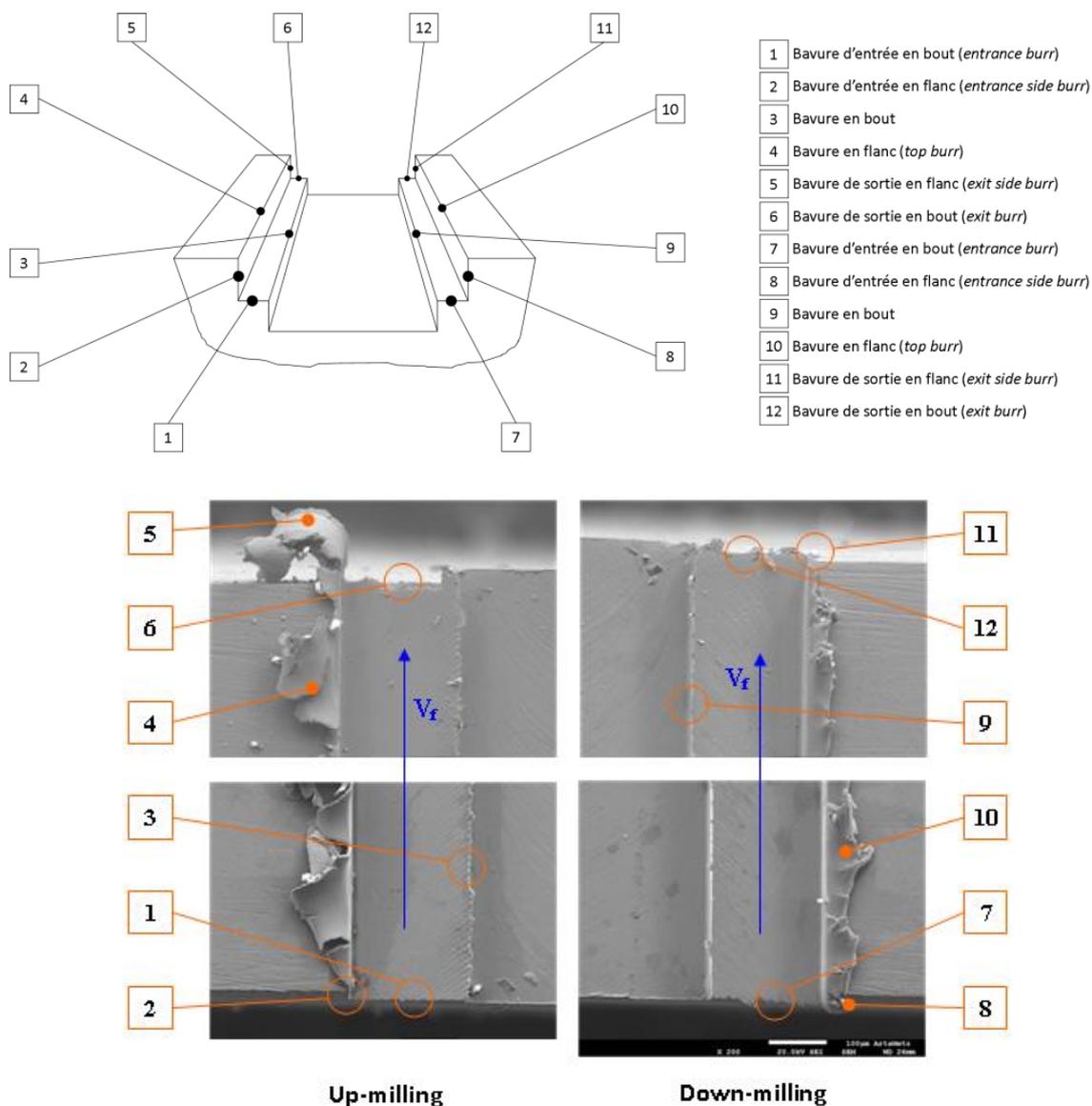


Figure 1-29 : Dénomination et localisation des bavures observées [Piqu12]

Il est apparu que les bavures en flanc sont les plus importantes. Les bavures obtenues en usinage en opposition présentent une forme enroulée alors que dans le cas d'un usinage en concordance les bavures sont faiblement courbées (Figure 1-29). En ce qui concerne la mesure des bavures, 5 caractéristiques permettent de mesurer les bavures (Figure 1-30) : la hauteur h_b , la largeur w_b , l'épaisseur t_b , la longueur l_b et la distance entre deux bavures f_b .

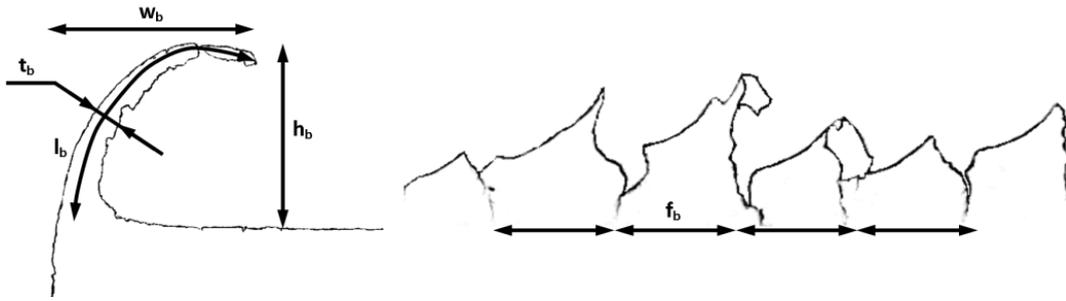


Figure 1-30 : Caractéristiques dimensionnelles des bavures [Piqu12]

Les influences de certaines conditions opératoires (le mode d’usinage, l’engagement axial, la vitesse de coupe, l’avance par dent et l’engagement radial) ont été étudiées au travers d’un plan d’expériences (Figure 1-31).

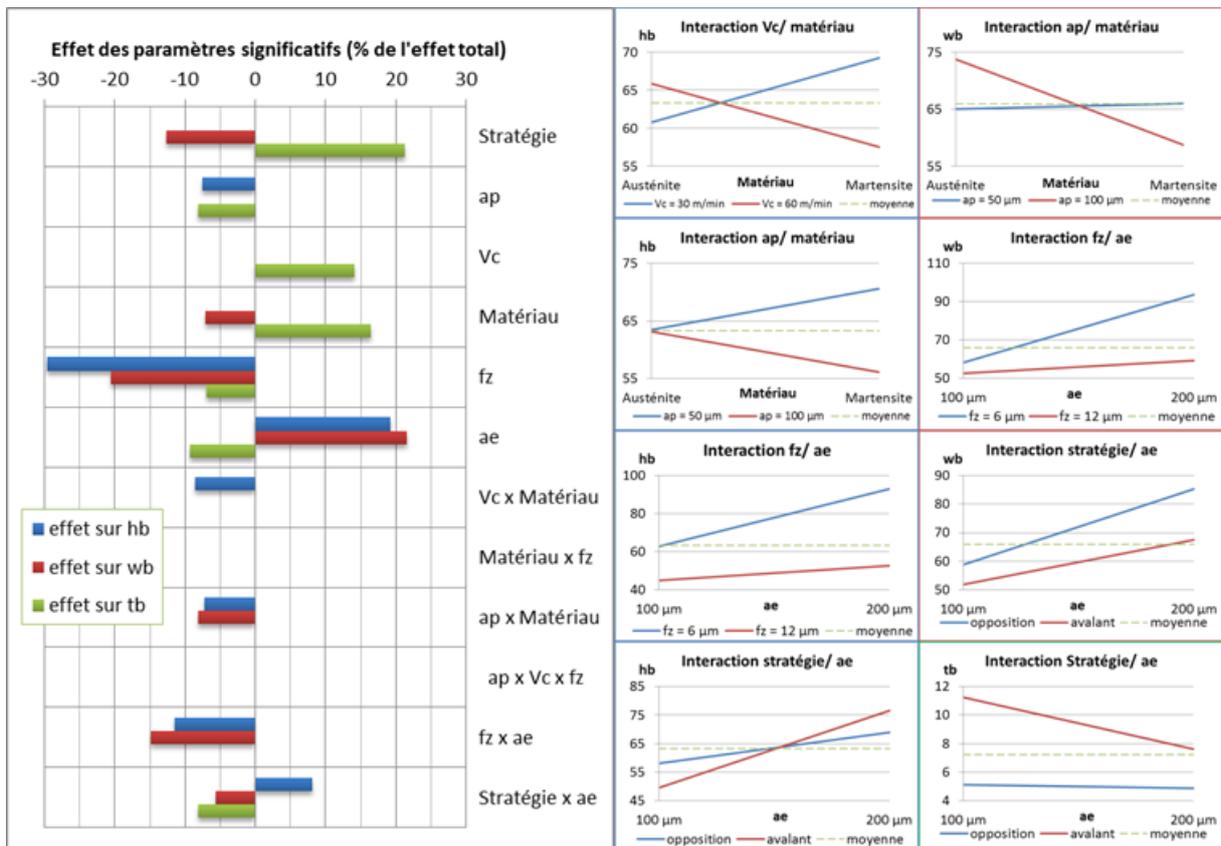


Figure 1-31 - Influence des paramètres sur les dimensions de bavures en flanc [Piqu12]

Pour la hauteur des bavures h_b , les effets de l’avance par dent f_z et de l’engagement radial a_e représentent plus de 50% du total des effets des facteurs significatifs : une augmentation de f_z et une diminution de a_e tendent à réduire la hauteur des bavures en flanc. L’engagement axial influence aussi significativement la hauteur de bavure mais dans une moindre mesure.

Concernant la largeur des bavures w_b , l'avance par dent f_z et l'engagement radial a_e sont les paramètres les plus influents avec une tendance similaire. Enfin, pour l'épaisseur des bavures en flanc h_b , le facteur le plus influent est le mode d'usinage. Les bavures obtenues en mode avalant sont plus épaisses qu'en mode opposition. Une augmentation de la vitesse de coupe tend aussi à obtenir des bavures plus épaisses.

En conclusion, il convient d'usiner l'alliage de NiTi avec une grande avance par dent et un faible engagement radial pour permettre de réduire la hauteur et la largeur de bavure. De plus, un usinage en opposition et à faible vitesse de coupe permet de réduire l'épaisseur de bavure facilitant ainsi l'ébavurage.

Une explication possible de la formation des bavures en flanc est présentée sur la Figure 1-32. Une bavure se forme sur la section coupée suivante lors du passage d'une dent. Cette bavure en flanc (type 4 ou 10, dénommée *top burr*) est une bavure conjuguant la génération de bavure par refoulement (*Poisson burr*) du fait que celle-ci se forme sur le côté de l'arête de coupe, et de bavure par flexion (*rollover burr*) due à l'angle d'hélice conduisant à une coupe oblique. Par l'accumulation de petites bavures superposées, écartées au fur et à mesure du passage de la fraise, une grande bavure apparaît.

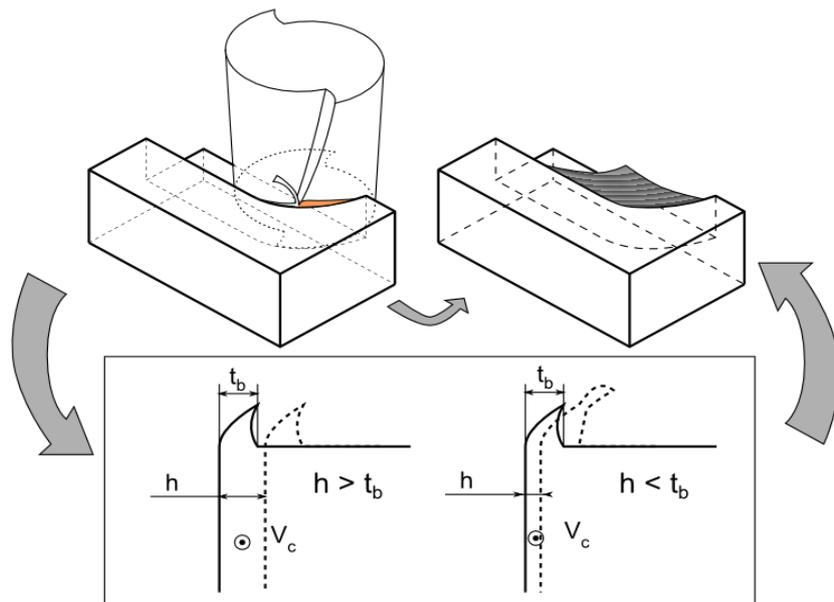


Figure 1-32 : Mécanisme de formation des bavures en flanc (mode avalant) [PALD14]

1.8. Conclusion

Ce chapitre donne un aperçu des enjeux actuels du micro-fraisage. Le marché des micro et nano-composants est en plein essor et les enjeux économiques sont importants. La micro-fabrication fait appel à une multitude de procédés ayant chacun ses avantages et inconvénients. Parmi eux, le micro-fraisage est sans doute le procédé le plus flexible en termes de géométries et de matériaux usinables. Le micro-fraisage présente cependant un nombre de verrous importants liés intimement à l’effet d’échelle. La géométrie locale de la partie active de la plupart des micro-outils étant proche de celle des outils conventionnels, certains problèmes inhérents à l’échelle réduite ne sont pas maîtrisés et conduisent à un comportement différent d’une micro-fraise en comparaison à un outil conventionnel. Le rayon d’acuité d’arête est un des points les plus significatifs dans la compréhension de la formation de micro-copeaux. La flexion d’outil et le faux-rond d’outil, souvent négligés à l’échelle conventionnelle sont dans ce cas du même ordre de grandeur que les géométries usinées. Ces points seront abordés dans les chapitres suivants.

II

DISPOSITIFS EXPERIMENTAUX POUR L'ETUDE DE LA MICRO-COUCPE

Le micro fraisage, à l'instar du fraisage, est une technique d'usinage complexe : les arêtes de coupe de l'outil sont des lignes gauches dans l'espace et chaque point de l'arête décrit une trajectoire trochoïdale dans le plan d'usinage ce qui rend la coupe discontinue. De plus la zone de formation du copeau est de très faibles dimensions et peu accessible à l'observation. Il est alors difficile d'établir la contribution des différentes parties de l'outil sur les efforts engendrés par la coupe mais également des mécanismes de formation du copeau. En considérant l'arête de coupe comme un ensemble d'arêtes rectilignes (discrétisation), chaque arête élémentaire se trouve alors dans les conditions de coupe oblique (Figure 2-1).

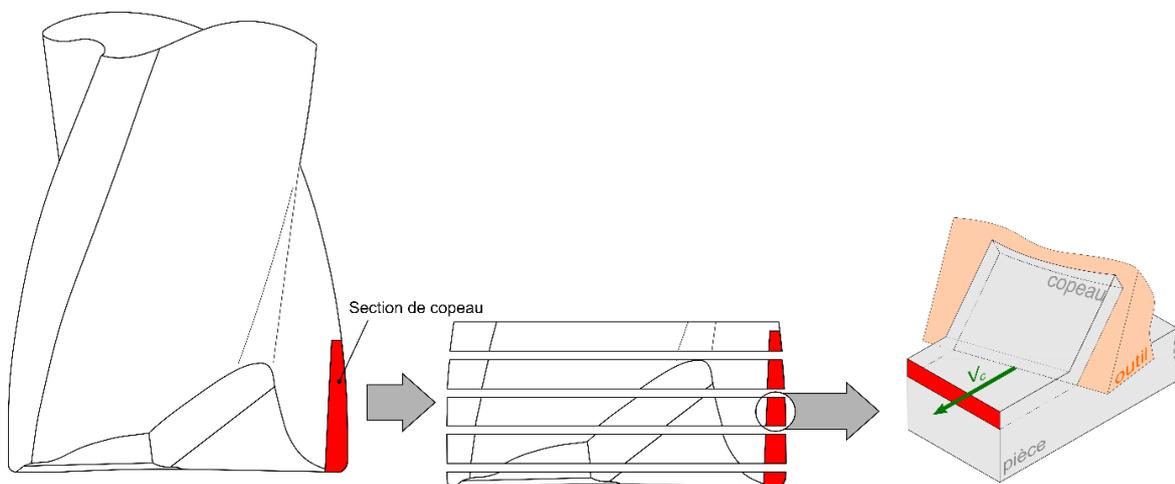


Figure 2-1 - Décomposition de l'arête de coupe en arêtes élémentaires

Pour ces raisons, il est plus aisé de débiter l'étude de la micro-coupe par la coupe élémentaire pour laquelle l'arête de l'outil est rectiligne et la coupe est continue. Lors de ce processus élémentaire tous les mécanismes de la formation du copeau sont présents ; l'étude de l'influence des paramètres de coupe est beaucoup plus simple, notamment par des mesures et observations facilitées.

Dans ce chapitre, on s'attachera donc à expérimenter la micro-coupe à l'aide de dispositifs permettant de mesurer les efforts d'usinage et d'étudier la formation du copeau. La mesure d'efforts est la principale préoccupation de l'étude de la micro-coupe élémentaire. Les efforts de coupe sont en effet un des principaux indicateurs des mécanismes en jeu lors de la formation du copeau et les solutions de mesures sont simples à mettre en œuvre. Cela permet aussi d'identifier l'influence des différents paramètres de coupe sur ces efforts. D'autres observations sont envisagées, comme les déformations microstructurales ou l'aspect des copeaux.

2.1. Cadre expérimental

L'étude expérimentale de la micro-coupe a pour objectif de généraliser le phénomène de coupe agissant en micro-fraisage. On limitera donc l'étude de certains paramètres à une plage correspondant au domaine du micro-fraisage. Ainsi la vitesse de coupe étudiée ne dépassera pas 100 m/min correspondant à une vitesse de coupe pour un outil de diamètre 0,5 mm et une fréquence de rotation de broche de 60000 tr/min, valeur très rarement dépassée industriellement. L'épaisseur de coupe correspondant à l'avance par dent en micro-fraisage (*cf.* Chapitre IV) sera limitée, elle aussi, à une dizaine de micromètres.

La géométrie et la configuration de coupe influencent la formation du copeau. Ce sont celles-ci qui seront explorées. Dans le cas de la coupe orthogonale, les paramètres géométriques décrivant la micro-coupe sont définis dans le plan orthogonal à la surface usinée contenant le vecteur vitesse de coupe (plan noté P_o).

Dans le but de simplifier la lecture, on adoptera la notation suivante pour la plupart des paramètres visibles sur la Figure 2-2 :

- h_c : hauteur de copeau non déformé
- h : épaisseur de copeau
- h_e : hauteur de matériau non coupé due au retour élastique
- r_β : rayon d'acuité d'arête

- γ : angle de coupe (orienté)
- α : angle de dépouille (orienté)
- β : angle de taillant (orienté)
- γ_e : angle d'écoulement du copeau (orienté)

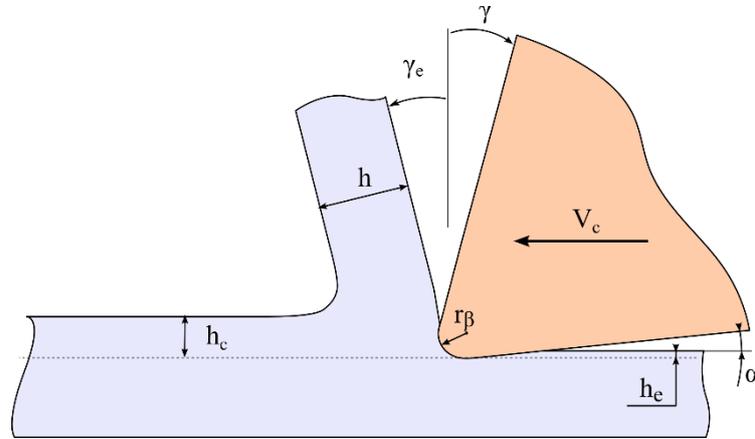


Figure 2-2 – Notation des paramètres géométriques de coupe

Concernant la coupe oblique, la configuration est quasiment identique. La définition des éléments précédents se retrouvent dans un plan incliné autour de la normale à la surface usinée. Ce plan noté P_n est orthogonal à la surface usinée ainsi qu'à l'arête de coupe. Alors qu'en coupe orthogonale les plans P_n et P_o sont confondus, dans le cas de la coupe oblique les deux plans sont décalés angulairement de l'angle d'obliquité λ_s (nommé aussi angle d'inclinaison d'arête).

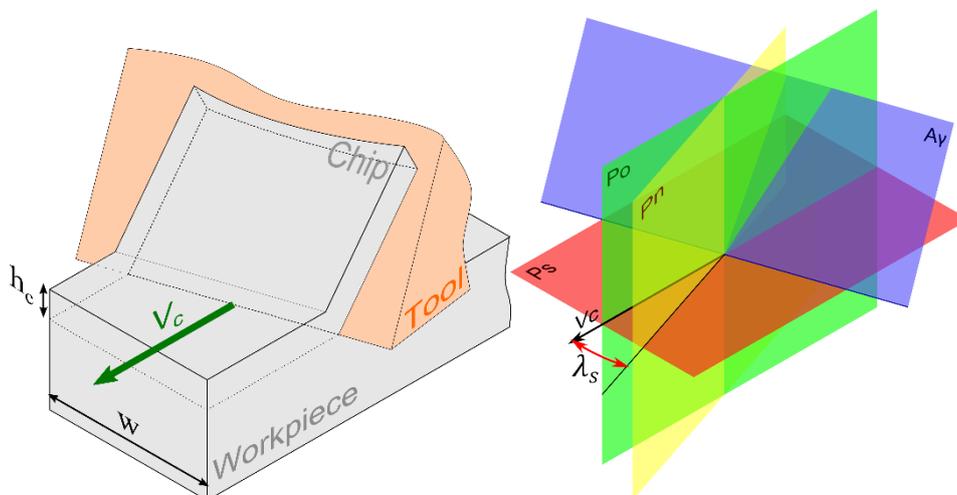


Figure 2-3 - Configuration de la coupe oblique

Dans ce contexte, on s'intéressera à la coupe orthogonale pour sa simplicité, ainsi qu'au cas de la coupe oblique avec un angle λ_s de 30° du même ordre de grandeur que l'angle d'hélice de beaucoup de micro-fraises.

2.1.1. Matériau usiné

Le principal matériau usiné est un acier à outillage 45 NiCrMo 16 (AISI 6F7) dont la composition est donnée dans le Tableau 2-1. Les échantillons testés ont été trempés et revenus pour obtenir une dureté de 54 HRC. Ce matériau a déjà été utilisé dans les travaux de Gilbin sur le micro-fraisage [Gilb12].

Tableau 2-1 - Composition du 45 NiCrMo 16

C	Cr	Ni	Mo
0,45 %	1,30 %	4,10 %	0,30 %

Le matériau présente alors une microstructure fine composée d'aiguilles de martensite d'une longueur ne dépassant pas quelques micromètres comme représenté sur la Figure 2-4.

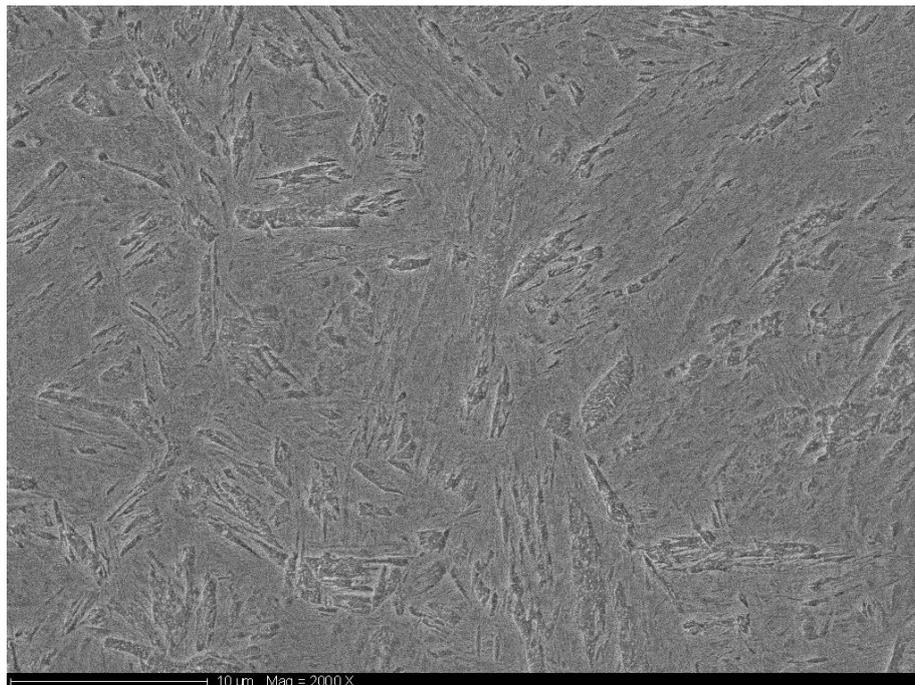


Figure 2-4 - Microstructure des échantillons de 45NiCrMo16

Cet acier est particulièrement utilisé pour la réalisation de moules et empreintes pour matières plastiques du fait de sa ténacité élevée. La microstructure est alors considérée comme homogène et l'influence de celle-ci dans la mesure des efforts est négligée.

2.1.2. Outils utilisés en micro-coupe

Pour réaliser les essais de micro-coupe élémentaire, des outils de micro-tournage ont été utilisés. Ces outils à gorge frontale de la marque *Ifanger* (référence MTNY-41015-R) ont des angles de coupe respectifs γ de 8° , 0° et -8° et un angle de dépouille α de 7° . Ces outils en carbure de tungstène micro-grains (nuance K10) sont revêtus d'une couche TiAlN. Le profil de l'arête de coupe a été mesuré pour chaque outil à l'aide du microscope topographique *Alicona Infinite Focus* (Figure 2-5) donnant ainsi le rayon d'acuité r_β et l'angle de taillant β .



Figure 2-5 - Mesure des caractéristiques des outils avec Alicona IF

Ces données sont disponibles dans le Tableau 2-2. On remarque, malgré le revêtement, une variation du rayon d'acuité d'arête de $1,1 \mu\text{m}$ à $1,54 \mu\text{m}$, à l'exclusion d'un outil ($r_\beta = 3,12 \mu\text{m}$). L'angle de taillant β est conservé pour un même angle γ (variation d'environ 1 %).

Tableau 2-2 - Caractéristiques des outils neufs IFANGER

γ (°)	Numéro outil	r_β (μm)	β (°)
0	1	1,15	82,8
	2	1,45	83,8
	3	1,54	83,3
-8	1	3,12	92,25
	2	1,7	91,5
	3	1,5	91,3
8	1	1,30	75,3
	2	1,44	74,4
	3	1,11	75,2

2.2. Banc de mesure d'efforts en micro-coupe élémentaire

Il existe trois manières de réaliser des essais de coupe élémentaire (Figure 2-6) : le rabotage, le chariotage d'un tube et le dressage d'un disque, chacune ayant ses avantages et ses inconvénients. Dans les trois cas, l'arête de coupe est généralement plus large que la largeur usinée afin d'avoir des conditions libres aux bords et ainsi s'approcher au mieux des conditions de coupe élémentaire. Une autre précaution à prendre est d'avoir une épaisseur de coupe, notée h_c , inférieure à la largeur de coupe w afin de pouvoir négliger les effets de bord ($h_c \ll w$).

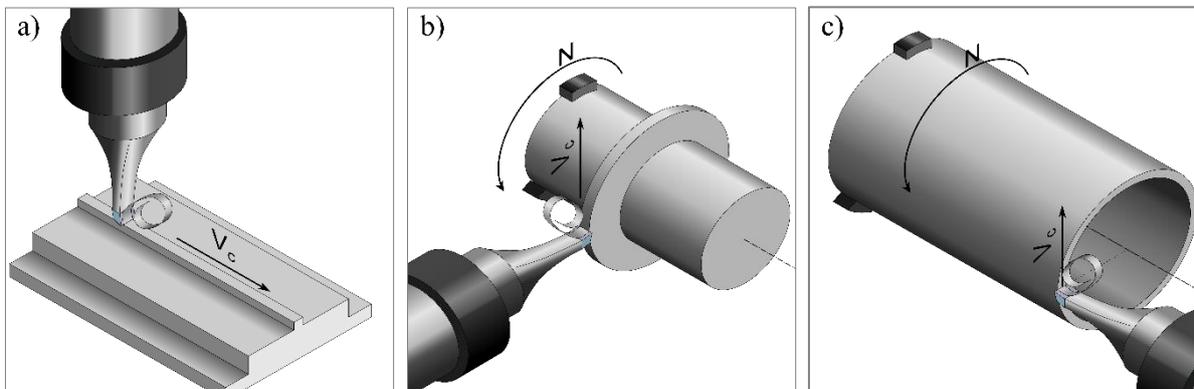


Figure 2-6 - Configurations expérimentales de la coupe élémentaire : a) dressage d'un disque, b) chariotage d'un tube, c) rabotage

2.2.1. Rabotage

Le rabotage est l'essai se rapprochant le plus des conditions nécessaires à la coupe élémentaire. Les essais peuvent être réalisés sur un banc de rabotage, ou sur un centre de fraisage, en utilisant les axes linéaires pour obtenir le mouvement de coupe et en indexant la broche pour fixer un angle d'obliquité (Figure 2-6 a). L'inconvénient majeur est la difficulté à atteindre une vitesse de coupe supérieure à 50 m/min, celle-ci étant limitée par la vitesse de déplacements des axes de translations de la machine ne dépassant pas cette vitesse dans la majorité des cas. Concernant la mesure d'efforts de coupe, il est préférable d'avoir une géométrie de machine telle que ce soit la broche qui se déplace et non la table afin d'éviter d'appliquer des accélérations à la platine dynamométrique. Les efforts dus à l'inertie du système pouvant être bien supérieurs aux efforts de coupe, la mesure risque d'être difficile à interpréter ou même à réaliser (saturation de l'amplificateur de charges). Une méthode de compensation des effets de l'inertie basée sur l'installation d'un accéléromètre suivant l'axe de déplacement peut être employée. Cette méthode complique tout de même la mesure et tend à lisser les signaux à exploiter.

2.2.2. Dressage de disque

Cette méthode expérimentale (Figure 2-6 b) permet d'obtenir une vitesse de coupe constante le long de l'arête coupante, mais le rayon diminuant lors de la coupe, la vitesse de rotation doit alors augmenter pour que la vitesse de coupe reste constante. Ce genre d'essai est donc le plus souvent effectué sur un tour à commande numérique pour pouvoir travailler avec une fonction « vitesse de coupe constante ». Un autre inconvénient est la variation des angles particuliers en travail. En effet la vitesse de rotation de broche augmentant, la vitesse d'avance augmente aussi pour maintenir une épaisseur de coupe constante, l'orientation de la vitesse de coupe résultante (composée de la vitesse de coupe et de la vitesse d'avance) varie donc au cours de l'essai.

2.2.3. Chariotage de tube

Le chariotage d'un tube permet également d'effectuer des essais de coupe élémentaire (Figure 2-6 c). L'utilisation de la broche pour mettre en rotation l'échantillon permet d'atteindre des vitesses de coupe bien plus importantes qu'en rabotage (plusieurs centaines de m/min). La coupe orthogonale s'effectue lorsque le prolongement de l'arête de coupe et l'axe de la broche sont sécants et perpendiculaires. L'inconvénient majeur est la variation de la vitesse de coupe le long de l'arête coupante. La vitesse de rotation de broche étant constante, les vitesses de

coupe au niveau du rayon intérieur $V_{c\ int}$ et du rayon extérieur $V_{c\ ext}$ sont différentes. Néanmoins, il est possible de négliger ce phénomène en prenant soin de charioter un tube dont l'épaisseur e est faible devant le diamètre. La différence relative de vitesse est ainsi négligeable :

$$\frac{\Delta V_c}{V_c} = \frac{V_{c\ ext} - V_{c\ int}}{V_c} = \frac{2e}{D_{moy}} \ll 1 \quad (2.1)$$

Ici le diamètre moyen D_{moy} usiné est constant, la vitesse de rotation de broche l'est aussi, il n'y a donc pas de variation des angles en travail. De plus, il est très facile de passer d'un essai de coupe orthogonale en coupe oblique sans démonter l'outil, en déplaçant simplement la position de l'outil, rompant ainsi l'alignement de l'arête avec la direction radiale et donnant l'angle d'obliquité λ_s comme le montre la Figure 2-7.

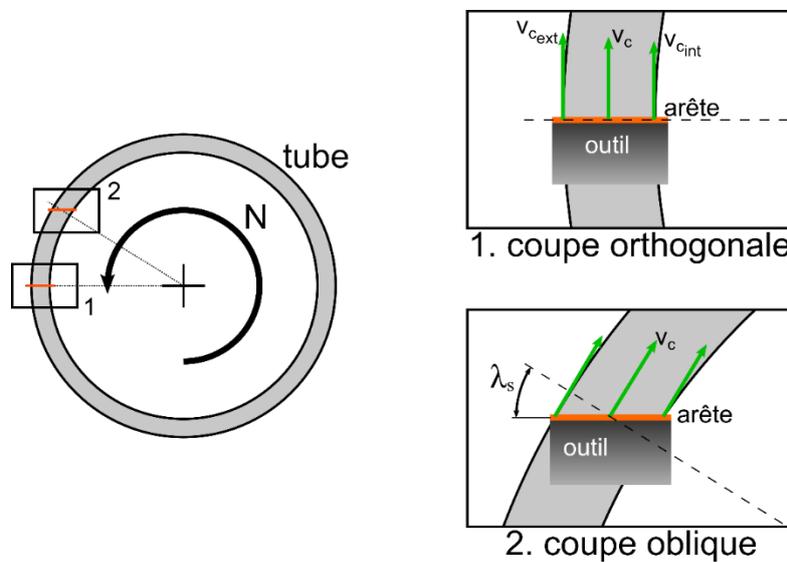


Figure 2-7 - Passage de coupe orthogonale à coupe oblique en chariotage de tube

2.2.4. Principe du banc

Compte tenu des moyens à disposition, l'approche expérimentale retenue est le chariotage de tube. L'utilisation d'un centre de fraisage (ici Rödgers RP600) permet de tourner verticalement un tube disposé dans la broche (Figure 2-8).

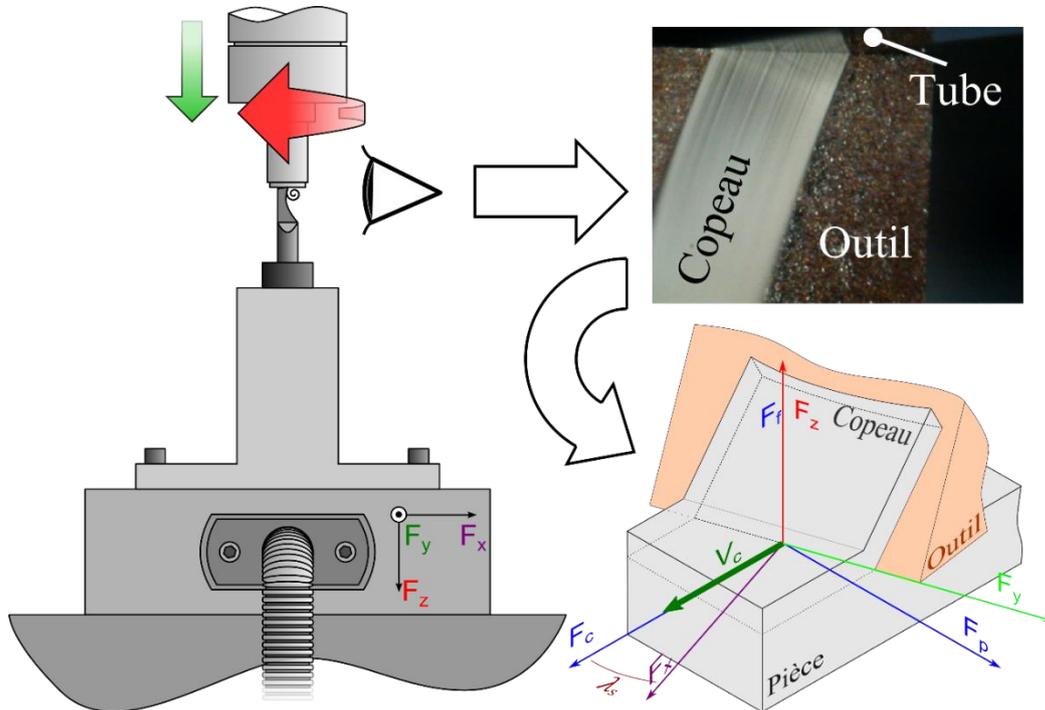


Figure 2-8 - Des essais de micro-coupe à la micro-coupe élémentaire

Les conditions de coupe pour les essais sont définies par les limites technologiques de la machine. La machine utilisée permet uniquement d'effectuer des déplacements linéaires à des vitesses d'avances dont la valeur (en mm/min) est entière. De même, la fréquence de rotation de la broche exprimée en tr/min a un incrément d'affichage de 100 alors qu'elle peut être programmée à l'unité (par exemple une fréquence programmée et effective de 20040 tr/min correspondra à un affichage sur le moniteur de 20000 tr/min). Pour éviter une éventuelle erreur de programmation, il a été préférable de travailler avec des fréquences de rotation arrondies à la centaine. Connaissant ces deux contraintes et celles liées au principe du test et à la micro-coupe (épaisseur de copeau non coupé très petite devant la largeur de coupe et vitesse de coupe non constante le long de l'arête coupante) les dimensions retenues pour le tube sont un diamètre moyen de 6,366 mm et une épaisseur du tube de 318 μm . Ces dimensions permettent d'obtenir des vitesses de coupe de 5 m/min à 100 m/min par incrément de 5 m/min, des épaisseurs de

copeau entre 1 et 30 μm avec le potentiomètre d'avance à 100% et une variation de vitesse de coupe le long de l'arête de 10%.

L'erreur de position relative du tube par rapport à l'outil n'est pas cruciale pour ce type d'essai. En effet, l'erreur de position axiale n'intervient pas dans le déroulement de l'essai, la hauteur coupée étant directement liée à la vitesse d'avance (descente en Z). L'arête de coupe étant plus large que l'épaisseur du tube (respectivement 1 mm et 0,318 mm), une erreur dans la direction de l'arête est alors sans influence. Enfin, l'erreur de position suivant la dernière direction est négligeable sur la détermination de l'angle d'obliquité λ_s , un écart de 5 μm ne donnant qu'un défaut angulaire de $0,1^\circ$ ($0^\circ < \lambda_s < 30^\circ$).

L'épaisseur du tube quant à elle est importante. Le tube est ainsi directement ébauché sur le banc expérimental afin d'obtenir la largeur de coupe désirée ainsi qu'un faux rond limité. L'ébauche de l'épaisseur avant chaque essai sur la longueur nécessaire permet d'avoir une rigidité plus importante. Le positionnement des outils d'ébauche doit donc être connu avec justesse pour obtenir l'épaisseur de 318 μm . Un protocole de mesure de ces positions a été mis au point pour arriver à ce résultat.

Le banc réalisé (Figure 2-9) est composé d'un socle massif en aluminium maintenu sur la table de la machine par des lardons, et orientés par deux plots en appui dans la rainure centrale. La planéité est inférieure à celle préconisée par le constructeur de la platine dynamométrique. Sur ce socle est fixé un bloc porte-outil pour les outils d'ébauche ainsi que la platine dynamométrique. Ces deux éléments sont orientés à l'aide d'une cale rectiligne martyre, pouvant être usinée une fois le socle fixé, et ainsi avoir une orientation optimale des repères suivant les axes de la machine. Enfin, un bloc porte-outil est fixé sur la platine dynamométrique pour positionner l'outil d'essai.

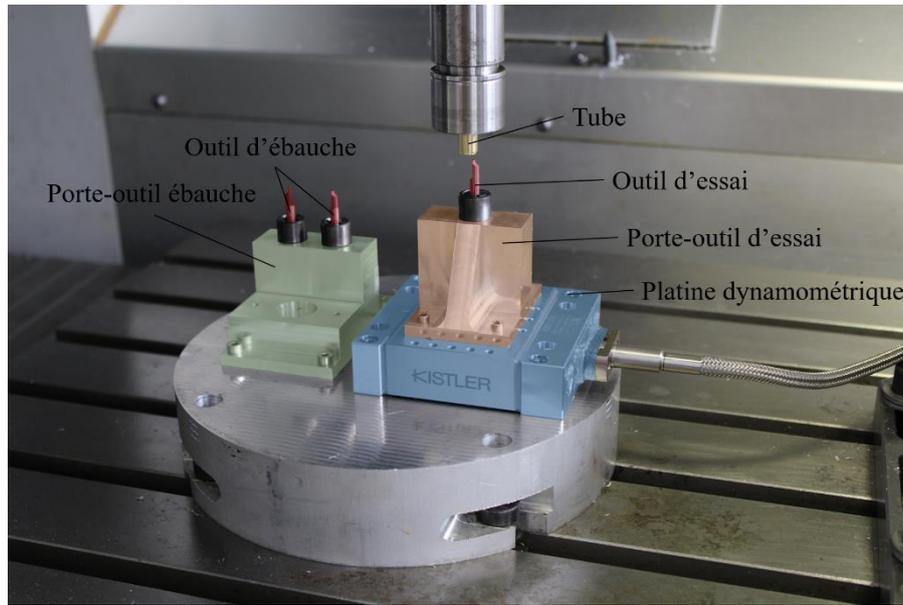


Figure 2-9 - Banc expérimental de micro-coupe élémentaire

La mesure des positions se fait en deux étapes. Tout d'abord la mesure des positions des points générateurs des outils dans un repère associé au porte-outil (Figure 2-10) est effectuée à l'aide d'un système optique de contrôle et mesures (*TESA Visio*). Ce repère est ensuite défini dans le repère machine à l'aide d'un palpeur 3D et sert d'origine pour le programme d'usinage. Les points générateurs des outils d'ébauche sont alors complètement définis dans l'espace de travail de la machine.

La démarche est similaire pour l'outil utilisé pour les essais. Le point milieu de l'arête de coupe est identifié à l'aide du même système de mesure par rapport au repère porte-outil. Une fois le bloc porte-outil fixé sur le banc, le repère porte-outil est mesuré à l'aide du même palpeur 3D par rapport à l'origine programme précédemment définie. On connaît ainsi la position du point générateur de l'outil d'essai dans le repère du programme d'usinage.

Avant de réaliser les essais, une première ébauche de l'épaisseur de $318\ \mu\text{m}$ est réalisée afin de vérifier les dimensions usinées (diamètre intérieur et extérieur du tube). Ces valeurs sont connues à l'aide du système de mesure. Les écarts mesurés par rapport aux valeurs visées permettent de modifier les coordonnées des outils d'ébauche et corriger les dimensions usinées en conséquence.

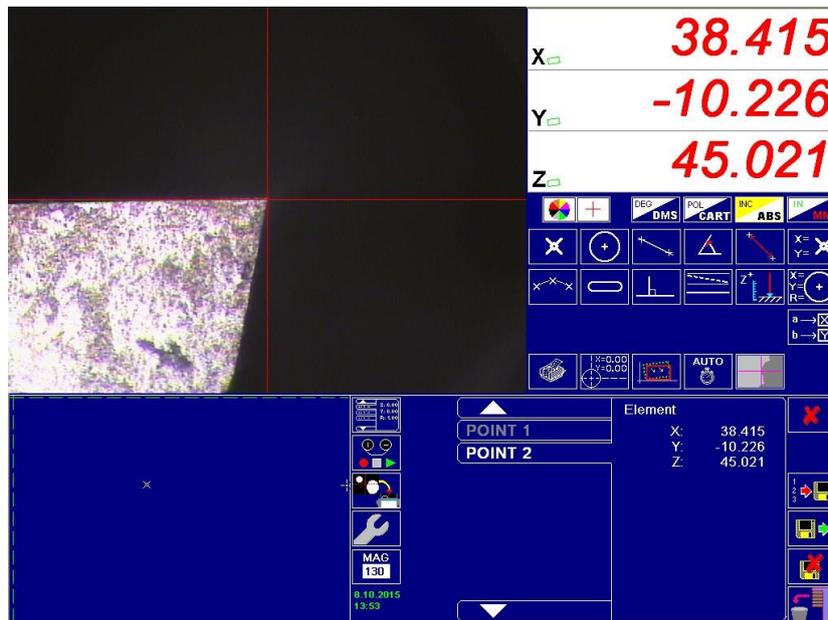


Figure 2-10 - Mesure des positions des points générateurs sur le système optique de contrôle et mesures (TESA Visio)

2.2.5. Chaîne d'acquisition

Ce banc expérimental permet principalement de mesurer les efforts de coupe. La chaîne d'acquisition est alors présentée sur la Figure 2-11.

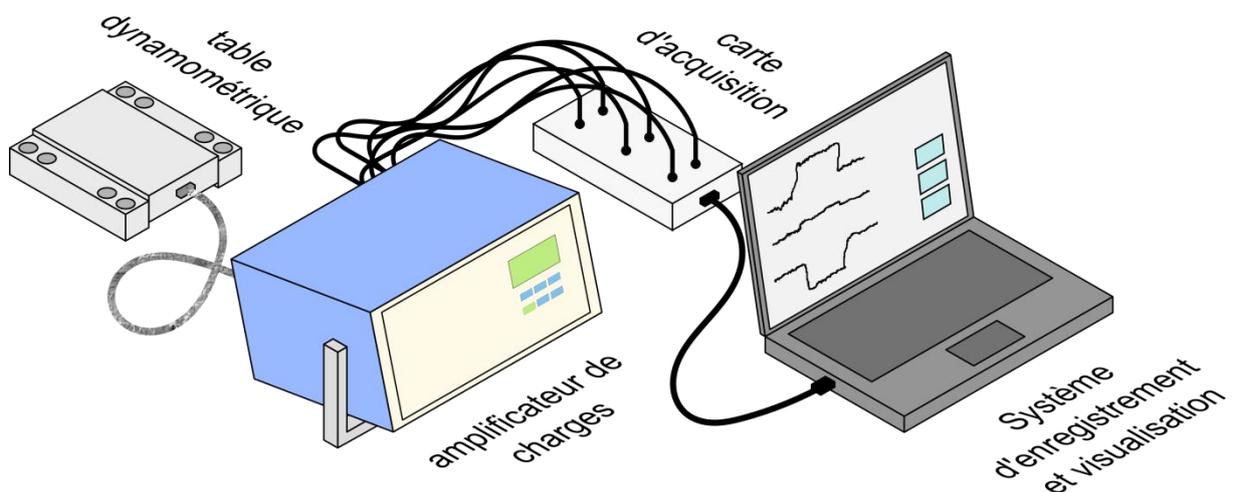


Figure 2-11 - Les différents éléments de la chaîne d'acquisition d'efforts de coupe

Concernant la mesure des actions mécaniques, une platine dynamométrique (*Kistler Minidyn 9256 C2*) est utilisée sur le banc d'essais. Elle permet d'obtenir les trois composantes de l'effort résultant F_x , F_y et F_z sous la forme d'une charge électrique exprimée en coulomb, fonction de

la sensibilité des capteurs. En termes de conception, le montage en vis-à-vis des capteurs dans la platine permet de compenser les contraintes internes dues à la dilatation thermique.

De par sa faible masse et sa grande rigidité, cette platine est particulièrement bien adaptée à la mesure de faibles efforts (< 250 N) et possède une fréquence propre relativement haute ($f > 4$ kHz) en comparaison des autres platines proposées par le fabricant. Ici, c'est essentiellement le premier point qui nous intéresse puisque les efforts sont stationnaires durant un essai. La platine *Minidyn* est connectée par un câble 6 voies à un amplificateur de charge (*Kistler 5017b*) à huit voies analogiques, délivrant en sortie une tension électrique exprimée en volt pour chaque composante mesurée.

Le système d'acquisition (2 cartes d'acquisition *NI 9215* (2 X 4 voies) sur *NI cDAQ-9174*) est relié à l'amplificateur de charge par des câbles BNC et convertit les signaux électriques en données numériques avec une fréquence d'acquisition pouvant atteindre 60 kHz. Une interface sur ordinateur (*Labview*) exploite ensuite les données et les enregistre. Les données des six voies sont modifiées afin d'enregistrer directement les trois composantes d'efforts F_x , F_y et F_z appliqués à la platine, correspondant aux efforts appliqués par le matériau sur l'outil durant la coupe. De plus, un signal de déclenchement ou « trigger » a pu être obtenu de l'automate de la machine en insérant une ligne de commande dans le programme d'usinage pour synchroniser automatiquement l'enregistrement lors du déroulement de l'essai. Cela permet à l'opérateur de ne pas se soucier du bon enregistrement des mesures lors de l'essai. Ce signal est dérivé du signal de commande d'un système de surveillance (*Wattpilot*) installé sur la machine.

2.2.6. Traitement des données

Les signaux bruts peuvent présenter une dérive linéaire ainsi qu'une valeur de décalage (offset) dues à l'amplificateur de charge. De plus, l'outil étant fixe sur la platine dynamométrique, les efforts se présentent alors sous la forme de créneaux avec un seul plateau, les signaux sont donc facilement exploitables. Une fonction développée sur le logiciel *Excel* (macro) corrige ces défauts et évalue les efforts de coupe (Figure 2-12). La structure de la fonction est la suivante :

- Détection du plateau : à partir de la valeur moyenne absolue du signal, il est possible de détecter les fronts montant et descendant du plateau (correspondant à la première et la dernière valeur absolue dépassant la moyenne) lorsque le bruit est négligeable devant l'effort mesuré. On peut en déduire ainsi les parties du signal hors matière (en dehors du plateau) et en matière (plateau).

- Correction des défauts : bien que la durée d'acquisition soit relativement courte (de l'ordre de quelques dizaines de secondes), une dérive linéaire des trois signaux est constatée. Cette dérive linéaire est soustraite du signal brut. Cette dérive est calculée à partir du signal hors matière (régression linéaire).
- Calcul des efforts de l'outil sur la matière : chaque composante F_i est déterminée par la valeur moyenne du plateau. Cette moyenne est calculée à partir du signal stabilisé défini sur une durée correspondant à la moitié du plateau centré sur l'instant médian, évitant ainsi les entrée et sortie de matière.

Les composantes mesurées sont définies dans le repère de la platine. Il est alors nécessaire d'effectuer une transformation géométrique pour obtenir dans le repère outil, l'effort de coupe F_c , l'effort radial F_p et l'effort d'avance F_f (Figure 2-8). Du fait de la configuration expérimentale, les grandeurs mécaniques mesurées correspondent aux actions mécaniques de la pièce sur l'outil. Les valeurs opposées de ces efforts donnent au final les efforts appliqués par l'outil sur le matériau dans le repère outil. Cette transformation est donnée par l'équation (2.2).

$$\begin{bmatrix} F_c \\ F_p \\ F_f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \lambda_s & -\sin \lambda_s & 0 \\ \sin \lambda_s & \cos \lambda_s & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} -F_x \\ -F_y \\ -F_z \end{bmatrix} \quad (2.2)$$

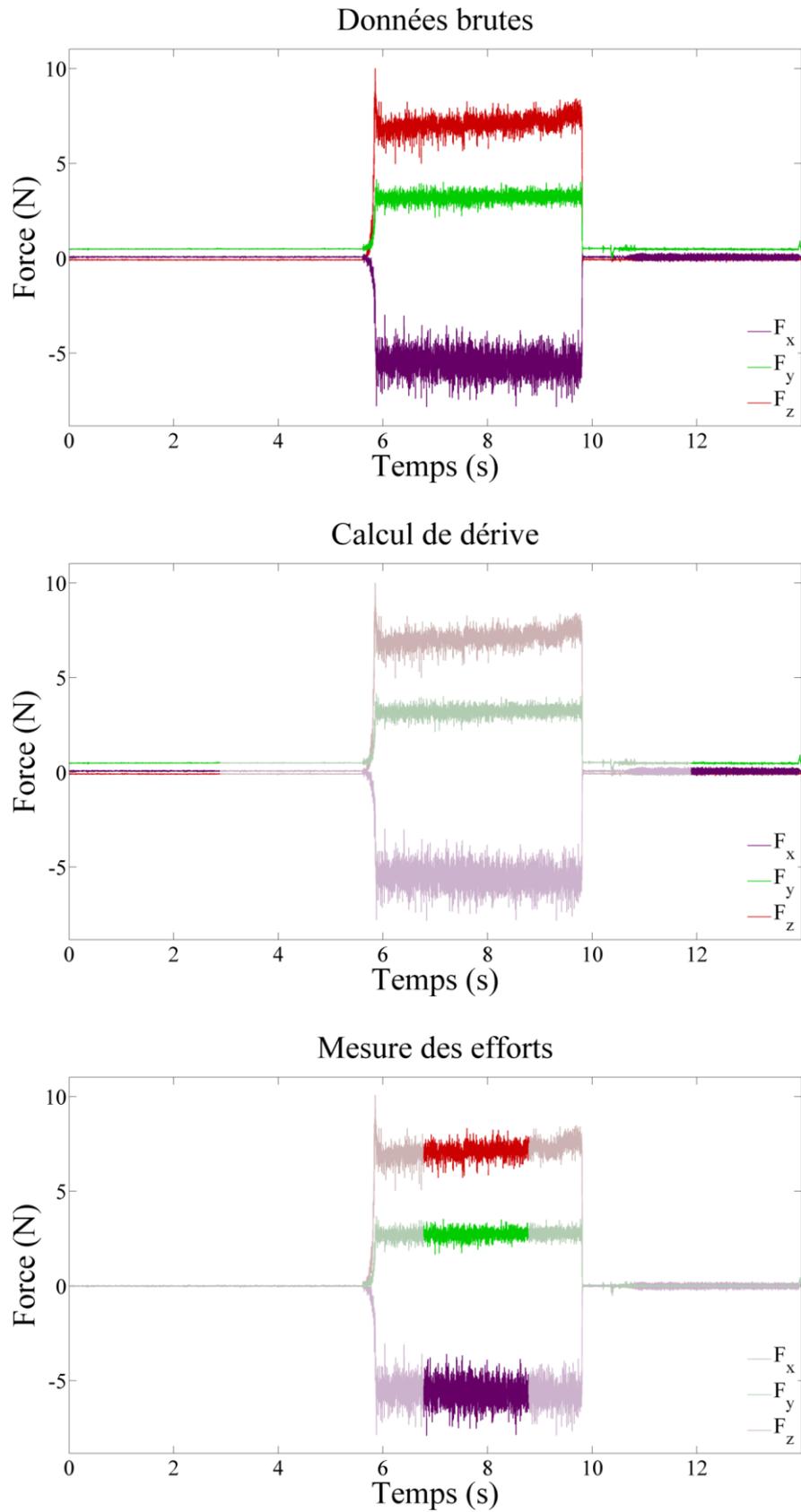


Figure 2-12 - Exploitation des données d'efforts mesurés étape par étape

2.2.7. Autres observations et limites

L'acquisition des efforts peut donner des informations précieuses sur l'influence des paramètres de coupe en micro-usinage mais d'autres informations telles que la géométrie de la zone de cisaillement primaire ou la température locale au niveau de l'arête de coupe seraient également des informations très intéressantes pour compléter l'étude.

Concernant l'observation microscopique des zones de cisaillement, plusieurs solutions ont été envisagées. La première est l'observation *in situ* de la formation du copeau à l'aide d'une caméra rapide et d'un objectif adapté. Cette solution est en réalité impossible à mettre en œuvre. En effet la caméra rapide à disposition, une caméra Phantom V710, a une vitesse d'acquisition maximale de 1 000 000 d'images par seconde. Cependant si on veut pouvoir observer la zone de formation du copeau dans une épaisseur de 1 μm , la résolution devrait être d'environ 0,1 μm par pixel et cela pose trois problèmes :

- le premier est la résolution de la caméra. A vitesse d'acquisition maximale, la fenêtre d'observation est réduite à 8x128 pixels ce qui représente une fenêtre trop petite comparée à la zone à visionner,
- le deuxième est la vitesse d'acquisition qui sera en réalité trop faible en comparaison de la vitesse d'écoulement du copeau et de la vitesse de coupe. L'élément de la scène représentée par un pixel sur une image qui se déplace par exemple à une vitesse de 60 m/min, soit 1 m/s, s'est déplacé donc de 1 μm sur l'image suivante, soit 10 pixels. Il serait quasiment impossible de suivre la déformation,
- le dernier est la résolution optique maximale d'un système optique. Le principe d'Abbe stipule que la résolution maximale est fonction de la longueur d'onde observée. Ainsi si la scène est éclairée par de la lumière blanche, la résolution effective maximale ne pourra pas descendre en dessous d'environ 0,4 μm . Même si la résolution numérique nominale est de 0,1 μm , un pixel représenterait en fait une partie de son voisinage.

La mesure thermique a été également envisagée. La mesure par caméra infrarouge pose le même problème de résolution que pour l'observation *in situ* de la formation du copeau. Le problème est même amplifié par la longueur d'onde des rayons infrarouges utilisés en vision thermique plus grande que la limite supérieure du domaine visible. Enfin, le principe de mesure thermique par caméra ne permet pas de filmer avec une vitesse d'acquisition importante comme dans le cas d'une caméra rapide.

La mesure par thermocouple est aussi une solution envisageable mais la température mesurée correspondrait à la température d'usinage du matériau du thermocouple et ne donnera qu'un ordre d'idée de la température de coupe.

Une autre exploitation envisagée est l'observation *a posteriori* des copeaux et de leurs racines. L'observation quantitative des copeaux de micro-fraisage est très difficile à mettre en œuvre, la manipulation étant très délicate au vu des dimensions de ceux-ci. L'étude de la formation du copeau à l'aide d'un dispositif de micro-coupe interrompue ou « quick-stop test » est pour sa part plus simple et donne plus d'informations métallurgiques.

2.3. Résultats

Une première série d'essai a mis en évidence la faible influence de la vitesse de coupe sur les efforts. Par la suite, la vitesse de coupe est fixée à 40 m/min. Cette vitesse correspond à la vitesse de coupe préconisée par [GFMT13].

L'évolution des efforts de coupe (F_c , F_p et F_f) en fonction de l'épaisseur de copeau h_c pour chaque configuration testée est présentée sur la Figure 2-13.

On observe naturellement une augmentation des efforts lorsque h_c augmente. L'effort d'avance F_f est plus important que l'effort de coupe F_c lorsque h_c est faible et cette tendance s'inverse lorsque h_c augmente.

On remarque aussi que l'angle de coupe est influent sur le rapport entre les efforts F_c et F_f pour une hauteur h_c importante. Un angle de coupe positif conduit à un effort de coupe prédominant devant l'effort d'avance. Ce rapport s'équilibre lorsque l'angle de coupe diminue. Pour un angle de coupe de -8° , les efforts F_c et F_f ont des modules semblables.

L'angle d'inclinaison λ_s n'a visiblement que peu d'influence sur la variation des efforts : les efforts F_c et F_f sont semblables entre la configuration de coupe orthogonale ($\lambda_s = 0^\circ$) et la configuration de coupe oblique ($\lambda_s = 30^\circ$).

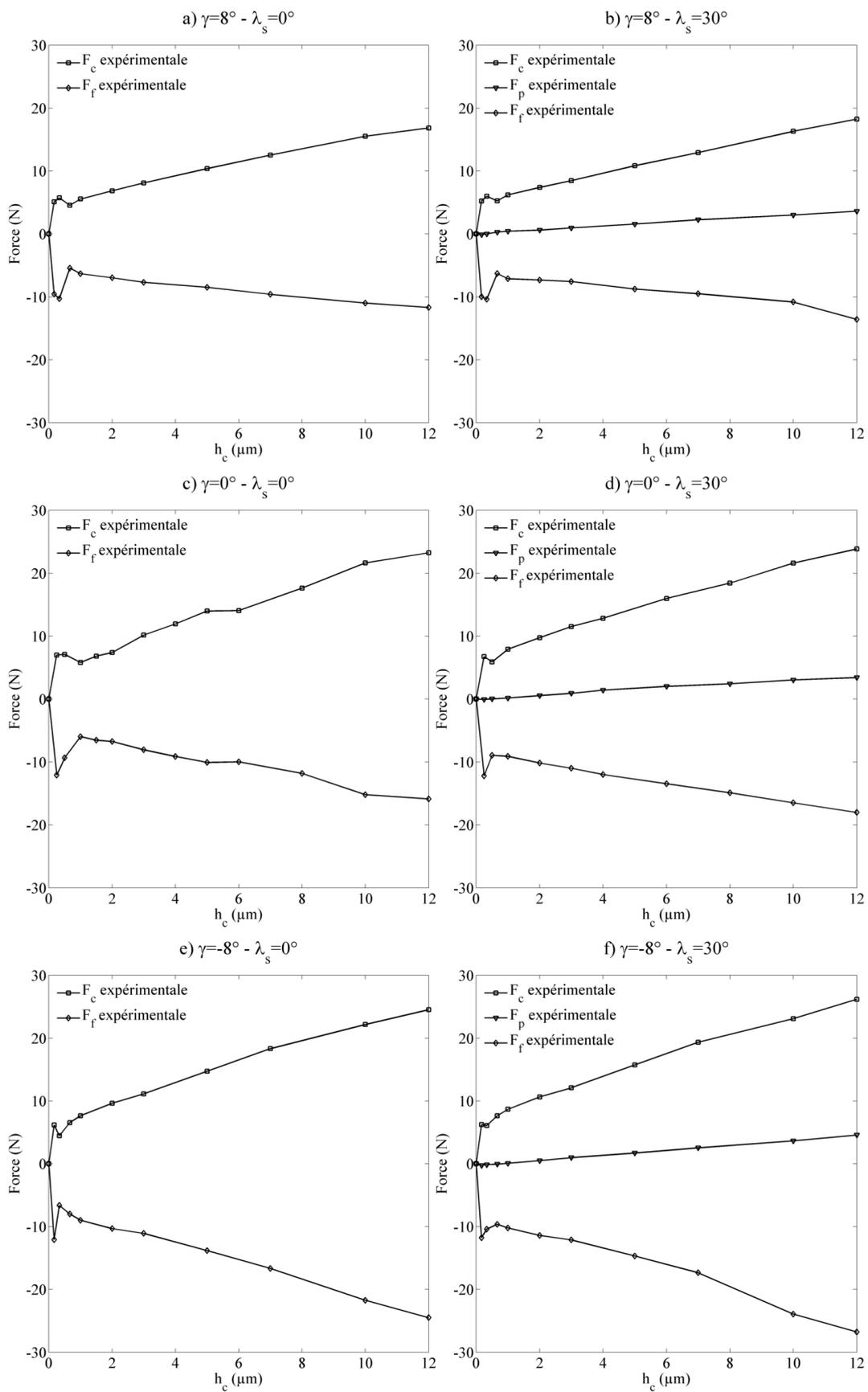
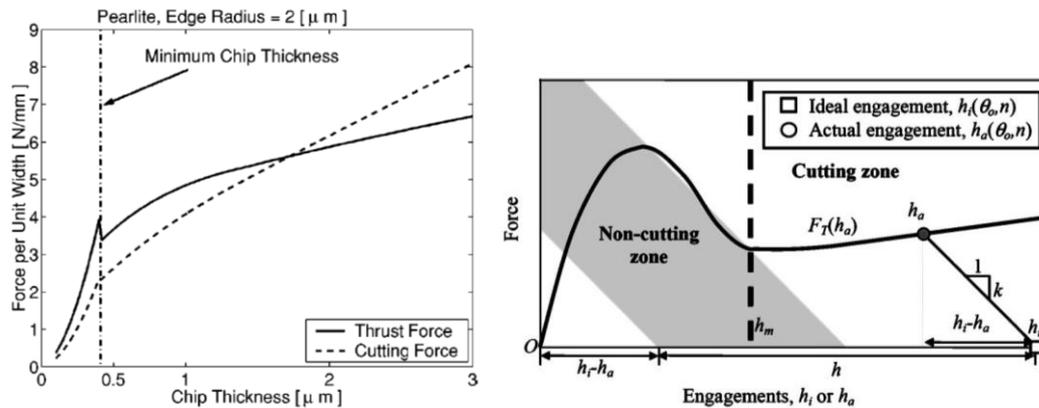


Figure 2-13 – Efforts de coupe mesurés en fonction de la hauteur coupée

Pour chaque configuration, un saut d'effort menant à un maximum local est observé pour une épaisseur de coupe inférieure à $1 \mu\text{m}$. Ce saut d'effort a déjà été évoqué dans la littérature (Figure 2-14) : Liu et al. [LJDK04] attribuent ce saut d'effort à l'apparition d'une épaisseur de copeau minimum en dessous de laquelle aucun copeau n'est formé, tout comme Kim et al. [KiMN04].



Cependant, des copeaux ont été formés lors des essais correspondant au saut d'effort. Ces copeaux n'étaient pas continus ce qui peut s'expliquer par une épaisseur de copeau limite en dessous de laquelle le copeau n'est plus continu.

Il est supposé que ce saut d'effort soit aussi le résultat d'un changement de microstructure et d'un écrouissage de la surface usinée. Sous l'effet du labourage, pour les plus petites hauteurs de coupe, la sous-couche de la surface usinée est affectée mécaniquement. Cette sous-couche a été observée sur un échantillon. La sous-couche est affectée sur une profondeur d'environ $0,85 \mu\text{m}$, observable sur la Figure 2-15. Sur cette figure montrant une observation au microscope électronique à balayage (MEB) de la surface résultante après un essai, on remarque le changement d'orientation des aiguilles de martensite dans cette sous-couche (la ligne blanche pointillée représente le contour de l'outil).

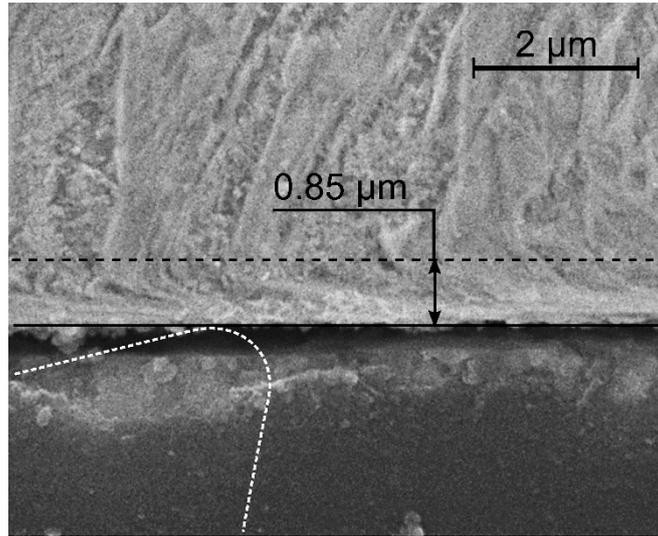


Figure 2-15 – Micrographie de la surface usinée (observation MEB)

Un essai durant plusieurs tours, lors du tour suivant, l'outil coupe cette zone affectée et l'effort est alors plus important. Ainsi, lorsque l'épaisseur de coupe est plus faible que la couche affectée, l'outil coupe essentiellement dans cette zone affectant encore plus cette sous-couche. Inversement, si la hauteur de coupe est relativement grande, cette couche est évacuée dans le copeau à chaque passage de l'outil et une nouvelle couche apparaît.

Ce phénomène d'accumulation a déjà été observé lors de la coupe d'un acier AISI 1045, par Fleischer et al. [FISK09] lorsque le rapport entre hauteur de coupe et rayon d'acuité d'arête est proche de l'unité. L'effort spécifique de coupe augmente avec le nombre de passage de l'outil pour un rapport de 1 alors que dans le cas où h_c est plus important que le rayon r_β l'effort spécifique reste constant (Figure 2-16).

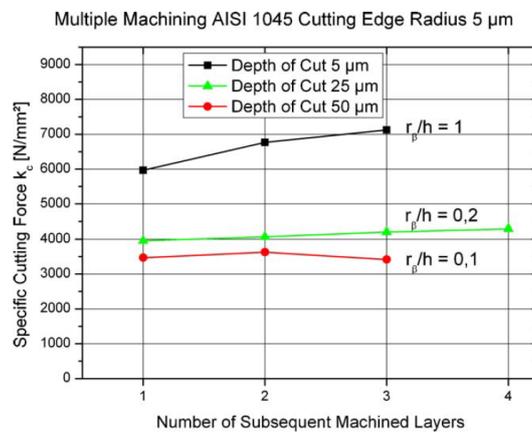


Figure 2-16 - Evolution de l'effort spécifique de coupe en fonction du nombre de passage de l'outil pour différents rapports r_β/h_c [FISK09]

2.4. Banc de micro-coupe interrompue

Comme il a été mentionné précédemment, l'observation *in situ* des zones de déformation lors de la formation du copeau est impossible actuellement. Une solution est alors l'observation *a posteriori* de ces zones après interruption brutale de la coupe. Cette technique s'est démontrée très efficace pour l'usinage conventionnel et est le plus souvent connue sous le nom de « quick-stop ».

Peu de travaux se penchent sur l'expérimentation du quick-stop pour la micro-coupe. Dans ses travaux de thèse, Rebaioli [Reba11] donne une classification des bancs de coupe interrompue existants (Figure 2-17).

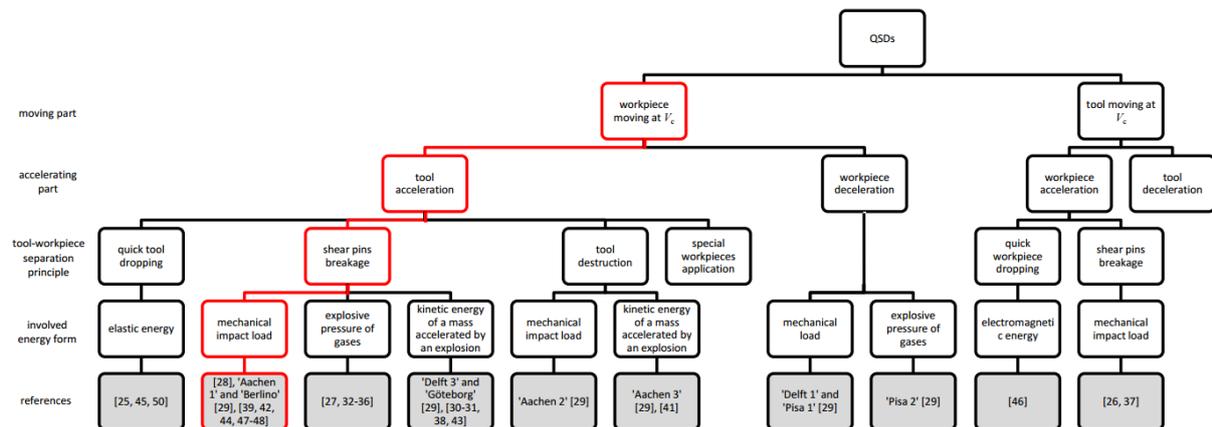


Figure 2-17 - Classification des systèmes de quick-stop [Reba11]

La solution la plus souvent utilisée consiste à chasser un outil fixe. Cette solution est présentée sur la Figure 2-18. La coupe est interrompue par rotation de la partie « usinante » (outil et porte-outil) et déclenchée par le cisailage d'un élément fusible. Ce dernier est dimensionné de telle manière à ce qu'il puisse résister aux efforts de coupe et rompre lorsque les efforts sont plus importants. Cette augmentation d'effort est obtenue par l'utilisation d'un pistolet à détente de gaz ou à balle à poudre, dont le projectile percute la partie à chasser (outil). Le système présenté sur la Figure 2-18 a été utilisé pour des hauteurs h_c de 15 μm [SuMe08] et semble être le système se rapprochant le plus de la micro-coupe. Deux paramètres permettent de définir le déroulement d'un essai de quick-stop :

- La durée de séparation correspondant à la durée nécessaire au système pour atteindre la vitesse de coupe et ainsi interrompre la formation du copeau,

- la distance de séparation correspondant à la distance parcourue durant le temps de séparation.

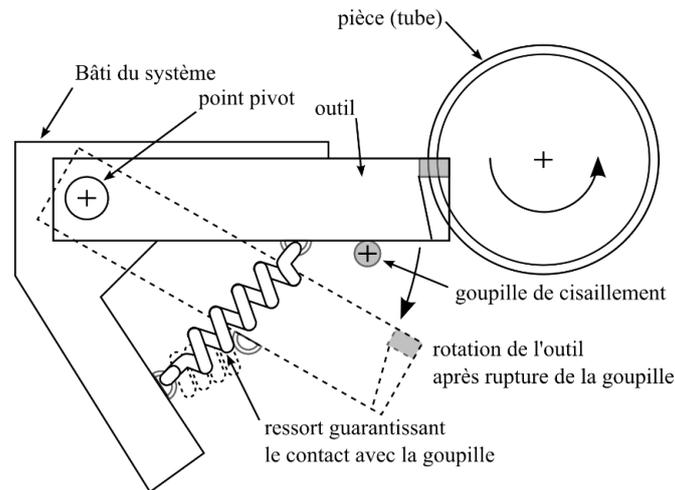


Figure 2-18 - Système typique de coupe interrompue d'après [SuMe08]

Les contraintes pour concevoir un banc expérimental de micro-coupe interrompue sont équivalente à un banc classique :

- une vitesse de dégagement supérieure à la vitesse de coupe avec une accélération importante, permettant d'avoir un temps et une distance de séparation faible,
- une direction de dégagement évitant le talonnage de l'outil,
- une rigidité suffisante pour perturber le moins possible la coupe lors de l'interruption.

2.4.1. Principe de fonctionnement

Dans le contexte de la micro-coupe, les efforts de coupe sont de l'ordre d'une dizaine de newtons et un tel dispositif serait surdimensionné. La conception s'est donc orientée vers un système dédié à la micro-coupe, pour une utilisation sur centre de fraisage, donnant ainsi un espace de travail plus important. Le banc de micro-coupe interrompue est constitué d'un percuteur à ressort et d'une partie mobile en translation comportant l'outil (Figure 2-19).

Le chariot mobile est disposé sur deux rails à billes, donnant ainsi une rigidité importante. Ces rails sont vissés sur un plan incliné à 15° , supérieur à l'angle de dépouille permettant ainsi d'éviter le talonnage de l'outil lors de l'interruption de la coupe.

Le système de fusible mécanique traditionnel est remplacé ici par un « fusible » magnétique. Un aimant permanent en néodyme exerçant une force maximale de 140 N est utilisé pour

maintenir la partie mobile. Cependant, l'utilisation d'un entrefer a été nécessaire lors de la conception pour maintenir l'aimant en place. Les forces magnétiques d'un aimant permanent résultant d'effets de bord, il n'a pas été possible de définir la force théorique d'attraction lors du contact, mais des essais ont permis d'estimer une valeur expérimentale de la force d'attraction de l'aimant de l'ordre de 35 N. L'effort de percussion étant supérieur à la force d'attraction de l'aimant, celui-ci suffit à détacher et dégager la partie mobile de la zone d'usinage.

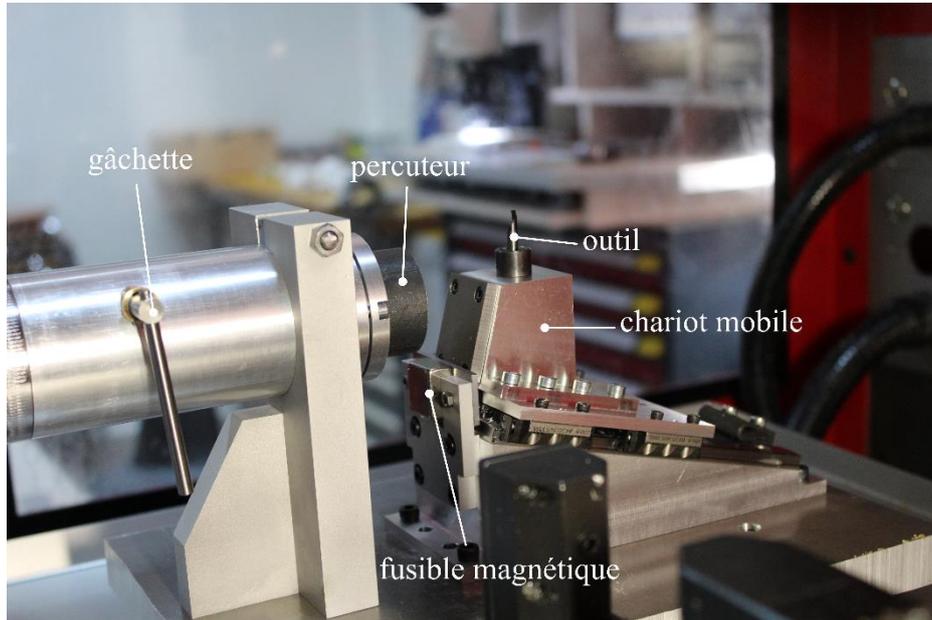
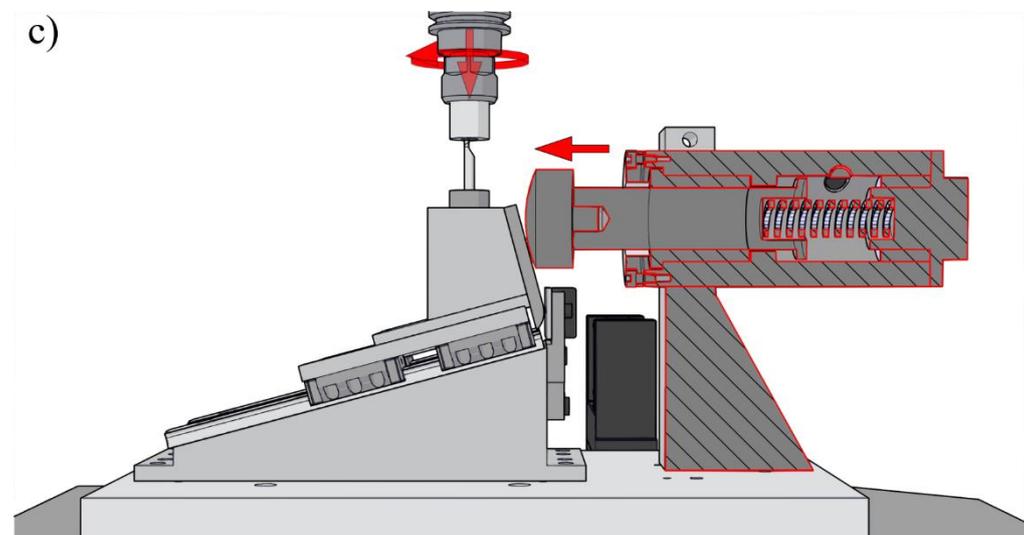
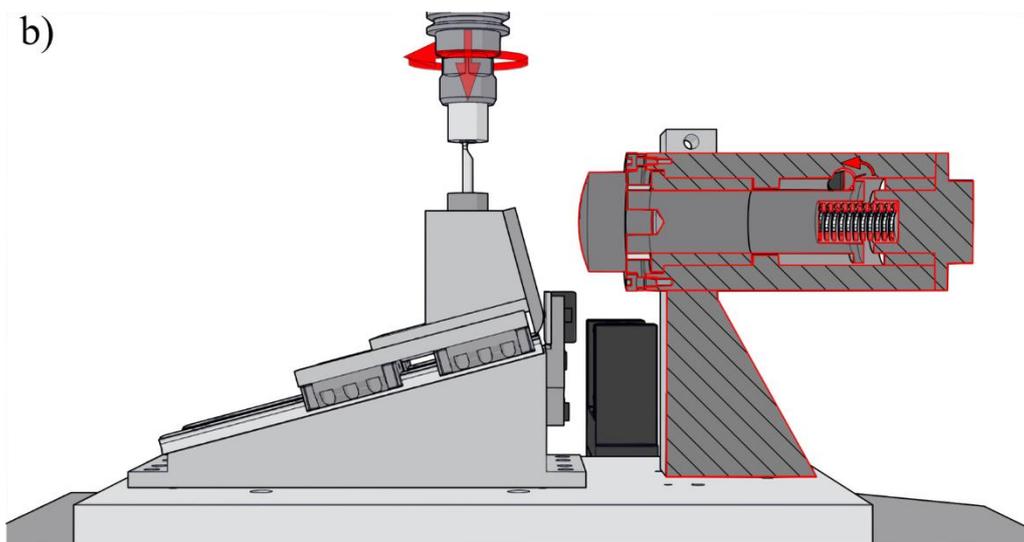
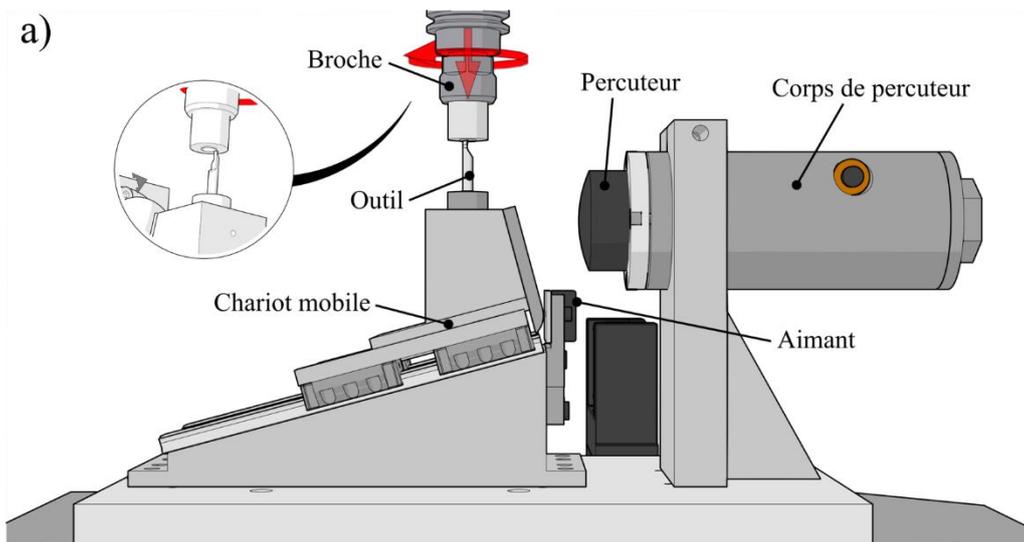


Figure 2-19 - Implantation du banc de micro-coupe sur Kern HSPC 2425

Le percuteur est constitué d'un piston mobile, d'un corps et d'un système de remontage (Figure 2-20 a). Le piston est verrouillé par un arbre comportant un méplat servant de gâchette (Figure 2-20 b). La rotation de cette gâchette libère le piston qui translate sous l'action du ressort (Figure 2-20 c). Une fois sa vitesse maximale atteinte, le piston percute le chariot mobile qui s'échappe à son tour (Figure 2-20 d) dans la direction définie. Une fois le chariot arrivé en bout de course et l'essai terminé, le système se remonte en dévissant le couvercle (Figure 2-20 e), permettant ainsi de rentrer le piston librement et de le verrouiller à nouveau (Figure 2-20 f). Le ressort est ensuite comprimé par la fermeture du couvercle et le chariot peut être remis dans sa position initiale.

Le percuteur est un organe important du banc de coupe interrompue. De par son inertie, le piston permet dans un premier temps la rupture du système fusible, puis dans un deuxième temps, il définit la vitesse d'éjection de l'outil.



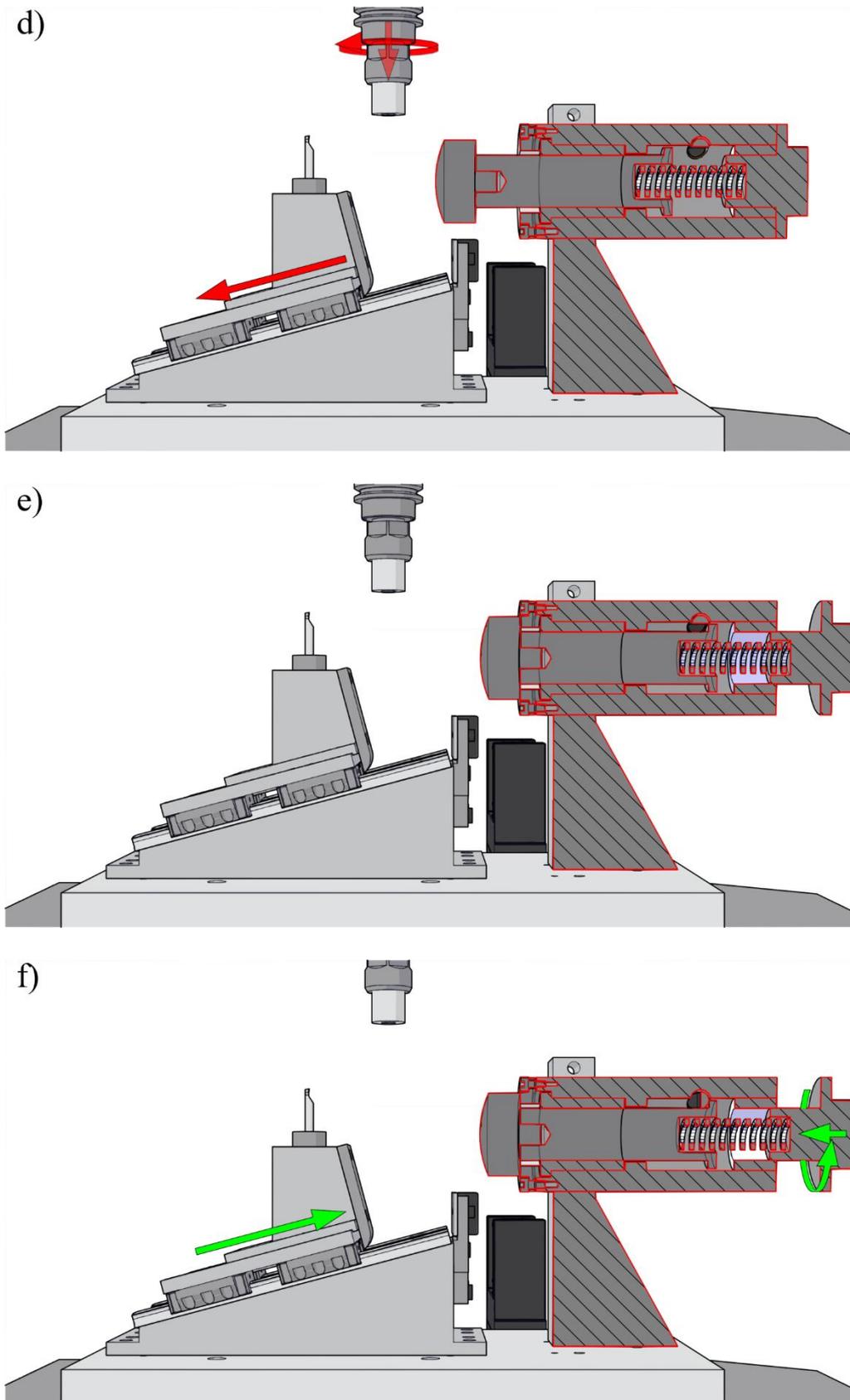


Figure 2-20 - Déroulement d'un essai de micro-coupe interrompue : a) éléments du banc, b) déverrouillage du piston, c) percussion, d) déplacement du chariot, e) remontage du système et f) verrouillage du système

2.4.2. Etude de la percussion

Le choix du système percutant s'est orienté vers la simplicité et le faible coût de fabrication ainsi qu'aucune utilisation de consommable. Un système de piston avec un ressort comprimé libéré par une gâchette a été préféré au système traditionnel à gaz ou à balle. Ainsi la vitesse d'éjection est donnée par l'énergie libérée lors de la détente du ressort. L'utilisation d'une bague en bronze avec coussinet en graphite permet de faire l'hypothèse que le piston n'est soumis à aucun frottement (négligeable). Selon cette hypothèse, l'énergie élastique est donc entièrement transformée en énergie cinétique.

$$\frac{1}{2}K(l - l_0)^2 = \frac{1}{2}m_1V^2 \quad (2.3)$$

K est la raideur du ressort propulsant le percuteur, l sa longueur après compression, l_0 la longueur à vide, m_1 la masse du piston et V sa vitesse après détente.

On peut alors déduire la composante de la vitesse du piston en bout de course sur l'axe de dégagement du chariot mobile avec α_d l'angle de dégagement du chariot, correspondant à la vitesse avant l'impact, notée V_a :

$$V_a = \sqrt{\frac{K}{m_1}}(l - l_0) \times \cos \alpha_d \quad (2.4)$$

Pour identifier les paramètres nécessaires au dimensionnement, il faut aussi étudier le mouvement entre deux instants t_1 et t_2 , précédant et succédant respectivement la percussion. Considérons la partie à chasser de masse m comme notre système étudié Σ dans le référentiel galiléen R_g , l'application du principe fondamental de la dynamique est donnée par l'équation :

$$\left\{ \begin{array}{l} m\vec{\Gamma}(t, G/R_g) \\ \vec{\delta}(t, G/R_g) \end{array} \right\}_G = \left\{ \begin{array}{l} \vec{R}(\bar{\Sigma}/\Sigma) \\ \vec{M}(G, \bar{\Sigma}/\Sigma) \end{array} \right\}_G \quad (2.5)$$

$\vec{\Gamma}$ est l'accélération du centre de gravité G et $\vec{\delta}$ son moment dynamique. L'intégration de cette égalité entre les deux instants donne les relations suivantes :

$$\left\{ \begin{array}{l} \int_{t_1}^{t_2} m\vec{\Gamma}(t, G/R_g) dt \\ \int_{t_1}^{t_2} \vec{\delta}(t, G/R_g) dt \end{array} \right\}_G = \left\{ \begin{array}{l} \int_{t_1}^{t_2} \vec{R}(\bar{\Sigma}/\Sigma) dt \\ \int_{t_1}^{t_2} \vec{M}(G, \bar{\Sigma}/\Sigma) dt \end{array} \right\}_G \quad (2.6)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} m\vec{V}(t_2, G/R_g) - m\vec{V}(t_1, G/R_g) \\ m\vec{\sigma}(t_2, G/R_g) - m\vec{\sigma}(t_1, G/R_g) \end{array} \right\}_G = \left\{ \begin{array}{l} \int_{t_1}^{t_2} \vec{R}(\bar{\Sigma}/\Sigma) dt \\ \int_{t_1}^{t_2} \vec{M}(G, \bar{\Sigma}/\Sigma) dt \end{array} \right\}_G \quad (2.7)$$

$\vec{\sigma}$ est le moment cinétique. Ainsi lorsque l'intervalle de temps entre les deux instants tend vers 0, c'est-à-dire quand t_1 tend vers t_- et t_2 tend vers t_+ qui sont respectivement les limites inférieure et supérieure de l'instant t de la percussion, on obtient l'égalité entre la discontinuité du torseur cinétique du système et le torseur des percussions extérieures appliquées au système avec \vec{P} la résultante de percussion et $\vec{K}(G)$ le moment de percussion.

$$\left\{ \begin{array}{l} \llbracket m\vec{V}(t, G/R_g) \rrbracket \\ \llbracket m\vec{\sigma}(t, G/R_g) \rrbracket \end{array} \right\}_G = \left\{ \begin{array}{l} \vec{P} = \int_{t_-}^{t_+} \vec{R}(\bar{\Sigma}/\Sigma) dt \\ \vec{K}(G) = \int_{t_-}^{t_+} \vec{M}(G, \bar{\Sigma}/\Sigma) dt \end{array} \right\}_G \quad (2.8)$$

On peut appliquer ce principe fondamental des chocs à nos deux solides en percussion. Notons S_1 le système composé du piston de masse m_1 et S_2 le système constitué du chariot mobile de masse m_2 comportant l'outil.

$$\left\{ \begin{array}{l} \llbracket m_1\vec{V}(t, S_1/R_g) \rrbracket \\ \llbracket \vec{\sigma}(t, S_1/R_g) \rrbracket \end{array} \right\}_G = \left\{ \begin{array}{l} \vec{P}_1 = \int_{t_-}^{t_+} \vec{R}(\bar{S}_1/S_1) dt \\ \vec{K}(G) = \int_{t_-}^{t_+} \vec{M}(G, \bar{S}_1/S_1) dt \end{array} \right\}_G \quad (2.9)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \llbracket m_2\vec{V}(t, S_2/R_g) \rrbracket \\ \llbracket \vec{\sigma}(t, S_2/R_g) \rrbracket \end{array} \right\}_G = \left\{ \begin{array}{l} \vec{P}_2 = \int_{t_-}^{t_+} \vec{R}(\bar{S}_2/S_2) dt \\ \vec{K}(G) = \int_{t_-}^{t_+} \vec{M}(G, \bar{S}_2/S_2) dt \end{array} \right\}_G \quad (2.10)$$

L'effort magnétique étant borné pendant l'impact, tout comme l'effort de coupe, seul le choc entre les deux solides est considéré dans le torseur des percussions :

$$\vec{P}_1 = \int_{t_-}^{t_+} \vec{R}(\bar{S}_1/S_1) dt = \int_{t_-}^{t_+} \vec{R}(S_2/S_1) dt \quad (2.11)$$

$$\vec{P}_2 = \int_{t_-}^{t_+} \vec{R}(\bar{S}_2/S_2) dt = \int_{t_-}^{t_+} \vec{R}(S_1/S_2) dt = -\vec{P}_1 \quad (2.12)$$

On a ainsi la relation suivante entre les vitesses :

$$m_1 \vec{V}(t_+, S_1/R_g) - m_1 \vec{V}(t_-, S_1/R_g) = m_2 \vec{V}(t_-, S_2/R_g) - m_2 \vec{V}(t_+, S_2/R_g) \quad (2.13)$$

Une relation cinématique relie aussi les vitesses du point d'impact I aux deux instants encadrant la percussion. Cette relation traduit le fait qu'avant la percussion les deux solides se rapprochent puis s'éloignent ensuite :

$$\vec{n}_{21} \cdot \vec{V}(t_+, I \in S_2/S_1) = -e_c \vec{n}_{21} \cdot \vec{V}(t_-, I \in S_2/S_1) \quad (2.14)$$

Le coefficient e_c est un coefficient compris entre 0 et 1 dépendant de la dissipation d'énergie cinétique lors du choc. Ici, nous ferons l'hypothèse d'un contact parfaitement élastique avec absence de frottement conduisant à un coefficient e égal à 1.

On obtient finalement :

$$V(t_+, S_2/R) = V(t_-, S_2/R) + 2 \frac{(V(t_-, S_1/R) - V(t_-, S_2/R))}{1 + \left(\frac{m_2}{m_1}\right)} \quad (2.15)$$

$$V(t_+, S_1/R) = V(t_-, S_1/R) - 2 \frac{(V(t_-, S_1/R) - V(t_-, S_2/R))}{1 + \left(\frac{m_1}{m_2}\right)} \quad (2.16)$$

Plus le rapport entre la masse du système percuté et la masse du piston est faible, plus la vitesse d'éjection est grande. Ceci a été pris en compte lors de la conception, en utilisant au maximum des éléments en alliage d'aluminium et une seule plaque en acier dur (40NiCrMo16 à 54 HRC)

servant de plaque martyre lors de la percussion et faisant office de fusible avec l'aimant. Il est à noter que la force d'attraction magnétique de l'aimant n'intervient pas dans l'étude de la percussion. Elle intervient en fait lors de la phase suivant la percussion, quand le chariot s'éloigne de l'aimant (décroissance exponentielle de l'attraction magnétique). Il en va de même pour les frottements avec les rails guides.

Connaissant la vitesse maximale et la masse du système usinant, et en fixant les valeurs des caractéristiques du piston, on peut ainsi trouver les références de ressorts standards permettant d'obtenir la bonne vitesse d'éjection. En sélectionnant le ressort convenable, la conception du percuteur a pu être finalisée. Le fournisseur identifié ayant plusieurs raideurs disponibles, il est possible d'obtenir au final plusieurs vitesses d'éjection.

2.4.3. Détermination de la durée de choc

D'autre part, la démarche présentée ne donne pour l'instant que les vitesses avant et après l'impact et ne donne aucun renseignement sur la percussion elle-même. La durée de percussion est pourtant toute aussi essentielle que la vitesse d'éjection. Pour connaître cette durée, il est nécessaire de considérer les deux éléments comme élastiques et étudier ainsi le rapprochement des centres de gravité lors du contact. D'après les travaux de Hertz sur le contact entre une sphère et un plan, il est possible d'exprimer la pénétration δ de la sphère de rayon R dans le plan soumise à une force F telle que :

$$\delta = \left(\frac{3F}{4E^*R^{\frac{1}{2}}} \right)^{\frac{2}{3}} \quad (2.17)$$

$$\text{avec } E^* = \frac{E}{1-\nu^2} \quad (2.18)$$

E^* correspond au module d'Young renormalisé à partir du coefficient de Poisson ν du matériau composant le plan. On peut aussi exprimer la force F en fonction de l'enfoncement δ équivalent à la force d'un ressort non linéaire de raideur k :

$$F = \frac{4E^*R^{\frac{1}{2}}}{3} \delta^{\frac{3}{2}} = k\delta^{\frac{3}{2}} \quad (2.19)$$

En appliquant le principe fondamental de la dynamique aux deux solides, on obtient une équation différentielle non linéaire à partir de la différence des deux équations liant accélération $\ddot{\Gamma}$ relative entre les deux solides et la pénétration.

$$m_2 \Gamma(t, S_2/R_g) = k \delta^{\frac{3}{2}} \quad (2.20)$$

$$m_1 \Gamma(t, S_1/R_g) = -k \delta^{\frac{3}{2}} \quad (2.21)$$

$$\ddot{\delta} + \left(\frac{1}{m_1} + \frac{1}{m_2} \right) k \delta^{\frac{3}{2}} = 0 \quad (2.22)$$

En multipliant cette équation différentielle par la vitesse $\dot{\delta}$, il est possible de l'intégrer pour obtenir une équation liant vitesse et déplacement. Cette équation traduit en fait la conservation de l'énergie entre énergie cinétique et énergie élastique.

$$\frac{\dot{\delta}^2}{2} + \left(\frac{1}{m_1} + \frac{1}{m_2} \right) \frac{2}{5} k \delta^{\frac{5}{2}} = cste \quad (2.23)$$

La constante est obtenue par les conditions limites, lorsqu'à la fin de l'impact la pénétration est nulle ($t = t_+$), la vitesse relative entre les deux parties en contact est donnée par l'équation (2.14). L'équation différentielle est alors complètement définie.

$$\delta = 0 \text{ et } \dot{\delta} = V(t_+, S_2/R) - V(t_+, S_1/R) \quad (2.24)$$

$$\frac{\dot{\delta}^2}{2} = cste \quad (2.25)$$

On obtient donc :

$$\frac{\dot{\delta}^2}{2} + \left(\frac{1}{m_1} + \frac{1}{m_2} \right) \frac{2}{5} k \delta^{\frac{5}{2}} = \frac{1}{2} (V(t_+, S_2/R) - V(t_+, S_1/R))^2 \quad (2.26)$$

Il est possible d'en déduire la pénétration maximale, correspondant à l'annulation de la vitesse relative.

$$\delta_{max} = \left[\frac{5m_1m_2}{4k(m_1 + m_2)} (V(t_+, S_2/R) - V(t_+, S_1/R))^2 \right]^{\frac{2}{5}} \quad (2.27)$$

Cette valeur permet aussi de connaître l'accélération maximale relative lorsque la pénétration est maximale.

$$\ddot{\delta}_{max} = -\frac{k(m_1 + m_2)}{m_1m_2} \delta_{max}^{\frac{3}{2}} \quad (2.28)$$

En divisant la pénétration δ par δ_{max} , on peut exprimer la vitesse de pénétration relative adimensionnée.

$$\Delta = \frac{\delta}{\delta_{max}} \quad (2.29)$$

$$\frac{\delta_{max}^2}{2} \dot{\Delta}^2 + \frac{(V(t_+, S_2/R) - V(t_+, S_1/R))^2}{2} \Delta^{\frac{5}{2}} = \frac{(V(t_+, S_2/R) - V(t_+, S_1/R))^2}{2} \quad (2.30)$$

$$\frac{d\Delta}{dt} = \frac{(V(t_+, S_2/R) - V(t_+, S_1/R))}{\delta_{max}} \times \sqrt{1 - \Delta^{\frac{5}{2}}} \quad (2.31)$$

On obtient ainsi une équation permettant d'exprimer l'intervalle de temps dt en fonction de la pénétration adimensionnée des deux solides.

$$dt = \frac{\delta_{max}}{(V(t_+, S_2/R) - V(t_+, S_1/R))} \times \frac{d\Delta}{\sqrt{1 - \Delta^{\frac{5}{2}}}} \quad (2.32)$$

En intégrant cette équation entre t^- et t_{max} correspondants aux instants où la pénétration est nulle ($\Delta=0$) et est maximale ($\Delta=1$), et en faisant de même entre t_{max} et t^+ , on en déduit la durée de la percussion.

$$\int_{t^-}^{t_{max}} dt = t_{max} - t^- = \frac{\delta_{max}}{(V(t_+, S_2/R) - V(t_+, S_1/R))} \times \int_0^1 \frac{d\Delta}{\sqrt{1 - \Delta^{\frac{5}{2}}}} \quad (2.33)$$

$$\int_{t_{max}}^{t^+} dt = t^+ - t_{max} = \frac{\delta_{max}}{(V(t_+, S_2/R) - V(t_+, S_1/R))} \times \int_1^0 \frac{d\Delta}{\sqrt{1 - \Delta^{\frac{5}{2}}}} \quad (2.34)$$

$$t^+ - t^- = \frac{\delta_{max}}{(V(t_+, S_2/R) - V(t_+, S_1/R))} \times 2,94 \quad (2.35)$$

2.4.4. Application numérique

La raideur K du ressort sélectionné est de 26,44 kN/m, la longueur de compression du ressort $l - l_0$ est de 19,1 mm, sachant que l'angle de dégagement α_d est de 15 °, on obtient avec l'équation (2.4) la vitesse maximale du piston.

$$V(t_-, S_1/R) = 258 \text{ m/min} \quad (2.36)$$

Le piston a une masse m_1 de 485 g et le chariot une masse m_2 de 605 g. La vitesse maximale d'éjection du chariot exprimée dans l'équation (2.15) est ainsi donnée dans l'équation (2.37). Cette vitesse est deux fois supérieure à la vitesse limite du cadre de l'étude, fixée à 100 m/min.

$$V(t_+, S_2/R) = 230 \text{ m/min} \quad (2.37)$$

L'accélération relative entre le piston et le chariot mobile, obtenue de l'équation (2.28), est caractéristique des chocs entre solides en acier :

$$\ddot{\delta}_{max} = 109500 \text{ m.s}^{-2} \quad (2.38)$$

La durée d'impact, calculée à partir de l'équation (2.35), est courte :

$$t^+ - t^- = 0,07 \text{ ms} \quad (2.39)$$

La Figure 2-21 permet d'observer la vitesse de déplacement du chariot mobile en fonction du temps à partir du contact et du déplacement par une résolution numérique. Il est en effet difficile de trouver une solution analytique à l'équation différentielle non linéaire (2.24). On peut

constater que la vitesse d'éjection atteint 100 m/min après un déplacement de 17 μm correspondant à une durée de 32.5 μs . Cependant la courbe ne prend pas en compte l'effort dû à l'aimant permanent et les efforts de coupe, ce qui peut modifier l'allure de ces courbes.

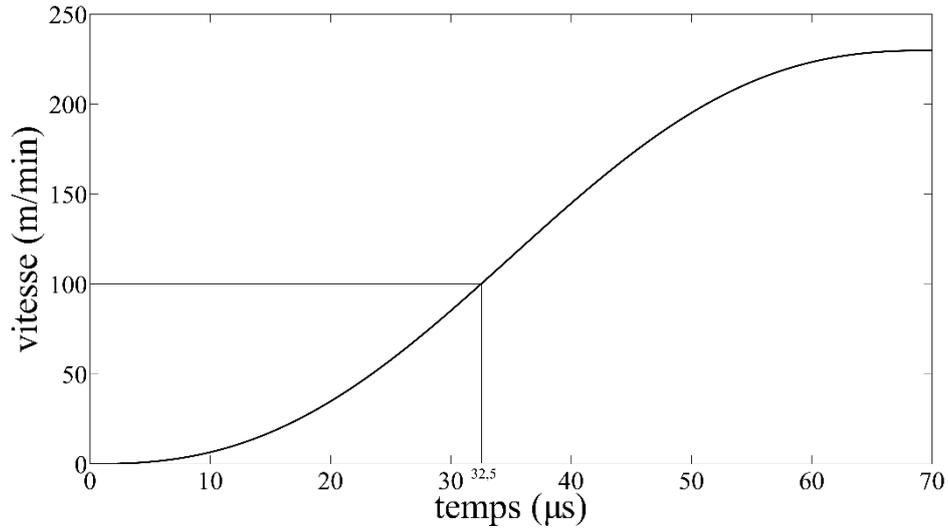


Figure 2-21 - Vitesse du chariot mobile en fonction du temps après percusion

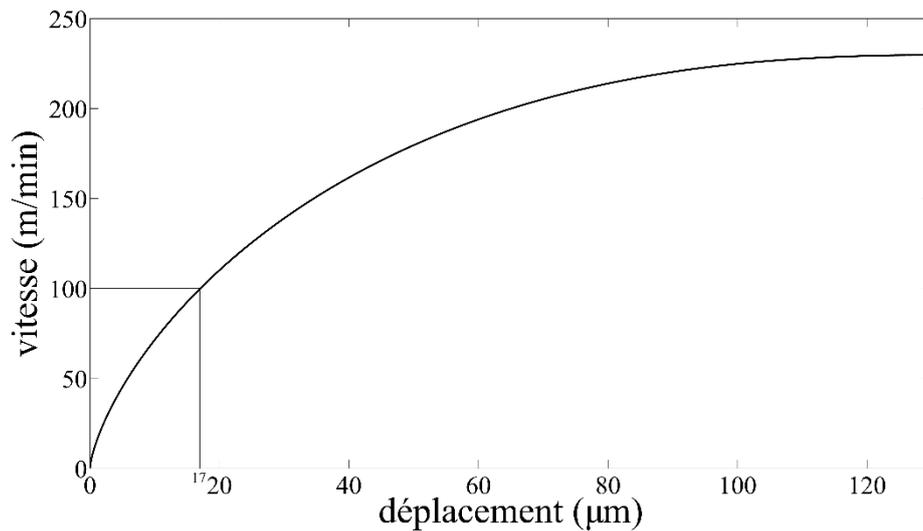


Figure 2-22 - Vitesse du chariot mobile en fonction de son déplacement lors de la percusion

2.4.5. Validation expérimentale et résultats

Des essais ont été menés sur des éprouvettes similaires à celles utilisées pour la mesure d'efforts. La vitesse de coupe est fixée à 40 m/min. La hauteur de coupe varie de 0,25 à 6 μm . Le premier copeau obtenu et observé directement sur la machine semble encore bien attaché à la pièce usinée. Cependant les limites du microscope utilisé ne permettent pas d'observer plus

en détail le copeau. Une observation au microscope électronique à balayage permet d'obtenir des micrographies plus nettes du copeau (Figure 2-23)

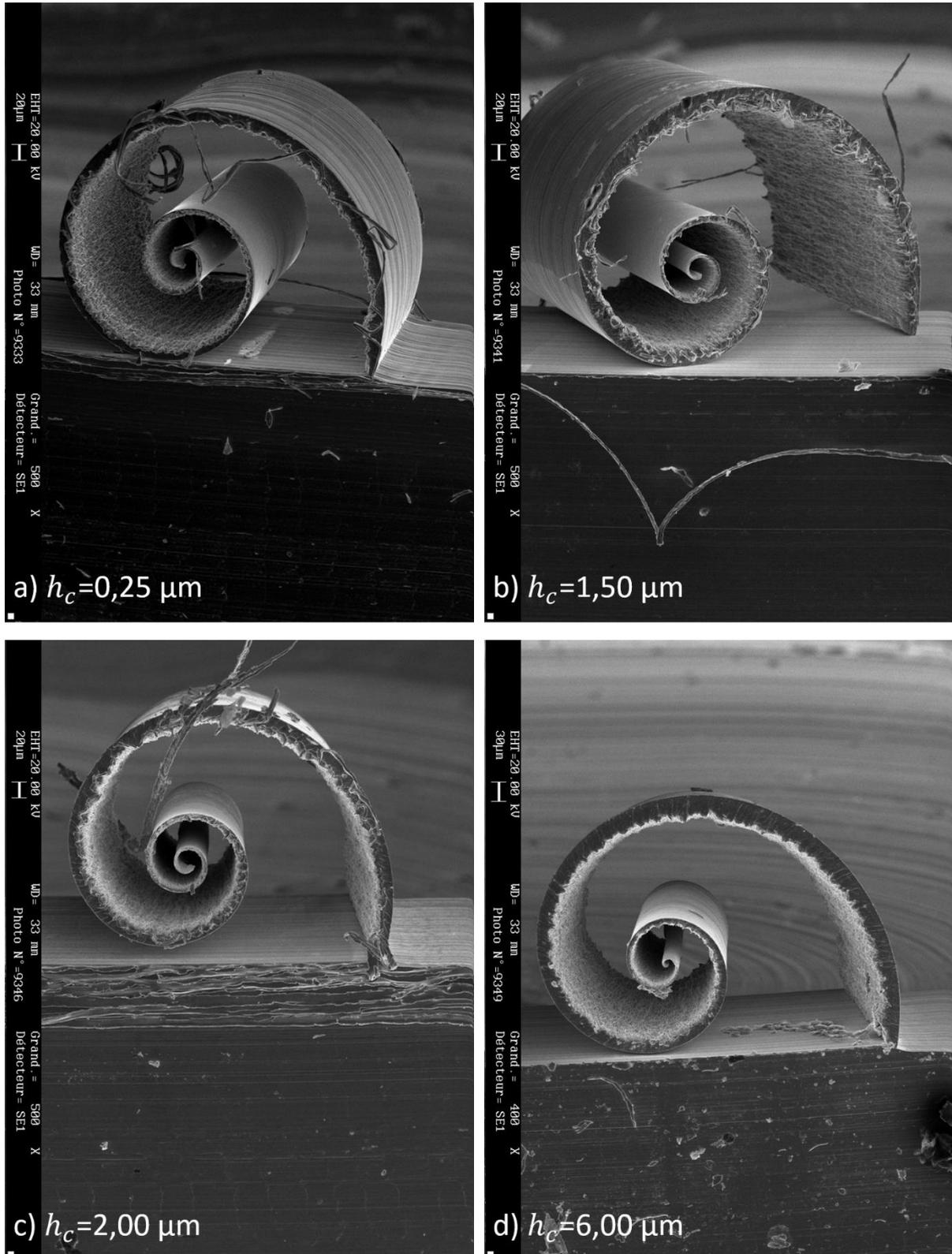


Figure 2-23 - Observation MEB de copeaux obtenus à l'aide du banc de coupe interrompue pour différentes valeurs de hauteur de coupe

On peut observer que le copeau formé a dans tous les cas une forme de spirale à trois spires. La courbure de la spirale est très semblable d'un essai à l'autre. De plus l'épaisseur h du copeau n'est pas constante, elle augmente le long du copeau en partant de l'extrémité formée en premier et décroît significativement à sa base. L'indépendance de la forme du copeau à l'épaisseur de coupe h_c n'est pas cohérente avec les copeaux observés visuellement avant l'interruption de la coupe. Le copeau formé n'est donc pas obtenu à partir des conditions de coupe fixées expérimentalement. Dans le cas de l'éprouvette correspondant à une hauteur $h_c = 0.25 \mu\text{m}$, des copeaux formés antérieurement à la percussion se sont collés à l'éprouvette. L'observation de ces copeaux montre une forme complètement différente du copeau obtenu par l'interruption de la coupe à l'aide du système (Figure 2-24). Cette observation confirme l'hypothèse de conditions de coupe différentes de celles qui étaient attendues.

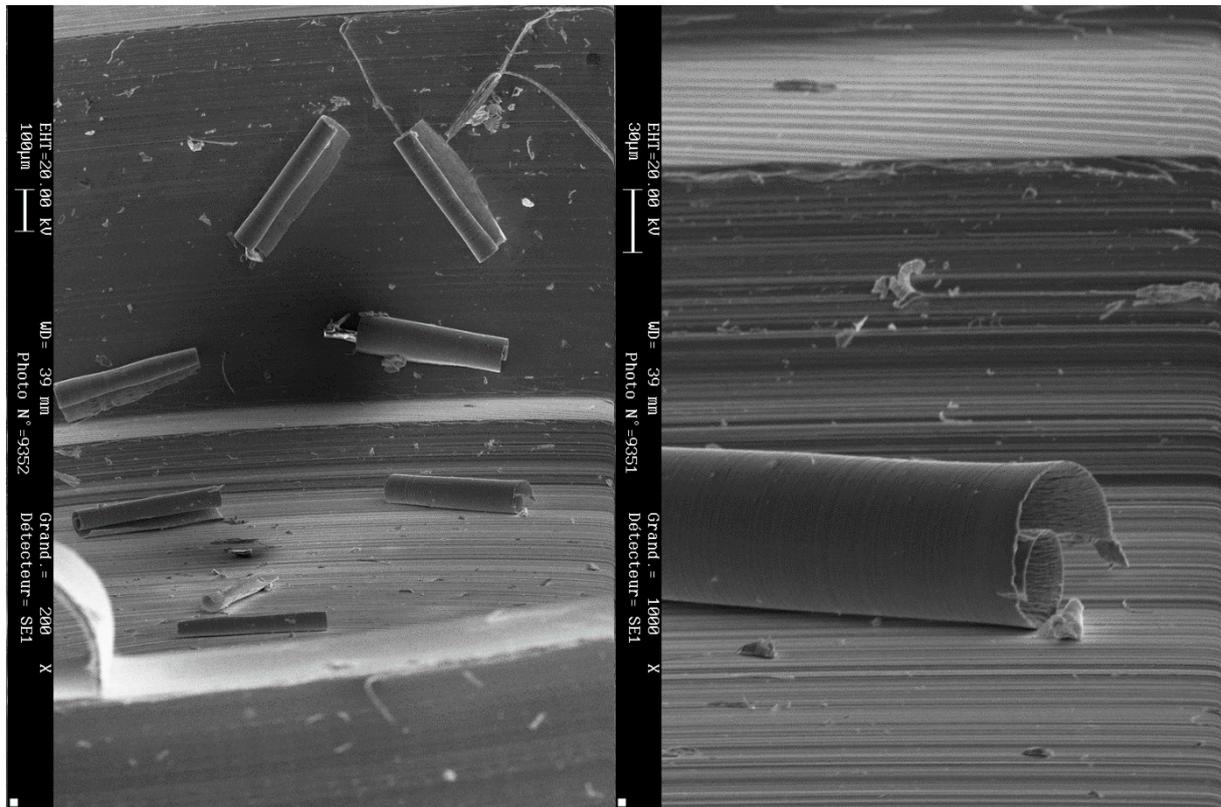


Figure 2-24 - Copeaux pour une épaisseur $h_c = 0,25 \mu\text{m}$

La raison la plus plausible de ce problème est directement liée à la cinématique de la machine. Le dispositif est fixé sur la table de la machine qui donne les deux translations horizontales (X et Y). Le déplacement du système est alors colinéaire à l'axe Y (axe X sur la Figure 2-8). Le déclenchement du système caractérisé par l'accélération du piston induit alors une force d'inertie suivant cet axe et *a fortiori* un déplacement interrompant la coupe. L'asservissement

traduisant ce déplacement comme un écart de consigne, corrige la position de la table. Ce phénomène est identique quel que soit la hauteur h_c , il en résulte une formation du copeau semblable pour chaque essai.

On peut aussi observer à la base du copeau (Figure 2-25) une légère remontée de la surface usinée en plus de l'épaisseur de copeau décroissante. Celle-ci s'explique par l'angle de 15° donné au dispositif pour éviter le talonnage. Lors de l'interruption de la coupe, le déplacement du chariot mobile avant d'atteindre la vitesse de coupe est composé alors d'un déplacement axial. La remontée correspond à ce déplacement lors de l'accélération du chariot. On voit aussi sur cette micrographie une zone sur la base du copeau exempte de traces dues au frottement du copeau sur l'outil. La piste d'une adhésion de la matière sur l'arête de coupe est privilégiée.

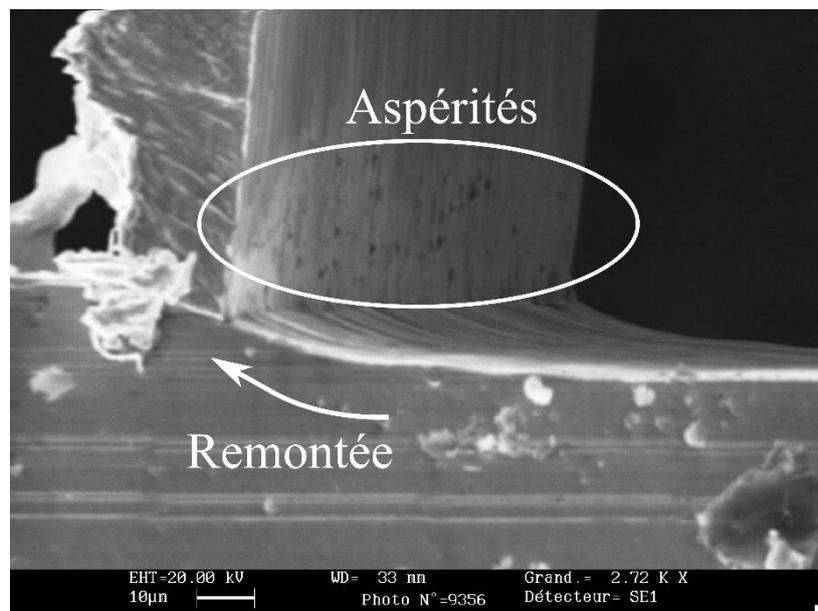


Figure 2-25 - Observation de la racine du copeau

Une analyse par mesure accélérométrique a été envisagée pour valider le système. Cependant, le capteur accélérométrique à disposition sature à 500 m.s^{-2} , ce qui est faible en comparaison à l'accélération théorique (109500 m.s^{-2}). Une mesure à l'aide d'un vibromètre laser présentant des caractéristiques suffisantes en comparaison des limites théoriques a permis de valider le système. La Figure 2-26 présente la vitesse mesurée du chariot en fonction du temps. On voit sur cette figure l'impact correspondant à l'augmentation brutale de la vitesse, le déplacement du chariot représenté par la décroissance linéaire de la vitesse auquel s'ajoute la propagation d'une onde élastique et l'arrêt du chariot par un élément en caoutchouc, correspondant à l'annulation de la vitesse. Plusieurs remarques sont à exposer. La première concerne le guidage

en translation par rails à billes qui introduit du frottement lors du déplacement du chariot. L'effet de ce frottement tend à diminuer la vitesse d'éjection au cours du temps, ce qui correspond à la décroissance linéaire sur la Figure 2-26. L'outil étant largement dégagé sur cette partie, ce problème n'est pas critique dans le système et la rigidité est privilégiée.

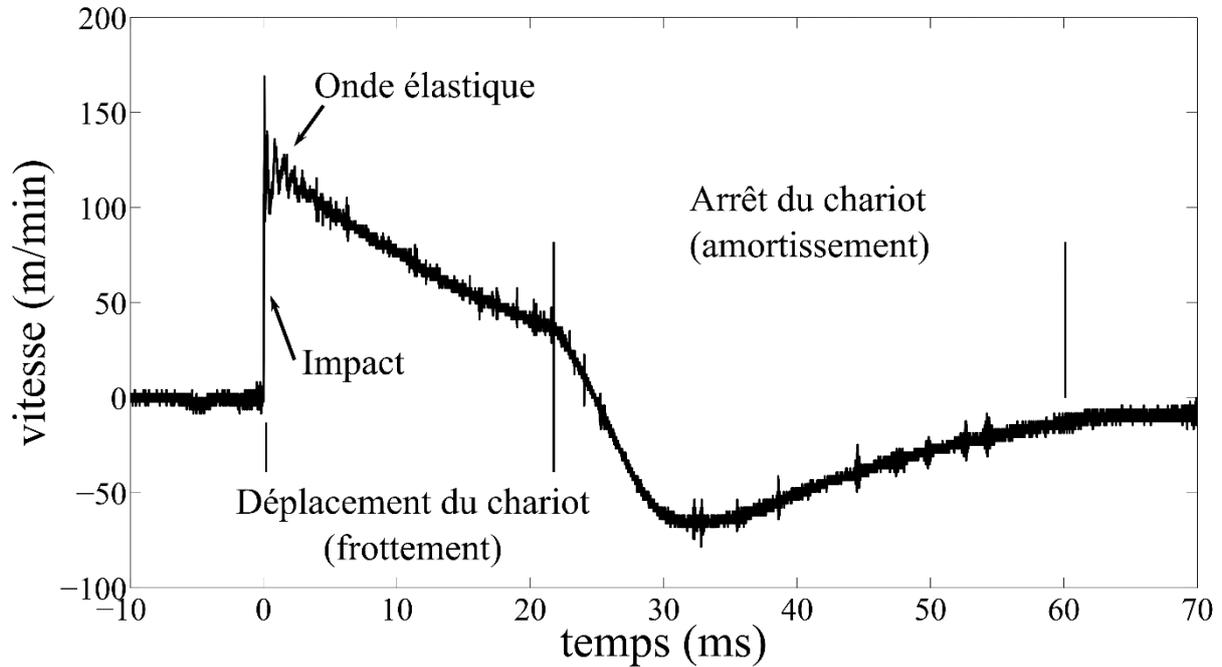


Figure 2-26 - Vitesse mesurée du chariot lors d'un essai

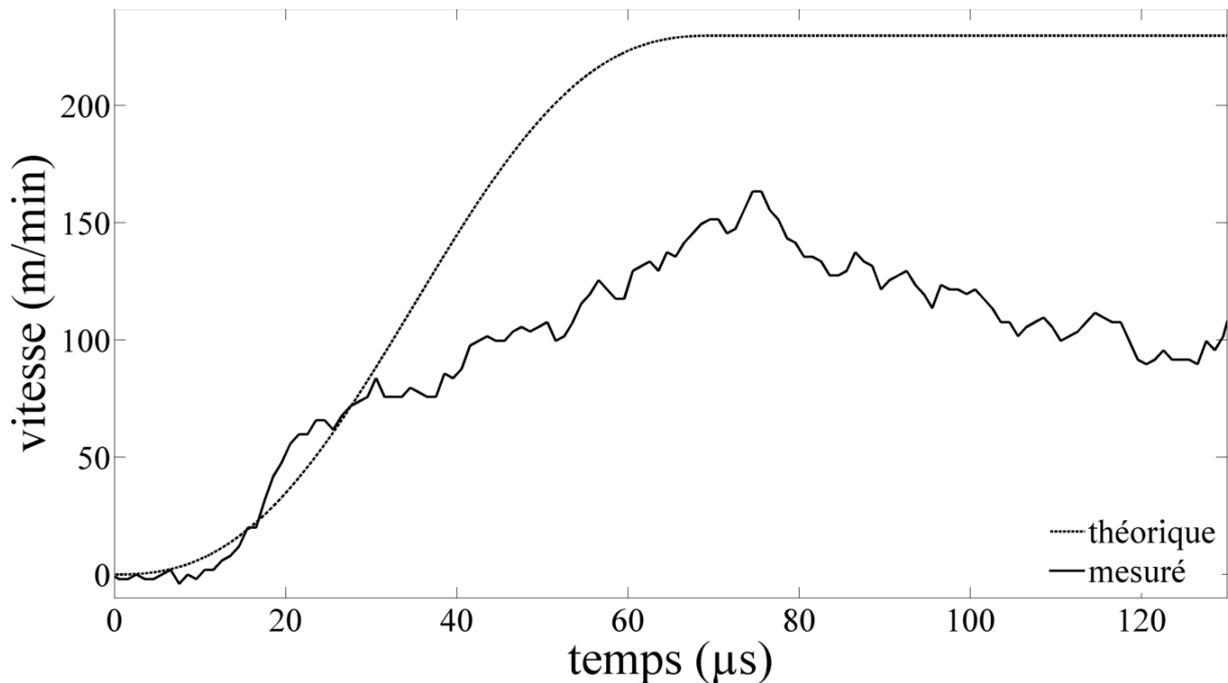


Figure 2-27 - Comparaison des vitesses théorique et mesurée du chariot durant l'impact

La seconde concerne l'impact dont les caractéristiques mesurées sont différentes des caractéristiques théoriques. La comparaison des vitesses lors de l'impact est donnée sur la Figure 2-27 où l'on peut observer une différence de vitesse atteinte. La vitesse d'éjection du piston a été mesurée et est identique à la valeur théorique. La vitesse d'éjection du chariot plus faible que prévue provient d'une énergie absorbée non prise en compte pouvant aussi expliquer l'apparition d'une onde élastique sur le profil de vitesse (Figure 2-26). Plusieurs pistes sont envisagées : la géométrie de l'interface d'impact et l'influence de l'aimant permanent.

Des essais complémentaires avec une vitesse de coupe plus faible (5 m/min) ont été effectués sur une machine présentant une table plus rigide (*Röders RP600*). La table de la machine n'ayant qu'un axe de translation, les deux autres étant obtenus par le déplacement de la broche, elle est ainsi beaucoup plus rigide suivant l'axe orthogonal au déplacement. Au final les copeaux obtenus semblent concorder d'avantage aux copeaux obtenus sur le banc de mesure d'efforts (Figure 2-28).

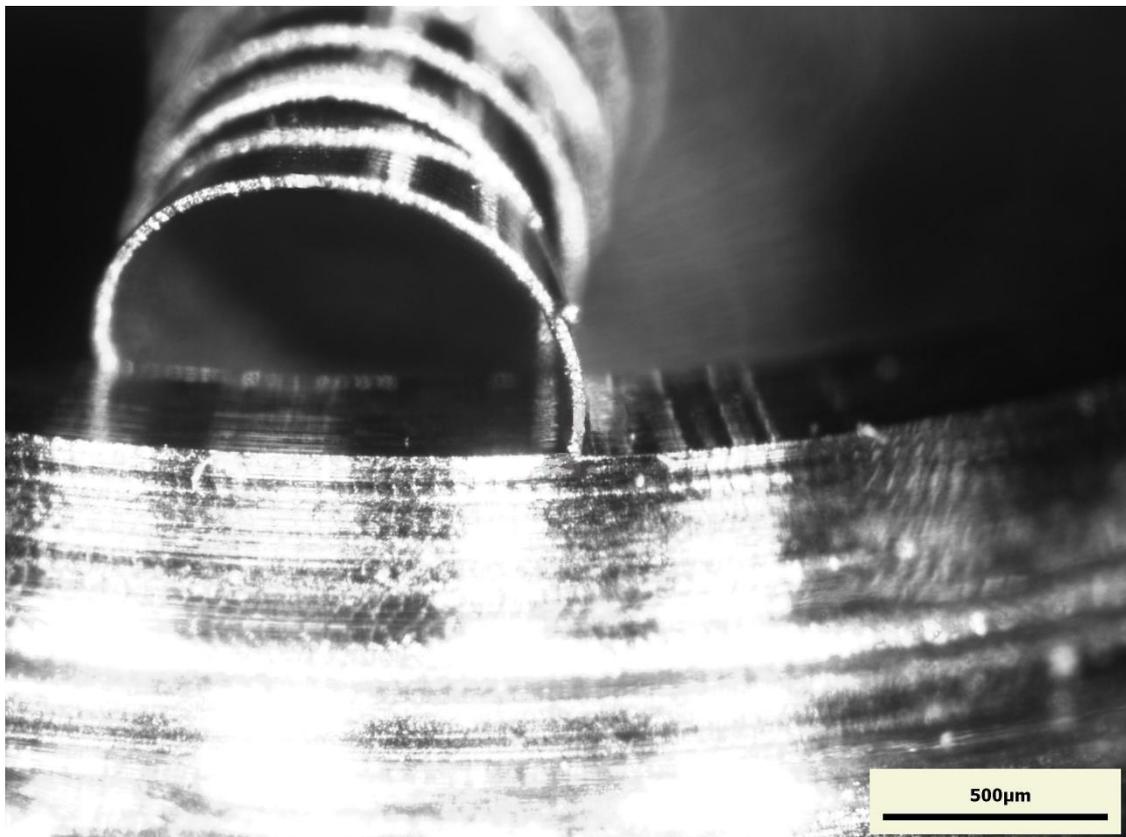


Figure 2-28 - Copeau sur machine *Röders RP600* avec table fixe dans la direction de mouvement du système de micro-coupe interrompue en configuration orthogonale.

2.5. Conclusion et perspectives

L'étude expérimentale de la micro-coupe est plus difficile à mettre en œuvre que la coupe conventionnelle, de par les dimensions caractéristiques de celle-ci. La mesure des efforts de coupe permet toutefois d'obtenir des informations importantes sur le phénomène de micro-coupe, notamment sur l'influence des paramètres de coupe pour des faibles épaisseurs h_c , conduisant à un effet de labourage. Ces informations restent toutefois globales et ne donnent aucune donnée au niveau local. Le comportement local est obtenu à l'aide d'observations de formation de copeau. Un banc de micro-coupe interrompue a été conçu permettant de figer la formation du copeau lors de l'usinage et de faire ces observations *a posteriori*. Les observations *in situ* sont quasiment impossibles à effectuer à cause des limites physiques des moyens d'observation. La rigidité de la table de la machine est visiblement essentielle dans la conception d'un banc de coupe interrompue et celle-ci n'a pas été prise en compte dans un premier temps. Les copeaux obtenus n'étaient alors pas représentatifs du comportement en usinage. Des pistes d'améliorations ont été proposées et semble résoudre les difficultés rencontrées. Les copeaux obtenus n'ont pas encore permis d'obtenir de résultats concernant le comportement local.

Une étude sur les matériaux cuivreux a été envisagée, afin d'étudier l'influence de la taille de grain. Il est en effet plus facile d'étudier la taille de grain sur un matériau monophasé, la variation de la taille de grain sur un matériau multiphasé engendrant un changement de fraction molaire des différentes phases. Des essais préliminaires sur un cuivre pur à 99% ont été menés et n'ont finalement pas permis de continuer l'étude, un phénomène inattendu étant apparu. On peut remarquer que sur les créneaux d'efforts d'autres créneaux apparaissent (Figure 2-29).

Ce phénomène semble cyclique avec une période d'environ deux tours de broche. Cette augmentation brutale des efforts se caractérise aussi par la présence de bourrelets de taille importante sur le copeau formé (environ 300 μm de hauteur) observés au microscope (Figure 2-30) et semblent être formés de bandes juxtaposées. L'explication la plus probable est l'adhésion du matériau sur l'outil conduisant à une accumulation de matière s'écoulant cycliquement lorsque l'effort devient trop important. L'apparition périodique proportionnelle à la période de rotation de broche quant à elle reste difficile à comprendre. L'étude de l'influence de la taille de grain sur les efforts de coupe fera donc l'objet de travaux ultérieurs.

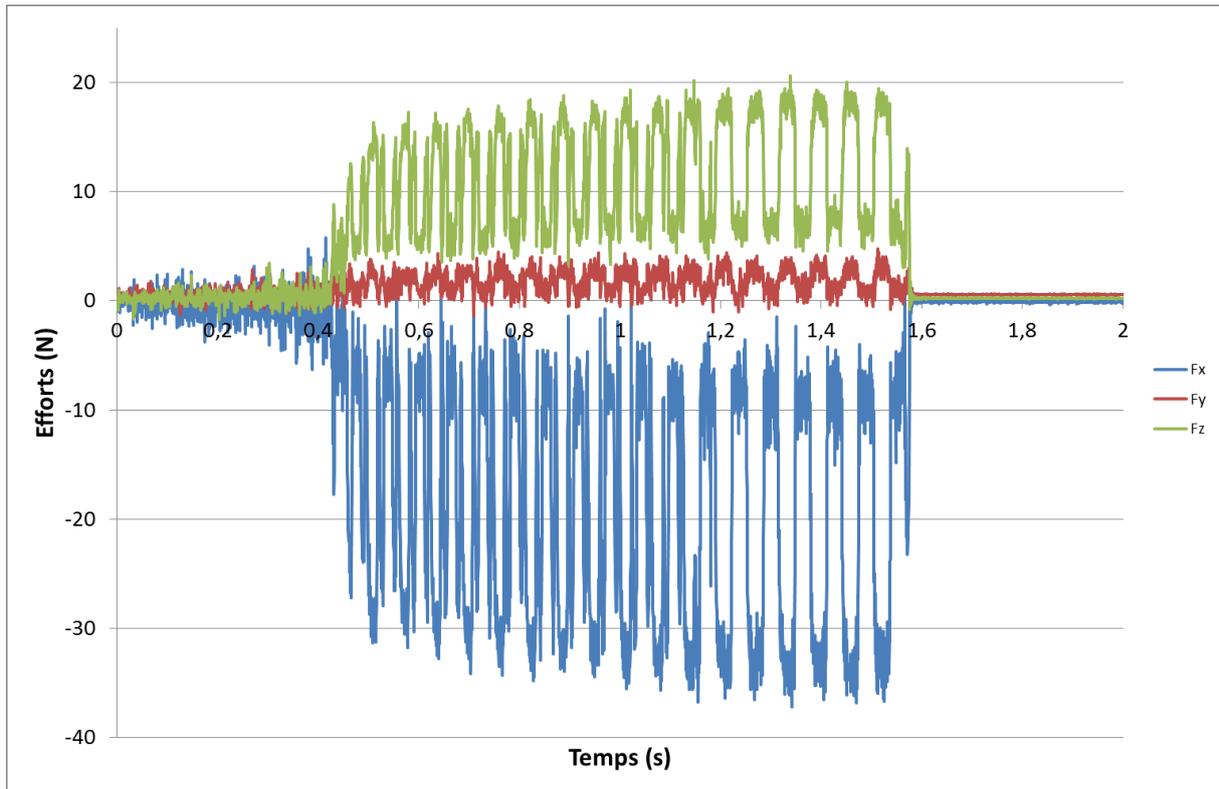


Figure 2-29 - Efforts de coupe dans un cuivre pur 99%



Figure 2-30 - Copeau formé dans le cuivre

III

MODELISATION DE LA MICRO- COUPE

Les difficultés de mise en œuvre et d'observations de la micro-coupe mises en évidence dans les chapitres précédents n'ont amené qu'à mesurer correctement les efforts de coupe et d'obtenir des observations a posteriori des copeaux formés. Ces difficultés obligent à utiliser des approches complémentaires pour mieux comprendre les mécanismes à la base de la micro-coupe, plus particulièrement par modélisation phénoménologique et par simulation numérique. Ces approches se focalisent essentiellement sur l'influence de la géométrie de l'outil sur les efforts de coupe et les zones de déformations du copeau.

Après un état de l'art des modèles de micro-coupe, une démarche de modélisation est présentée. Elle se décompose en deux parties, une approche par loi de coupe basée sur les résultats des essais de micro-coupe sur tube exposés dans le chapitre II et une approche numérique. Le modèle mécanistique est scindé en deux termes représentant les régimes de labourage pour les faibles hauteurs de coupe et de cisaillement pour les plus hautes avec un régime de transition progressif. Les simulations numériques utilisant la méthode SPH donnent aussi des informations intéressantes sur la formation du copeau. La perspective d'une modélisation analytique plus complète est envisageable à partir de ces résultats.

3.1. Etat de l'art

3.1.1. Formation du copeau

La modélisation des actions de coupe est usuellement séparée en trois niveaux d'étude. Au niveau macroscopique, l'usinage est considéré au travers de l'ensemble Pièce/ Outil/ Machine. A l'échelle mésoscopique, c'est le lien local entre la matière enlevée et l'arête de coupe qui est considéré. Enfin l'échelle microscopique s'intéresse aux aspects métallurgiques dans la pièce lors de la formation du copeau. En micro-usinage, les deux dernières échelles sont souvent liées.

Il résulte de cette approche la mise en évidence de quatre zones [CDGB01] comme indiqué sur la Figure 3-1. La zone de cisaillement primaire (ZCP) est le résultat de la coupe elle-même, induit lors de la déformation du matériau enlevé. La zone de cisaillement secondaire (ZCS) vient du frottement entre la face de coupe de l'outil et le copeau formé. Enfin le frottement de la surface finie sur la face de dépouille de l'outil forme la zone de cisaillement tertiaire (ZCT). Une dernière zone, moins couramment décrite est la zone morte (ZM) située sur la partie saillante de l'outil. Il est communément établi que la zone de cisaillement primaire est la zone générant le plus de contrainte. Ces contraintes et déformations sont restituées principalement sous forme d'énergie thermique.

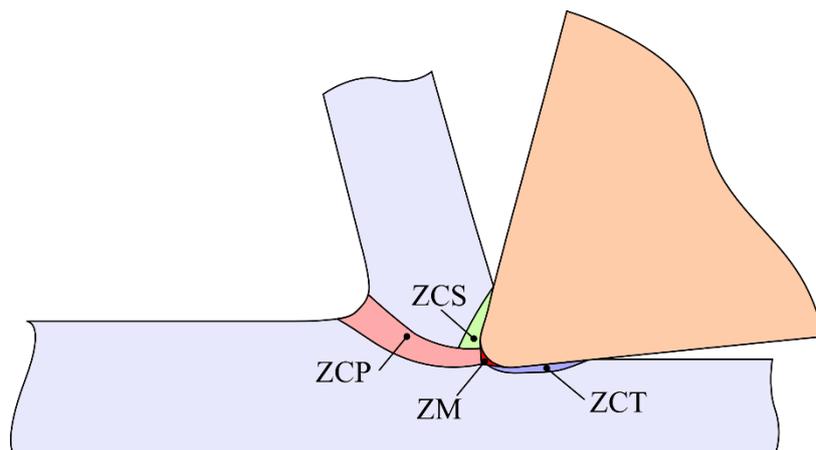


Figure 3-1 - Principales zones de déformation du matériau usiné en coupe orthogonale

La coupe orthogonale est la coupe la plus élémentaire dans laquelle se retrouve tous les mécanismes de formation du copeau et qui est la plus facile à modéliser. En effet, le problème ainsi posé est un problème de déformations planes, certaines composantes des tenseurs des déformations et des contraintes étant nulles. Il est alors plus simple de résoudre le problème,

que ce soit analytiquement ou numériquement. La coupe oblique quant à elle est un problème dans l'espace mais reste une coupe simple à modéliser.

Le modèle de Merchant [Merc45] est sans doute l'approche la plus simple et la plus connue de la coupe orthogonale. Les hypothèses sont :

- L'arête de coupe est infiniment saillante
- Le matériau usiné est homogène et rigide parfaitement plastique
- Le frottement entre le copeau et la face de coupe est de type Coulomb d'angle λ
- On ne considère que le cisaillement primaire et celui-ci se présente sous la forme d'une ligne (défini par l'angle ϕ vis-à-vis de la direction de vitesse de coupe)

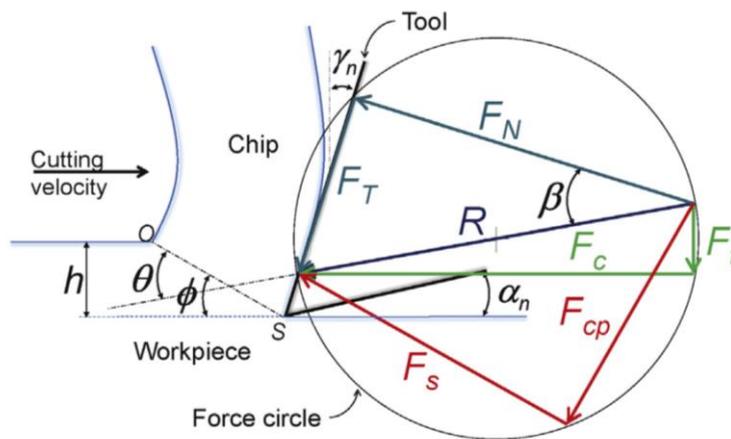


Figure 3-2 - Composantes des efforts de coupe pour la théorie de Merchant [GFPB13]

La Figure 3-2 montre les différentes composantes des efforts de coupe dans différentes directions. On retrouve notamment les composantes dans un repère défini par le vecteur vitesse de coupe F_c et F_t , les composantes dans un repère défini par la direction du plan de cisaillement F_s et F_{cp} et les composantes dans un repère défini par la face de coupe F_T et F_N .

Le modèle de Merchant n'est pas le plus adapté pour modéliser finement la coupe des métaux [Asta05]. L'hypothèse d'un plan de cisaillement est forte car cela ne correspond pas à la réalité. De plus le comportement rigide parfaitement plastique ne reflète pas le comportement réel en raison de l'échauffement non négligeable et du fort écrouissage du matériau dans les zones de cisaillement et d'une forte dépendance du coefficient de frottement aux conditions de coupe. Enfin l'hypothèse d'une arête saillante est indubitablement incorrecte pour le cas de la micro-

coupe. Cependant ce modèle de référence reste simple à mettre en place et permet d'obtenir facilement des ordres de grandeurs des paramètres étudiés.

D'autres modèles sont bien sûr venus compléter la théorie de Merchant, et plus particulièrement pour modéliser la coupe lorsque l'épaisseur de coupe h_c est proche du rayon d'acuité d'arête r_β , ce qui est typiquement le cas de la micro-coupe. Les plus simples sont ceux faisant intervenir des coefficients spécifiques de coupe. Ils ont l'inconvénient d'ignorer les phénomènes thermomécaniques mis en jeu.

3.1.2. Modèles mécanistiques de micro-coupe

Une étude comparative menée par Fleischer et al [FISK09] se propose de comparer à l'échelle microscopique plusieurs modèles d'effort de coupe mécanistiques et mécaniques valides à l'échelle macroscopique, fonctions de l'épaisseur de copeau non déformé h_c , de la largeur de coupe w et de constantes liées au matériau k_c et k_2 (différentes d'un modèle à l'autre) :

$$\text{Taylor (1907) :} \quad F_c = k_c \cdot w \cdot h_c^{k_2} \quad (3.1)$$

$$\text{Kronenberg (1927) :} \quad F_c = k_c \cdot (w \cdot h_c)^{k_2} \quad (3.2)$$

$$\text{Victor \& Kienzle (1952) :} \quad F_c = (k_c \cdot h_c^{-k_2}) \cdot w \cdot h_c \quad (3.3)$$

$$\text{Richter (1953) :} \quad F_c = w \cdot (k_2 + k_c \cdot h_c) \quad (3.4)$$

Pour comparer ces modèles, des essais de micro-coupe orthogonale ont été réalisés dans un matériau AISI 1045 avec une vitesse de coupe de 200 m/min, avec des hauteurs de coupe comprises entre 1 et 100 μm . Le modèle le plus proche des résultats expérimentaux est le modèle de Victor & Kienzle. D'autres conclusions ont été faites :

- Les efforts de coupe augmentent avec le rayon d'acuité d'arête,
- Lorsque la coupe se fait en plusieurs passes, l'augmentation des efforts due à l'écroûissage se fait pour les rapports r_β/h_c les plus grands,
- La lubrification par brouillard d'huile (Minimum Quantity Lubrication) diminue les efforts aussi pour les hauteurs de coupe proches de la valeur de hauteur de coupe minimum.

Les auteurs proposent d'exprimer le coefficient k_c en fonction du rapport r_β/h_c (m et c sont des constantes) :

$$\ln(k_c) = m \cdot \ln\left(\frac{r_\beta}{h_c}\right) + c \quad (3.5)$$

Friedrich et Kulkarni [FrKu04] ajoutent aux termes d'efforts F_c et F_t un terme $F_{i_{elastic}}$ ($i = c$ ou t) correspondant à l'effort de frottement sur la face de dépouille dû au retour élastique du matériau une fois coupé.

$$F_c = F_s \cos \phi + F_{cp} \sin \phi + F_{c_{elastic}} \quad (3.6)$$

$$F_t = \mu(F_c - F_{c_{elastic}}) + F_{t_{elastic}} \quad (3.7)$$

avec :

$$F_s = \frac{H}{3\sqrt{3}} \cdot \frac{h_c}{\sin \phi} \cdot w \quad (3.8)$$

$$F_{cp} = \frac{H}{3} \cdot \frac{h_c}{\sin \phi} \cdot w \quad (3.9)$$

F_s et F_{cp} sont les composantes d'effort dans un repère défini par la direction du plan de cisaillement (voir Figure 3-2), ϕ l'angle de cisaillement, H représente la dureté Vickers du matériau, h_c l'épaisseur de copeau non déformé, w la largeur de coupe. Le coefficient μ n'est pas défini. Dans le cas d'un angle de coupe nul, il peut s'agir du coefficient de frottement sur la face de coupe.

Le retour élastique h_e est alors représenté par une fonction linéaire du rayon d'acuité d'arête r_β et fait intervenir la dureté Vickers H ainsi que le module d'Young E du matériau. La valeur du retour élastique et la contrainte due à ce contact σ_e sont données par les équations (3.10) et (3.11). k_1 et k_2 sont des constantes. On constate que le retour élastique est nul lorsque l'acuité d'arête est parfaite.

$$h_e = k_1 r_\beta \frac{H}{E} \quad (3.10)$$

$$\sigma_e = k_2 H \sqrt{\frac{H}{E}} \quad (3.11)$$

Les composantes de l'effort de frottement sur la face de dépouille sont définies par le produit de la contrainte σ_f et de l'aire en contact sur la face de dépouille A_f et par le coefficient de frottement sur cette face μ_f . Aucune indication n'est donnée sur l'expression de A_f mais fait sûrement intervenir h_e . Ainsi l'expression des efforts est donnée par les équations suivantes (3.12) à (3.13).

$$F_c = \frac{H \cdot h_c \cdot w}{3 \sin \phi} \left(\frac{\cos \phi}{\sqrt{3}} + \sin \phi \right) + \mu_f A_f \left(k_2 H \sqrt{\frac{H}{E}} \right) \quad (3.12)$$

$$F_t = \mu \left[\frac{H \cdot h_c \cdot w}{3 \sin \phi} \left(\frac{\cos \phi}{\sqrt{3}} + \sin \phi \right) \right] + A_f \left(k_2 H \sqrt{\frac{H}{E}} \right) \quad (3.13)$$

De manière similaire, le modèle de Kang et al. [KaKS08] utilise l'approche du plan de cisaillement lors de la coupe élémentaire et du frottement au niveau du contact de la face de dépouille (zone de cisaillement tertiaire) pour définir les efforts de coupe.

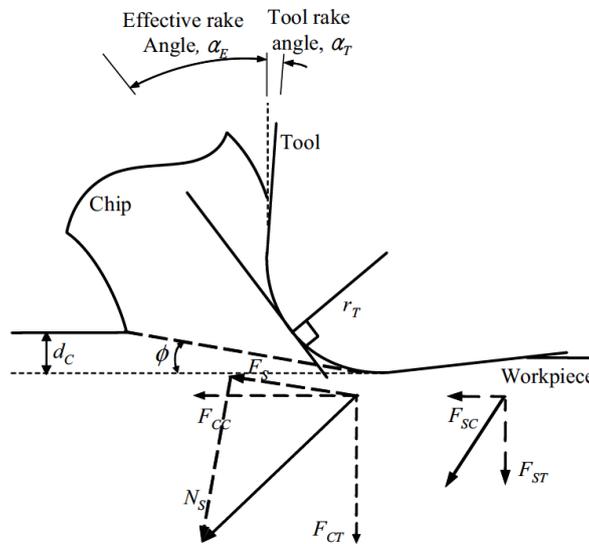


Figure 3-3 - Modèle de Kang et al. [KaKS08] .

Les efforts de coupe F_c et de labourage F_t sont donnés par :

$$F_c = F_{CC} + F_{SC} \quad (3.14)$$

$$F_t = F_{CT} + F_{ST} \quad (3.15)$$

Les composantes F_{CC} et F_{CT} sont dues au cisaillement et les composantes F_{SC} et F_{ST} sont dues au frottement en dépouille comme le montre la Figure 3-3. De la même manière que dans le cercle de Merchant, les efforts dus au cisaillement sont exprimés dans le repère donné par le plan de cisaillement. Les composantes F_{Ci} et F_{Si} ($i = C$ ou T) sont données par les équations (3.16) à (3.21).

$$F_{CC} = F_S \cos \phi + F_{cp} \sin \phi \quad (3.16)$$

$$F_{CT} = -F_S \sin \phi + F_{cp} \cos \phi \quad (3.17)$$

$$F_{SC} = \frac{C \sigma_y l_c w}{\sqrt{3}} \quad (3.18)$$

$$F_{ST} = C \sigma_y l_c w \quad (3.19)$$

Avec :

$$F_S = \frac{\sigma}{\sqrt{3}} \cdot \frac{h_c}{\sin \phi} \cdot w \quad (3.20)$$

$$F_{cp} = \sigma \cdot \frac{h_c}{\sin \phi} \cdot w \quad (3.21)$$

$$\sigma = K \varepsilon^n \quad (3.22)$$

Dans cette formulation, C est une constante, σ_y est la limite d'élasticité, l_c est la longueur de contact sur la face de dépouille, w est la largeur de coupe et h_c est l'épaisseur de copeau non déformé. La contrainte σ est définie par une loi puissance de la déformation ε .

La longueur de contact l_c est définie à partir du rayon d'acuité d'arête r_β , de la dureté Vickers du matériau usiné H , du module de Young E , de l'angle de dépouille α et pondérée par une constante k (équation (3.23)).

$$l_c = k \cdot \frac{r_\beta H}{E} \cdot \frac{1}{\sin \alpha} \quad (3.23)$$

Bissacco et al. [BiHS08] modifient l'approche unifiée d'Armarego pour l'adapter au micro-fraisage. Cette approche permet de prendre en compte le rayon d'acuité d'arête dans l'expression des efforts élémentaires de coupe. Les efforts F_P , F_Q et F_R définis pour de la coupe élémentaire (équation (3.24)) représentent respectivement l'effort élémentaire suivant la vitesse de coupe, l'effort élémentaire orthogonal à la surface générée et l'effort élémentaire orthogonal aux deux précédents (équivalents respectivement à F_c , F_f et F_p définis dans le chapitre II).

$$F_i = (k_{ic} \times h_c + k_{ie}) w \quad \text{pour } i = (P, Q, R) \quad (3.24)$$

Les coefficients surfaciques k_{ic} et linéaires k_{ie} sont définis pour chaque direction et font intervenir certains paramètres géométriques de l'outil dont l'angle de coupe. En dessous d'une hauteur de copeau non déformé limite h_{lim} , l'angle de coupe est différent de l'angle nominal et est alors remplacé par un angle de coupe effectif γ_t , fonction du rayon d'acuité d'arête de l'outil coupant. Cet angle effectif est défini par la tangente au point intersection entre le profil de l'arête et la surface libre usinée à une hauteur h_c . Au final, l'angle de coupe est complètement défini par :

$$\left. \begin{array}{l} \gamma_t = \gamma \text{ pour } h_c > h_{lim} \\ \gamma_t = \arcsin\left(\frac{h_c}{r_\beta} - 1\right) \text{ pour } h_c \leq h_{lim} \end{array} \right\} \text{ avec } h_{lim} = r_\beta(1 + \sin \gamma) \quad (3.25)$$

Dans leurs travaux, Ahn et al. [AhMH15] proposent de séparer l'effort spécifique de coupe k_c en trois termes en fonction de la hauteur coupée h_c comme représenté sur la Figure 3-4.

$$k_c = k_0 + k_{intrinsèque} + k_{géométrique} \quad (3.26)$$

Le premier terme k_0 est une constante indépendante de l'échelle, le second terme $k_{intrinsèque}$ est dû aux effets d'échelle indépendants de la géométrie d'outil et enfin le troisième terme $k_{géométrique}$ est dû aux effets d'échelle induits par la géométrie réelle de l'outil, principalement par le rayon d'acuité d'arête. Les auteurs présentent d'ailleurs ce troisième terme comme dépendant du rapport entre hauteur de coupe et rayon d'acuité.

$$k_{intrinsèque} = a_1 \cdot h_c^{a_2} \quad (3.27)$$

$$k_{géométrique} = b_1 \cdot \left(\frac{h_c}{r_\beta}\right)^{b_2} \quad (3.28)$$

Les coefficients a_1 , a_2 , b_1 et b_2 sont des paramètres identifiés par régression. Ils concluent aussi que dans la direction normale à la surface usinée, le troisième terme est grand devant les deux autres, signe que l'acuité d'arête est largement influente sur le phénomène de labourage.

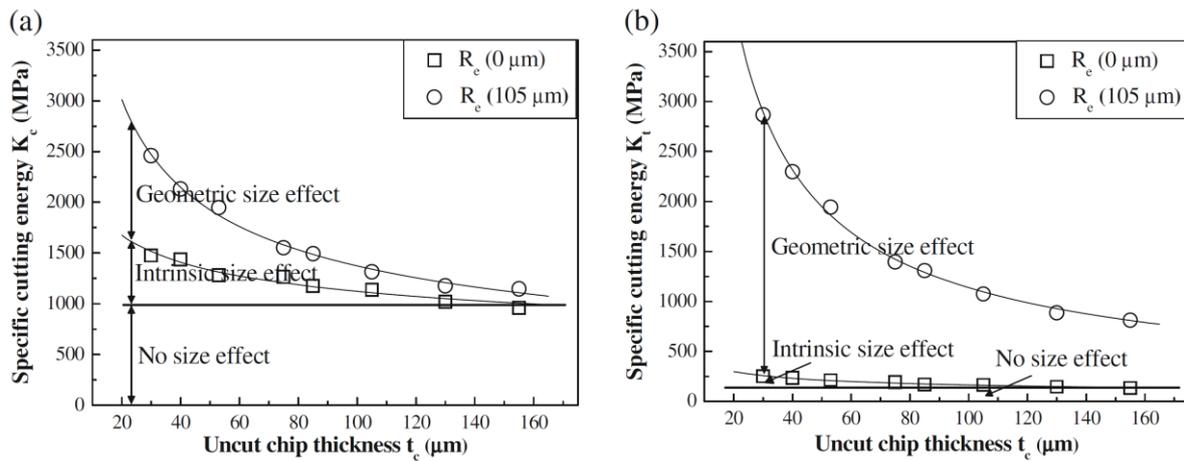


Figure 3-4 - Décomposition de l'effort spécifique de coupe [AhMH15]

Park et Malekian [PaMa09] proposent deux modèles différents en fonction de la hauteur coupée h_c . Lorsque cette hauteur est au-dessus d'une valeur critique h_{lim} définie expérimentalement, le modèle correspond au modèle linéaire couramment associé à un régime de cisaillement avec formation d'un copeau. En-dessous de cette valeur, un régime de labourage avec un retour élastique partiel opère.

$$\text{Quand } h_c < h_{lim} \quad F_c = (k_{cp} \cdot A_p + k_{ce}) \cdot w \quad (3.29)$$

$$F_t = (k_{te} \cdot A_p + k_{te}) \cdot w \quad (3.30)$$

$$\text{Quand } h_c \geq h_{lim} \quad F_c = (k_{cc} \cdot h_c + k_{ce}) \cdot w \quad (3.31)$$

$$F_t = (k_{tc} \cdot h_c + k_{te}) \cdot w \quad (3.32)$$

Ce régime de labourage ne dépend plus directement de la hauteur de coupe mais d'une surface A_p définie comme la section labourée, qui est l'aire de l'interférence entre l'outil et la surface résultante de la coupe.

$$A_p \approx \frac{1}{2} r_\beta^2 (\gamma_t + \alpha) + \frac{1}{2} r_\beta (l_1 - l_2) \quad (3.33)$$

avec :

$$\gamma_t = \arccos \left(1 - \left(\frac{h_c}{r_\beta} \right) \right) \quad (3.34)$$

$$l_1 = \left(\frac{h_e - r_\beta (1 - \cos \alpha)}{\sin \alpha} \right) \quad (3.35)$$

$$l_2 = \sqrt{r_\beta^2 + l_1^2} \sin(\gamma_t + \alpha + \psi) \quad (3.36)$$

$$h_e = p_e \cdot h_c \quad (3.37)$$

$$\psi = \arctan \left(\frac{l_1}{r_\beta} \right) \quad (3.38)$$

Ce labourage dépend de la hauteur résultante du retour élastique h_e (définie comme une fraction p_e de h_c) ainsi que des angles de coupe équivalent γ_e , de l'angle de dépouille α , du rayon d'acuité d'arête r_β et de la hauteur de coupe h_c . Il résulte des essais de micro-fraisage dans un alliage d'aluminium Al 7075 que l'épaisseur critique h_{lim} est de 0,7 μm pour un rayon d'acuité de 2 μm .

Le modèle proposé par Jun et al. [JGMP12] sépare le régime de coupe où un copeau se forme du régime de labourage sans formation de copeau. Dans les deux cas, le modèle se décompose en deux composantes.

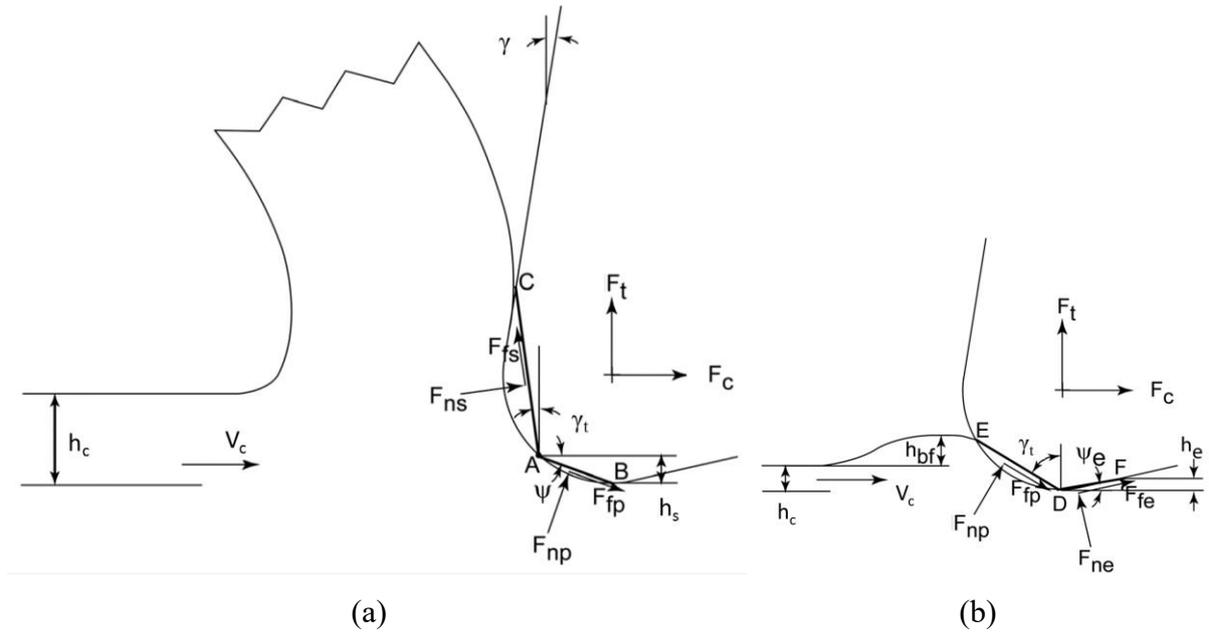


Figure 3-5 - Régime de coupe (a) et régime de labourage (b) selon [JGMP12]

Concernant le régime de coupe (**Figure 3-5 (a)**) une première composante représente l'effort dû au cisaillement du matériau, avec un effort normal et un effort tangentiel appliqué sur la face de coupe tels que :

$$F_{ns} = k_{ns} \cdot h_c \cdot w \quad (3.39)$$

$$F_{fs} = k_{fs} \cdot h_c \cdot w \quad (3.40)$$

La deuxième composante est le résultat du labourage de la matière passant en dessous du point de stagnation h_s (défini dans le chapitre I).

$$F_{np} = k_{np} \cdot h_s \cdot w \quad (3.41)$$

$$F_{fp} = k_{fp} \cdot h_s \cdot w \quad (3.42)$$

Ces efforts sont ensuite projetés dans le repère outil pour obtenir les efforts de coupe :

$$F_c = F_{ns} \cos \gamma_t + F_{fs} \sin \gamma_t + F_{np} \sin \psi + F_{fp} \cos \psi \quad (3.43)$$

$$F_t = -F_{ns} \sin \gamma_t + F_{fs} \cos \gamma_t + F_{np} \cos \psi - F_{fp} \sin \psi \quad (3.44)$$

avec :
$$\psi = \frac{1}{2} \arccos \left(\frac{r_\beta - h_s}{r_\beta} \right) \quad (3.45)$$

$$\gamma_t = \left\{ \begin{array}{l} \gamma \frac{h_c + r_\beta(\gamma_1 \cos \gamma - \sin \gamma - 1)}{h_c + r_\beta(\gamma_2 \cos \gamma - \sin \gamma - 1)} \text{ pour } h_c \geq r_\beta(1 + \cos \gamma) \\ \frac{1}{2}(\varphi_t + \varphi_c - \pi) \text{ pour } h_c \leq r_\beta(1 + \cos \gamma) \end{array} \right\} \quad (3.46)$$

$$\varphi_t = \arccos \left(1 - \frac{h_c}{r_\beta} \right) \quad (3.47)$$

$$\varphi_c = \arccos \left(1 - \frac{h_s}{r_\beta} \right) \quad (3.48)$$

$$\gamma_1 = \frac{\gamma}{2} - \frac{\pi^2}{8\gamma} - \frac{\varphi_c^2}{2\gamma} + \frac{\pi\varphi_c}{2\gamma} \quad (3.49)$$

$$\gamma_2 = \gamma + \frac{\pi}{2} - \varphi_c \quad (3.50)$$

Le régime de labourage ne présente aucune formation de copeau (**Figure 3-5 (b)**). Une décomposition en deux parties est toutefois modélisée. Le premier terme correspond au labourage frontal avec formation d'un bourrelet et le deuxième terme correspond au labourage sur la face de dépouille en lien avec le retour élastique.

Le premier régime dépend donc de l'épaisseur h_c et de la hauteur du bourrelet frontal h_{bf} .

$$F_{np} = k_{np} \cdot (h_c + h_{bf}) \cdot w \quad (3.51)$$

$$F_{fp} = k_{fp} \cdot (h_c + h_{bf}) \cdot w \quad (3.52)$$

Le deuxième terme dépend pour sa part de la hauteur de retour élastique h_e .

$$F_{ne} = k_{ne} \cdot h_e \cdot w \quad (3.53)$$

$$F_{fe} = k_{fe} \cdot h_e \cdot w \quad (3.54)$$

Ces efforts sont ensuite projetés dans le repère outil pour obtenir les efforts de coupe.

$$F_c = F_{np} \cos \gamma_t + F_{fp} \sin \gamma_t - F_{ne} \sin \psi_e + F_{fe} \cos \psi_e \quad (3.55)$$

$$F_t = F_{np} \sin \gamma_t - F_{fp} \cos \gamma_t + F_{ne} \cos \psi_e + F_{fe} \cos \psi_e \quad (3.56)$$

$$\text{avec : } \gamma_t = \arccos \left(\sqrt{\frac{h_c + h_{bf}}{2r_\beta}} \right) \quad (3.57)$$

$$\tan \psi_e = \left\{ \begin{array}{l} \sqrt{\frac{h_e}{2r_\beta - h_e}} \text{ pour } h_e \leq r_\beta(1 - \cos \alpha) \\ \frac{h_e \sin \alpha}{h_e \cos \alpha + r_\beta(1 - \cos \alpha)} \text{ dans les autres cas} \end{array} \right\} \quad (3.58)$$

Ces modèles proposant de séparer les régimes de labourage et de cisaillement permettent d'introduire une discontinuité des efforts de coupe lorsque la hauteur coupée augmente. Il est ainsi possible d'avoir un effort normal plus important que l'effort de coupe pour les faibles épaisseurs et un régime de coupe prépondérant pour les plus importantes.

3.1.3. Modèles par lignes de glissement

Plusieurs modèles sont susceptibles d'être applicables au micro-usinage avec la prise en compte du rayon d'acuité d'arête et le phénomène de labourage par la méthode des lignes de glissement. Cette méthode analytique s'applique facilement à des matériaux rigides parfaitement plastiques, mais grâce aux capacités de calcul actuelles, permet de prendre en compte des lois de comportement plus complexes comme la loi de Johnson-Cook. Elle permet à partir d'un réseau de lignes définies comme des lignes de cisaillement maximal (réseau de lignes de glissement), de connaître les contraintes et les vitesses de glissement du matériau en tout point. Les zones de cisaillement ne sont plus restreintes à un plan mais à une zone à la géométrie plus ou moins complexe. Le problème est considéré comme un problème en déformations planes.

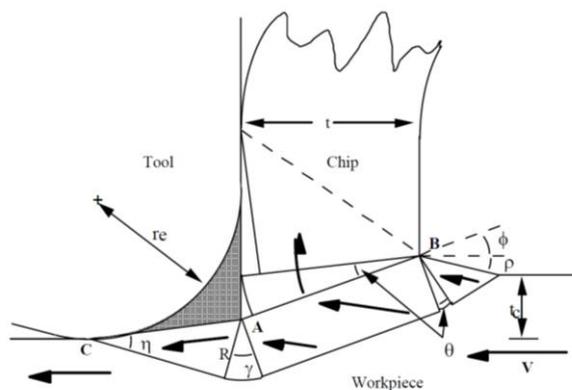
Waldorf et al. [WDKO98] proposent un réseau de ligne de glissement prenant en compte une arête rapportée formé en amont de l'arête de coupe rayonnée (Figure 3-6 (a)). Les résultats obtenus montrent une part significative du labourage par rapport au cisaillement notamment lorsque l'avance diminue. L'analyse de l'effet du rayon d'acuité r_β montre que celui-ci est largement influent sur l'effort de labourage : ce dernier est nul pour un outil parfaitement

saillant alors qu'il représente environ 40 % de l'effort de coupe lorsque r_β vaut la moitié de l'épaisseur coupée h_c .

Le modèle de Fang [Fang03a, Fang03b] est relativement complet avec notamment une géométrie de brise-copeau ainsi qu'une arête non saillante (Figure 3-6 (b)). Il a toutefois l'inconvénient de faire intervenir beaucoup de variable pour créer le réseau de lignes.

Ozturk et Altan [OzA112] proposent un autre modèle simple avec une arête de coupe rayonnée ainsi qu'une zone morte (Figure 3-6 (c)). Ce modèle n'est pas utilisé de manière prédictive : les paramètres du réseau de lignes de glissement sont identifiés à partir des efforts obtenus expérimentalement. La géométrie du réseau en fonction du rayon d'acuité de l'arête de coupe est cohérente avec des observations micrographiques. Le phénomène d'arête rapportée est accentué lorsque le rayon d'acuité augmente.

Jin et Altintas [JiA111] proposent un modèle appliqué au micro-usinage. Le réseau de lignes de glissement est issu des travaux de Fang [Fang03a, Fang03b] (Figure 3-6 (d)). Les résultats montrent une surestimation des efforts prédits par rapport aux efforts obtenus expérimentalement malgré une bonne corrélation des variations d'efforts. Les auteurs expliquent cette surestimation par une différence entre les propriétés réelles du matériau (laiton) et la loi de Johnson-Cook ainsi que les paramètres associés utilisés. La remise en cause de l'hypothèse d'un cisaillement constant le long des lignes de glissements de la zone de labourage est aussi évoquée. En conclusion, les auteurs indiquent qu'à l'instar de la méthode par éléments finis, la méthode des lignes de glissement demande l'identification d'un nombre important de paramètres (loi de comportement du matériau, loi de frottement, position du point de stagnation...) mais se trouve être bien plus rapide.



(a)

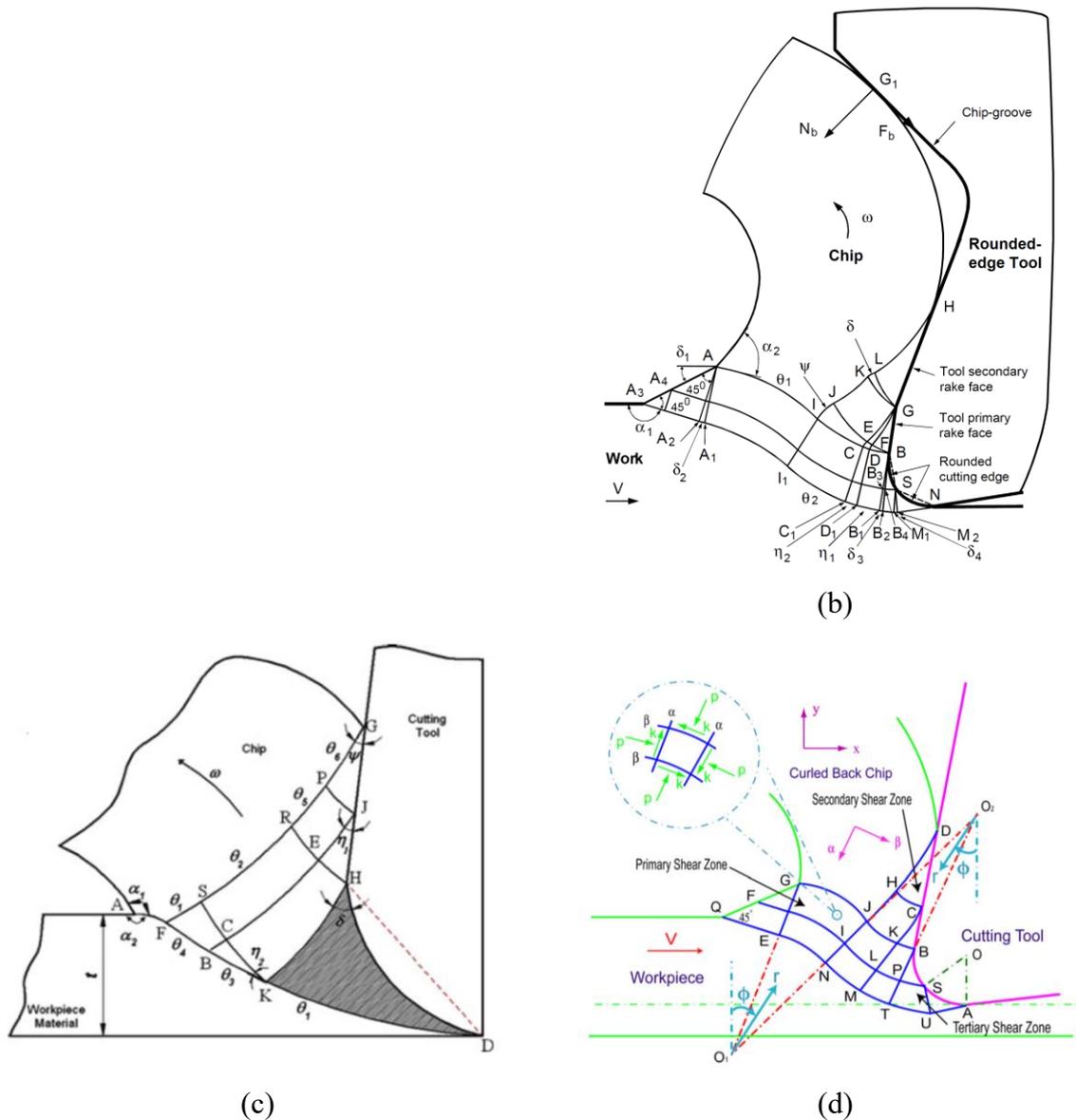


Figure 3-6 - Modèle de ligne de glissement et hodographe associé [Fang03a]

3.1.4. Modèles numériques

Afazov et al [AfRS10] utilisent l'approche par éléments finis afin de prédire les efforts de coupe en micro-fraisage pour une nuance d'acier AISI 4340. La simulation de la coupe orthogonale permet de prédire les efforts de coupe pour des épaisseurs de copeau comprises entre 0 et 20 μm et des vitesses de coupe entre 6,3 et 346,2 m/min. La valeur du rayon d'acuité d'arête (3,5 μm) est mesurée sur l'outil permettant de valider le modèle. Une loi de Johnson-Cook (équation (3.59)) dont les coefficients sont issus de la littérature permet de prendre en compte le comportement thermo-élasto-viscoplastique du matériau.

$$\sigma = (A + B\varepsilon^n) \cdot \left(1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right) \cdot \left(1 - \left(\frac{T - T_{ref}}{T_m - T_{ref}}\right)^m\right) \quad (3.59)$$

Il résulte des simulations que les efforts de coupe peuvent être décrits par une loi faisant intervenir des fonctions linéaires et exponentielles dont les variables sont l'épaisseur de coupe h_c et la vitesse de coupe V_c . La comparaison des résultats expérimentaux aux prédictions semble montrer une bonne concordance avec par exemple des efforts de coupe et de pénétration du même ordre de grandeur pour les hauteurs de coupe les plus faibles.

De la même manière, Jin et Altintas [JiAl12] simulent la coupe orthogonale d'un laiton (Brass 260) avec une loi de comportement de type Johnson-Cook pour en déduire une loi de coupe. Cette loi de coupe intègre des efforts spécifiques dépendants de l'épaisseur de coupe et du rayon d'acuité d'arête

$$F_c = K_c(h_c, r_\beta) \cdot h_c \cdot w = (\alpha_c \cdot h_c^{d_c} + \beta_c \cdot h_c^{p_c} \cdot r_\beta^{q_c}) \cdot h_c \cdot w \quad (3.60)$$

$$F_t = K_t(h_c, r_\beta) \cdot h_c \cdot w = (\alpha_t \cdot h_c^{d_t} + \beta_t \cdot h_c^{p_t} \cdot r_\beta^{q_t}) \cdot h_c \cdot w \quad (3.61)$$

Les résultats montrent une sous-estimation de l'effort normal par rapport aux résultats expérimentaux et serait visiblement dû à des contraintes lors du frottement dans la zone collante sous estimées étant donné la définition du frottement dans le code *Abaqus* utilisé.

La Figure 3-7 montre le champ de contraintes de von Mises des simulations obtenues pour les travaux précédents. Malgré un matériau usiné différent, on retrouve des champs similaires en termes de géométrie, avec des contraintes maximales au niveau des surfaces frottantes.

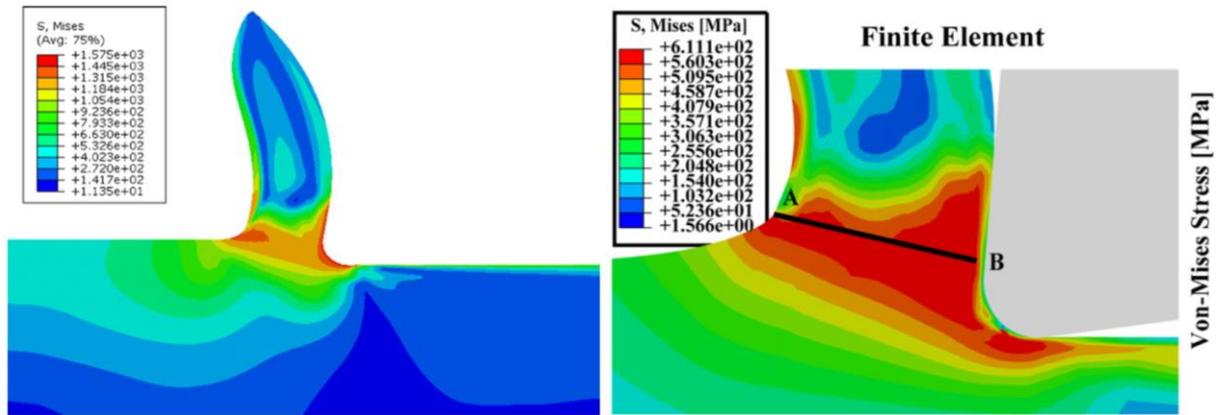


Figure 3-7 - Contraintes de von Mises lors de la simulation de la micro-coupe ([AfRS10] gauche, [JiAl12] droite)

D'autres travaux utilisent la simulation par dynamique moléculaire pour étudier le comportement du matériau coupé au niveau du rayon d'arête. Cette méthode s'applique plus particulièrement à la coupe au niveau nanométrique (les éléments discrétisés correspondent aux atomes des matériaux usinés) pour une application à l'usinage de matériau pur (cuivre, silicium) à l'aide d'outil diamant.

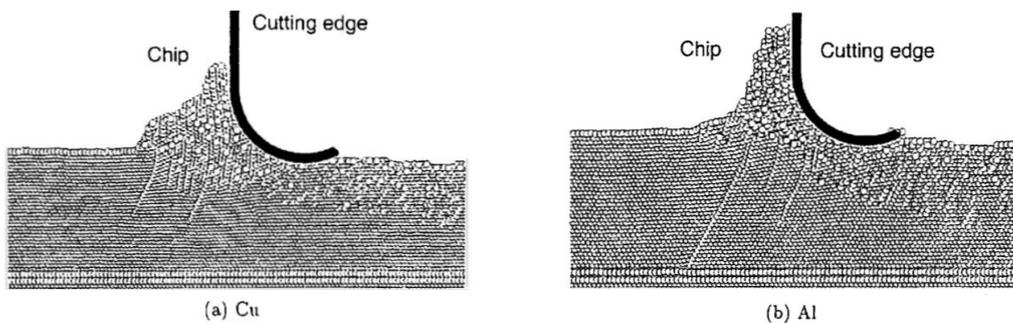


Figure 3-8 - Exemples de simulations en dynamique moléculaire [SITO93].

Ikawa et al. [IkST92] étudient l'épaisseur de copeau minimum au travers d'essais de dressage à l'outil diamant sur un cuivre, et de simulations utilisant la méthode de dynamique moléculaire. La conclusion principale de cette étude est que l'épaisseur de copeau minimum atteignable est plus petite que l'acuité d'arête.

Shimada et al. [SITO93] étudient la faisabilité de la simulation de la nano-coupe à l'aide de la dynamique moléculaire. Dans la continuité des travaux précédents, le travail porte essentiellement sur l'épaisseur de copeau minimum lors de l'usinage de cuivre et d'aluminium à l'aide d'un outil diamant de rayon d'acuité d'arête compris entre 2,5 et 10 nm. Les simulations font apparaître deux types de dislocations avec deux vecteurs de Bürger différents dus à l'effet

d'indentation du passage de l'outil. La propagation des dislocations semble se présenter sous forme de « zig-zag » avec l'apparition successive de l'un ou l'autre type de dislocation. Cette propagation serait à la base de la zone de cisaillement primaire. Concernant la hauteur de copeau minimum, les deux matériaux se comportent différemment : le cuivre présente une hauteur minimum de 0,2 nm pour un rayon d'acuité d'arête de 5 nm et de 0,6 nm pour un rayon de 10 nm, ces valeurs sont deux fois plus grandes pour l'aluminium. Les auteurs suggèrent que la hauteur de copeau minimum est inversement proportionnelle à la limite élastique du matériau.

Maekawa et Itoh [Mal95] utilisent cette méthode pour simuler l'interaction entre atomes lors de la coupe d'un monocristal de cuivre par un outil diamant. Les lois de comportement sont données par les courbes de potentiel interatomique pour chaque couple (Cu-Cu, Cu-C et C-C). L'épaisseur de copeau non coupé est de 1 nm, pour un rayon d'arête de coupe de l'outil de 3 nm. La vitesse de coupe est fixée à 1200 m/min. La simulation met en avant le frottement entre l'outil et le matériau usiné mais également l'usure de l'outil en diminuant l'énergie de cohésion interatomique. Visiblement, l'influence du frottement et de l'usure est identique à celle observée à l'échelle macroscopique.

Komanduri et al. [KoCR98] ont fait varier le rayon d'acuité entre 1,81 et 21,72 nm et la hauteur coupée entre 0,362 et 2,172 nm pour obtenir trois rapports h/r_β de 0,1, 0,2 et 0,3. Il est démontré que les efforts ainsi que l'effort spécifique de coupe semblent indépendant de ce rapport, contrairement à la hauteur coupée seule.

Ces travaux mettent en avant le fait que, bien que la coupe des métaux soit sujette aux déformations des grains du matériau usiné, un rôle important est aussi joué par les mécanismes de déformation au niveau atomique.

En résumé, l'approche par lignes de glissement est très bien adaptée à la modélisation de la coupe pour des outils ayant une acuité limitée. Elle reste néanmoins basée sur des hypothèses qui sont à vérifier (typiquement la forme des zones de déformation). Les lois de coupe sont relativement simples à mettre en place. Elles permettent de définir globalement un comportement local, plus particulièrement le labourage dans ce cas. Cette approche est privilégiée dans un premier temps. Enfin l'intérêt de la modélisation numérique de la micro-coupe est qu'elle est simple d'utilisation mais demande l'identification d'un nombre important de paramètres physiques (loi de comportement, loi de frottement) et la maîtrise des paramètres numériques. Elle permettra en complément de la loi de coupe, d'étudier le comportement local lors de la formation du copeau.

3.2. Proposition d'une loi de micro-coupe

3.2.1. Définition du modèle

Les essais de micro-coupe élémentaire présentés dans le Chapitre 2 font ressortir le comportement non linéaire des efforts de coupe pour les plus faibles épaisseurs de coupe et une forte dépendance au rayon d'acuité d'arête et à la géométrie globale de l'outil mais aussi au comportement du matériau. Une approche analytique est difficile à mettre en place sans plus d'investigations pour connaître la contribution de chaque paramètre sur les efforts de coupe. L'approche phénoménologique a été retenue, permettant ainsi de modéliser les efforts de coupe au travers d'une loi faisant apparaître les paramètres influents sans expliquer toutefois les mécanismes à l'origine de la formation du copeau. Cette approche permet cependant d'être enrichie au fil des investigations pour tendre vers un modèle analytique prédictif.

Le modèle phénoménologique d'effort de coupe développé dans ce chapitre et présenté dans l'équation (3.62). Chaque composante d'effort F_i ($i=c, f$ ou p) est composée de deux termes fonctions de l'épaisseur de coupe h_c , de la largeur de coupe w et du rayon d'acuité d'arête r_β .

$$F_i = K_{i1} \cdot h_c \cdot w \left(e^{-\frac{\alpha_{i1} h_c}{r_\beta}} \right) + (K_{i2} \cdot h_c + K_{i3}) \cdot w \cdot \left(1 - e^{-\frac{\alpha_{i2} h_c}{r_\beta}} \right) \quad (3.62)$$

Le premier terme est une fonction linéaire directement proportionnelle à l'épaisseur de coupe au travers du facteur K_{i1} . Cette fonction est pondérée par une fonction exponentielle égale à l'unité pour une épaisseur de coupe nulle et qui tend vers zéro lorsque la hauteur de coupe augmente. Pour les plus faibles valeurs de h_c , les efforts de coupe F_i sont ainsi principalement représentés par ce premier terme, celui-ci permet en l'occurrence de modéliser l'effet de labourage. A noter alors que pour les plus faibles épaisseurs de coupe h_c avec un effort d'avance F_f plus important que l'effort de coupe F_c lorsque K_{f1} est supérieur à K_{c1} . L'effet de labourage est alors directement proportionnel à l'aire sectionnée (équation (3.64)).

$$\lim_{h_c \rightarrow 0} e^{-\alpha_i \frac{h_c}{r_\beta}} = 1 \quad (3.63)$$

$$\lim_{h_c \rightarrow 0} F_i = K_{i1} \cdot h_c \cdot w \quad (3.64)$$

Le deuxième terme est une fonction affine de la hauteur de coupe pondérée également par une fonction exponentielle valant zéro pour une épaisseur nulle et tendant vers l'unité lorsque h_c augmente. Lorsque la hauteur de coupe augmente, on obtient ainsi des efforts de coupe représentés par le modèle commun donné dans l'équation (3.66).

$$\lim_{h_c \rightarrow \infty} e^{-\alpha_i \frac{h_c}{r_\beta}} = 0 \quad (3.65)$$

$$\lim_{h_c \rightarrow \infty} F_i = (K_{i2} \cdot h_c + K_{i3}) \cdot w \quad (3.66)$$

La décomposition de ces deux termes est présentée sur la Figure 3-9. On peut observer l'apparition d'une zone de transition faisant apparaître un saut d'effort cohérent avec les observations expérimentales.

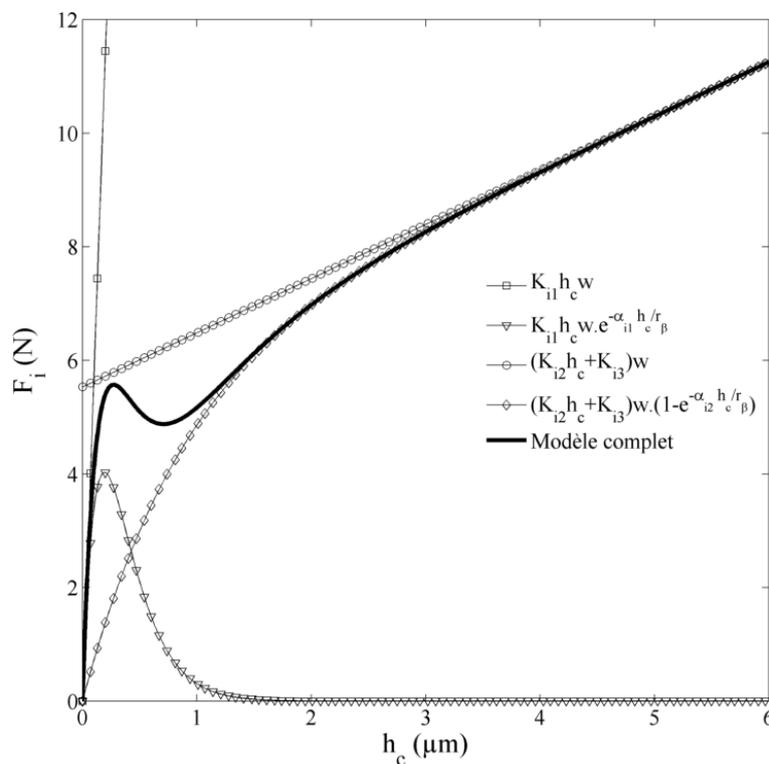


Figure 3-9 : Composition des différents termes du modèle d'effort

Cette zone de transition entre le régime de labourage et le régime de cisaillement se fait ainsi progressivement en fonction des coefficients α_{ij} contrairement à certains modèles présentés précédemment. Ces coefficients sont sans unités, la hauteur de coupe étant adimensionnée par une longueur caractéristique dans l'exposant qui est ici le rayon d'arête r_β . Cette longueur

caractéristique est égale au rayon d'acuité d'arête. Ainsi lorsque le rayon d'acuité augmente, la convergence des fonctions exponentielles est retardée, la zone de transition apparaît alors pour des hauteurs de coupe plus grandes.

3.2.2. Identification des paramètres

Le modèle phénoménologique proposé a été appliqué aux résultats expérimentaux présentés dans le chapitre II pour les trois angles de coupe γ en coupe orthogonale et en coupe oblique.

MIC2M (Modélisation et Identification du Comportement Mécanique non linéaire des Matériaux) est un logiciel développé sous MATLAB. Issu des travaux de thèse de Fabrice Richard [Rich99], il permet de simuler des modèles, de les identifier au travers de différents algorithmes et d'étudier la sensibilité des résultats aux paramètres étudiés. Un module consacré à la micro-coupe a été implanté dans le logiciel dans le but d'identifier les paramètres du modèle phénoménologique.

L'algorithme choisi pour l'identification du modèle est celui de Levenberg-Marquardt. Il permet dans ce cas de minimiser la fonction coût correspondant à l'erreur entre le modèle et les points expérimentaux, et qui est une fonction non linéaire de plusieurs variables. L'avantage de la méthode est que la minimisation est relativement rapide comparée à un algorithme génétique. L'inconvénient majeur est que l'algorithme peut donner une solution correspondant à un minimum local et non au minimum global. Il est nécessaire de donner des bornes ainsi qu'une valeur initiale aux paramètres variables du modèle.

Les paramètres identifiés pour les efforts F_c , F_f et F_p sont donnés dans le Tableau 3-1 en fonction des paramètres de coupe correspondant (angle d'obliquité λ_s et angle de coupe γ). Afin de pouvoir comparer les trois composantes, les valeurs absolues des efforts ont été utilisées pour l'identification des paramètres.

On peut remarquer que, dans tous les cas, le facteur K_{f1} est plus grand que le facteur K_{c1} du premier terme du modèle, indicateur d'un labourage prédominant pour les faibles hauteurs de coupe. Dans ce cas, les efforts dus au frottement au niveau de l'arête de coupe et de la face de dépouille sont plus importants que les efforts dus au cisaillement primaire. L'effort F_f est alors plus important que l'effort F_c . Même si le second terme du modèle n'intervient que très peu dans les efforts lorsque l'épaisseur de coupe est faible, on peut remarquer que le paramètre K_{f3} est plus grand que le paramètre K_{c3} . Ces paramètres correspondent à l'effort associé à une

épaisseur nulle, cela signifie que le deuxième terme à lui seul permet aussi d'avoir des efforts F_f plus importants que la composante F_c pour les épaisseurs de coupe faibles.

Tableau 3-1 - Paramètres du modèle phénoménologique pour les différentes configurations de micro-coupe

a)		K_{c1} (N/ μm^2)	α_{c1}	K_{c2} (N/ μm^2)	K_{c3} (N/ μm)	α_{c2}
$\lambda_s = 0^\circ$	$\gamma = 8^\circ$	1,817e-1	6,785	3,055e-3	1,738e-2	1,804
	$\gamma = 0^\circ$	1,839e-1	4,879	4,508e-3	2,028e-2	1,137
	$\gamma = -8^\circ$	9,343e-1	2,014e1	4,725e-3	2,211e-2	3,029
$\lambda_s = 30^\circ$	$\gamma = 8^\circ$	1,767e-1	7,452	3,410e-3	1,684e-2	2,299
	$\gamma = 0^\circ$	7,549e-1	1,499e1	4,415e-3	2,294e-2	3,0646
	$\gamma = -8^\circ$	3,682e-1	1,415e1	4,897e-3	2,437e-2	3,725
b)		K_{f1} (N/ μm^2)	α_{f1}	K_{f2} (N/ μm^2)	K_{f3} (N/ μm)	α_{f2}
$\lambda_s = 0^\circ$	$\gamma = 8^\circ$	3,964e-1	6,929	1,369e-3	2,045e-2	1,747
	$\gamma = 0^\circ$	4,391e-1	6,434	2,833e-3	1,655e-2	2,328
	$\gamma = -8^\circ$	2,080	2,035e1	4,468e-3	2,266e-2	5,451
$\lambda_s = 30^\circ$	$\gamma = 8^\circ$	3,931e-1	7,405	1,786e-3	1,860e-2	3,490
	$\gamma = 0^\circ$	7,678e-1	1,089e1	2,370e-3	2,444e-2	3,881
	$\gamma = -8^\circ$	2,127e-1	8,880	4,835e-3	2,471e-2	3,508e1
c)		K_{p1} (N/ μm^2)	α_{p1}	K_{p2} (N/ μm^2)	K_{p3} (N/ μm)	α_{p2}
$\lambda_s = 0^\circ$	$\gamma = 8^\circ$					
	$\gamma = 0^\circ$					
	$\gamma = -8^\circ$					
$\lambda_s = 30^\circ$	$\gamma = 8^\circ$	-1,155e-2	8,154	9,237e-4	3,596e-4	8,156
	$\gamma = 0^\circ$	-2,066e-3	8,726e-1	6,985e-4	2,444e-3	8,676e-1
	$\gamma = -8^\circ$	-2,730e-2	1,567e1	1,268e-3	9,146e-4	2,127e-1

Lorsque la hauteur de coupe augmente, les efforts de coupe sont alors principalement issus du second terme du modèle. Le paramètre K_{c2} de ce terme est plus grand que le paramètre K_{f2} , ce qui indique un régime de coupe principalement régi par la zone de cisaillement primaire. On

peut remarquer que ce rapport dépend fortement de l'angle de coupe et que plus cet angle diminue, plus l'effort F_f est proche de la composante F_c . Lorsque l'angle de coupe diminue, les efforts de coupe s'orientent alors dans la direction normale à la surface usinée dont la composante est F_f .

Concernant les coefficients α_i , il est à noter que dans le cas de l'angle de coupe négatif, les valeurs sont bien plus élevées que pour les deux autres angles de coupe. Dans ce cas, les fonctions exponentielles pondératrices convergent pour des hauteurs de coupe plus faibles que dans les autres cas. Le régime transitoire entre labourage et cisaillement apparaît donc pour des hauteurs plus faibles. Les efforts de coupe sont alors rapidement dépendants du second terme du modèle. Cela concorde avec le fait que la limite d'influence du rayon d'acuité est plus petite pour un angle de coupe négatif.

Une comparaison des facteurs K_c et K_f permet d'avoir une indication du frottement entre le matériau et l'outil. Hormis le cas de coupe oblique pour l'angle de coupe négatif, le rapport K_{c1}/K_{f1} est compris entre 0,42 et 0,46. Ce rapport peut être considéré comme le coefficient de frottement à l'interface entre l'outil et la matière quand aucun copeau ne se forme (lorsque h_c devient très faible).

Le rapport K_{c2}/K_{f2} dépend pour sa part de l'angle de coupe. Il varie entre 1 (angle de coupe négatif) et 2,2 (angle de coupe positif) dans le cas de la coupe orthogonale. Ce rapport peut être lié au frottement entre le copeau et la face de coupe pour des épaisseurs de coupe h_c importantes. Le coefficient de frottement au niveau de la face de coupe peut en effet s'exprimer à partir des efforts dans le cas de la coupe orthogonale à partir du modèle de Merchant [Merc45]. Les efforts de coupe sont liés à la géométrie d'outil.

$$F_c = \frac{\tau w h_c}{\sin \phi} \frac{\cos(\lambda - \gamma)}{\cos(\phi + \lambda - \gamma)} \quad (3.67)$$

$$F_f = \frac{\tau w h_c}{\sin \phi} \frac{\sin(\lambda - \gamma)}{\cos(\phi + \lambda - \gamma)} \quad (3.68)$$

Ainsi le coefficient de frottement μ peut être directement lié à l'angle de coupe et aux efforts F_c et F_f .

$$\mu = \tan \lambda = \tan \left(\gamma + \arctan \frac{F_f}{F_c} \right) \quad (3.69)$$

Lorsque l'épaisseur de coupe augmente, le rapport des efforts tend vers le rapport des coefficients directeurs du second terme dans le cas de la coupe orthogonale. L'équation (3.69) tend alors vers l'équation (3.70).

$$\mu = \tan \left(\gamma + \arctan \frac{K_{f2}}{K_{c2}} \right) \quad (3.70)$$

Ainsi, à partir des résultats de l'identification pour les configurations de coupe orthogonale, le coefficient de frottement est de 0,63 pour $\gamma = 8^\circ$ et $\gamma = 0^\circ$ et 0,71 pour $\gamma = -8^\circ$. Le fait que ce coefficient de frottement est plus important que le rapport K_{c1}/K_{f1} montre que le glissement à l'interface entre le copeau et la face de coupe est plus difficile que le glissement au niveau de l'arête de coupe. On peut remarquer aussi que le rapport K_{c3}/K_{f3} est moins influencé par l'angle de coupe, celui-ci oscille autour de 0,9. Les paramètres sont en effet les ordonnées à l'origine de la fonction affine. Lorsque l'épaisseur de coupe est nulle, aucune influence de l'angle de coupe n'est alors attendue.

Les efforts F_p étant plus faibles, il est plus difficile de tirer des conclusions concernant cette composante. On peut cependant remarquer que les efforts de coupe dans une configuration de coupe oblique sont plus importants que dans le cas de la coupe orthogonale. Cela peut s'expliquer par une plus grande surface de contact entre l'outil et le matériau, augmentant ainsi la contribution du frottement dans les efforts.

La Figure 3-10 rassemble les résultats expérimentaux et les résultats d'identification. Pour chaque configuration de coupe (angle d'obliquité et angle de coupe), est représenté la relation entre efforts de coupe (F_c , F_f et F_p) et la hauteur de coupe non déformée h_c . Les courbes présentées en ligne continue correspondent aux efforts modélisés et celles-ci sont englobées par deux courbes donnant le voisinage à plus ou moins 5 %. Les points expérimentaux sont représentés par les marqueurs. Sur ces figures, on remarque que l'identification des paramètres amène à obtenir une bonne corrélation entre le modèle et les mesures expérimentales.

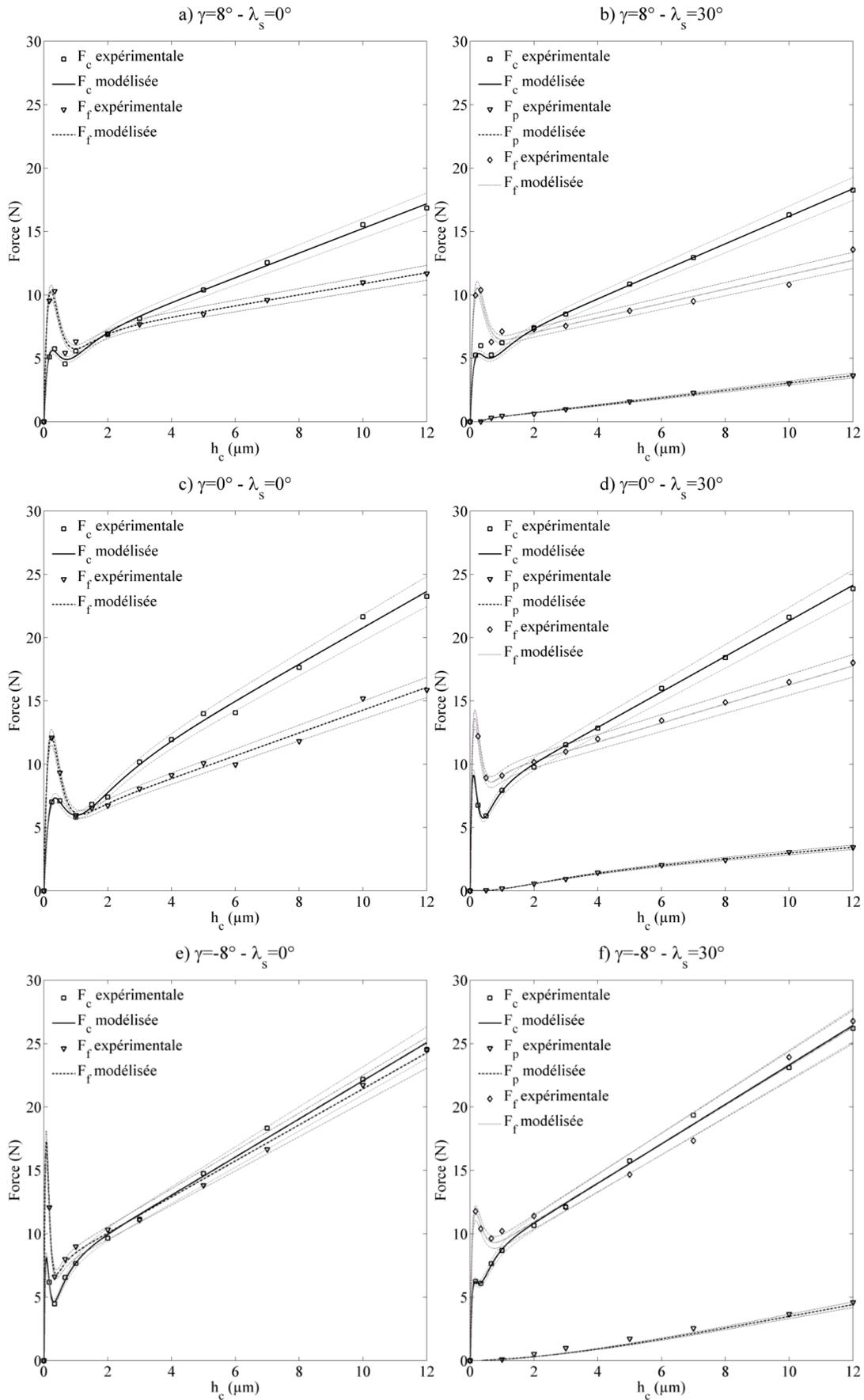


Figure 3-10 : Comparaison du modèle aux résultats expérimentaux

La comparaison des efforts spécifiques de coupe permet d'identifier également les différentes zones de coupe. Les efforts spécifiques de coupe sont définis par le rapport entre les efforts de coupe et l'aire sectionnée.

$$K_i = \frac{F_i}{h_c w} \quad (3.71)$$

Trois domaines distincts sont présents sur les Figure 3-11 a), b) et c) :

- Une première partie, pour des épaisseurs de coupe inférieures à 1 μm environ, où les efforts spécifiques augmentent fortement lorsque la hauteur de coupe diminue.
- Un deuxième domaine transitoire où les efforts spécifiques sont du même ordre de grandeur et se croisent, entre 1 μm et 3 μm de hauteur.
- Enfin au-delà de 3 μm , un dernier domaine où les efforts spécifiques sont plus constants. Ils tendent d'ailleurs vers les valeurs des paramètres K_{i2} et les efforts de coupe suivent une fonction affine.

Les résultats issus des travaux de thèse précédents sur le micro-fraisage [Gilb12], montrent une similitude avec ces observations (Figure 3-11 d)). Il est toutefois difficile de comparer quantitativement ces résultats obtenus en micro-fraisage et ceux obtenus en micro-coupe élémentaire, les hypothèses étant différentes et le rayon d'acuité des outils utilisés également (rapport de 2 environ). Le modèle utilisé pour ces travaux était donné par l'équation (3.72).

$$K_i = K_{i1} e^{\frac{\alpha_{i1} f_z}{f_0}} + K_{i2} e^{\frac{\alpha_{i2} f_z}{f_0}} \quad (3.72)$$

Des constatations identiques ont été faites :

- Un premier domaine avec des efforts spécifiques importants notamment pour le terme de labourage.
- Un domaine de transition avec des efforts comparables et une inversion de la prépondérance des efforts.
- Un dernier domaine avec une stabilisation des efforts spécifiques.

Le seul inconvénient de ce modèle est qu'il tend vers zéro lorsque la hauteur de coupe augmente. Cela implique que les efforts de coupe tendent vers une valeur constante et non vers un modèle linéaire.

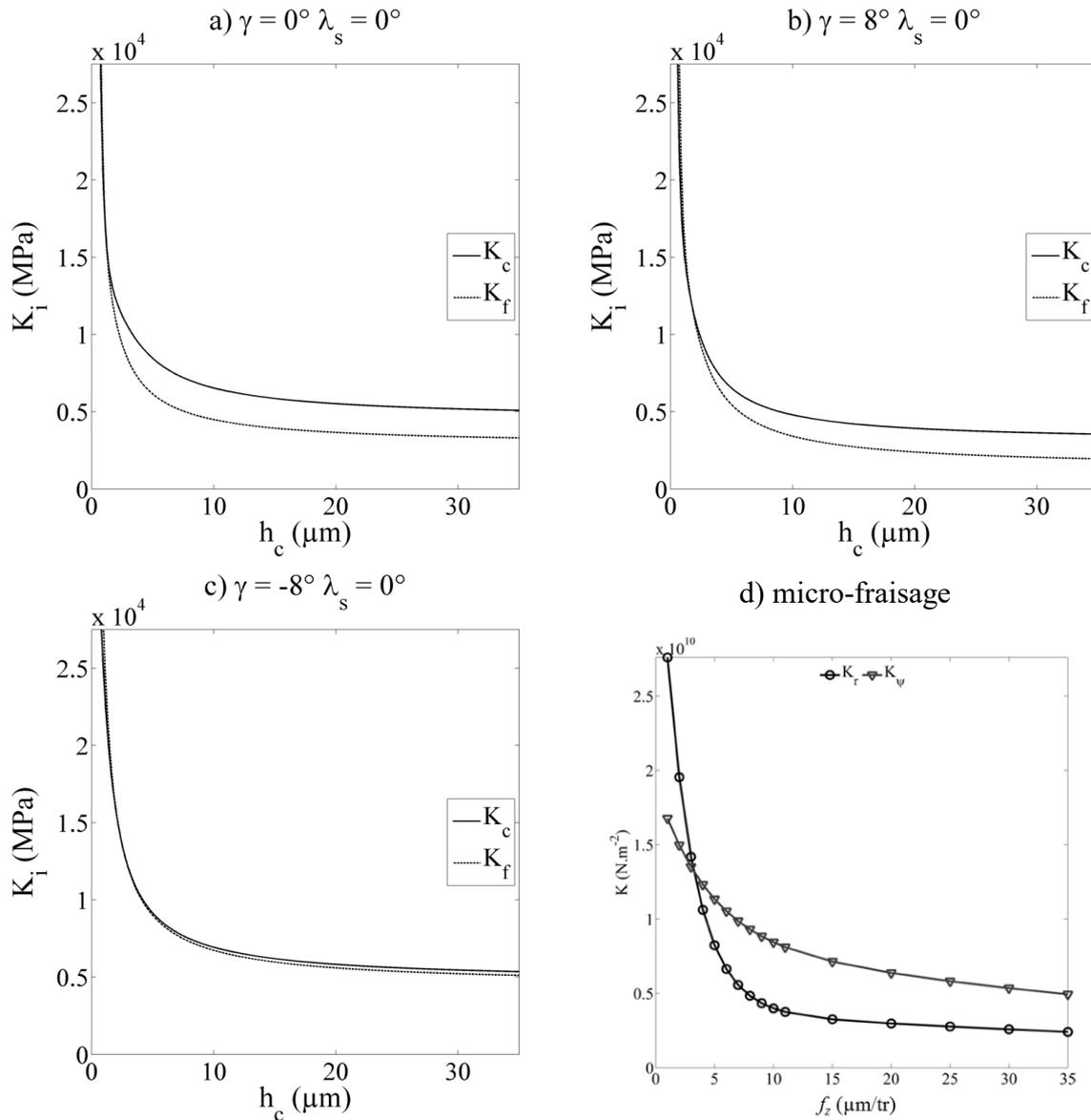


Figure 3-11 - Comparaison des efforts spécifiques de coupe

3.3. Modélisation numérique de la micro coupe

Pour compléter l'approche expérimentale, des simulations numériques de la micro-coupe ont été mises en place à l'aide du solveur LS-DYNA. Cette approche numérique permet d'identifier les mécanismes locaux de la formation du copeau en micro-coupe, en complément de l'analyse des efforts de coupe. LS-DYNA est bien adapté pour la résolution de problèmes non-linéaires en dynamique rapide, ce qui est le cas pour la coupe élémentaire. La mise en données du

problème est effectuée à l'aide du logiciel LS-PrePost. Cette mise en données se trouvant dans un fichier de type texte, celle-ci s'est faite par la suite à l'aide du logiciel MATLAB afin de paramétrer complètement le problème.

3.3.1. Méthode SPH

La méthode SPH (smoothed particle hydrodynamics) est une méthode particulière développée dans les années 1970 [Lucy77], mise au point pour s'absoudre des problèmes de distorsion en éléments finis. Elle est très utilisée pour simuler des écoulements fluides. Il n'y a en effet plus de maillage, les propriétés du matériau et les variables d'état sont approximées en certains points nommés particules. Chaque particule potentiellement mobile représente ainsi son environnement et subi l'influence de ses voisines définies par une fonction de lissage (Figure 3-12). L'avantage de cette méthode Lagrangienne est qu'il n'y a donc pas d'obligation de remailler la zone de déformation et ainsi permettre de réduire considérablement les temps de calcul.

La valeur d'une fonction f en un point x de l'espace est approximée par l'ensemble des valeurs des points du voisinage pondérées par une fonction W .

$$f(x) = \int_{\Omega} f(\delta x) W(x - \delta x, h) d\delta x \quad (3.73)$$

$$W(x, h) = \frac{1}{h(x)^d} \theta(x) \quad (3.74)$$

W est une fonction dépendante de la longueur de lissage h . La fonction W est une fonction centrée sur x avec θ défini comme une surface de Bézier. L'équation (3.73) est discrétisée en sommant sur les points d'interpolations correspondant aux particules. Cette discrétisation du domaine correspondant au voisinage fait alors apparaître une pondération de la fonction f pour chaque particule j .

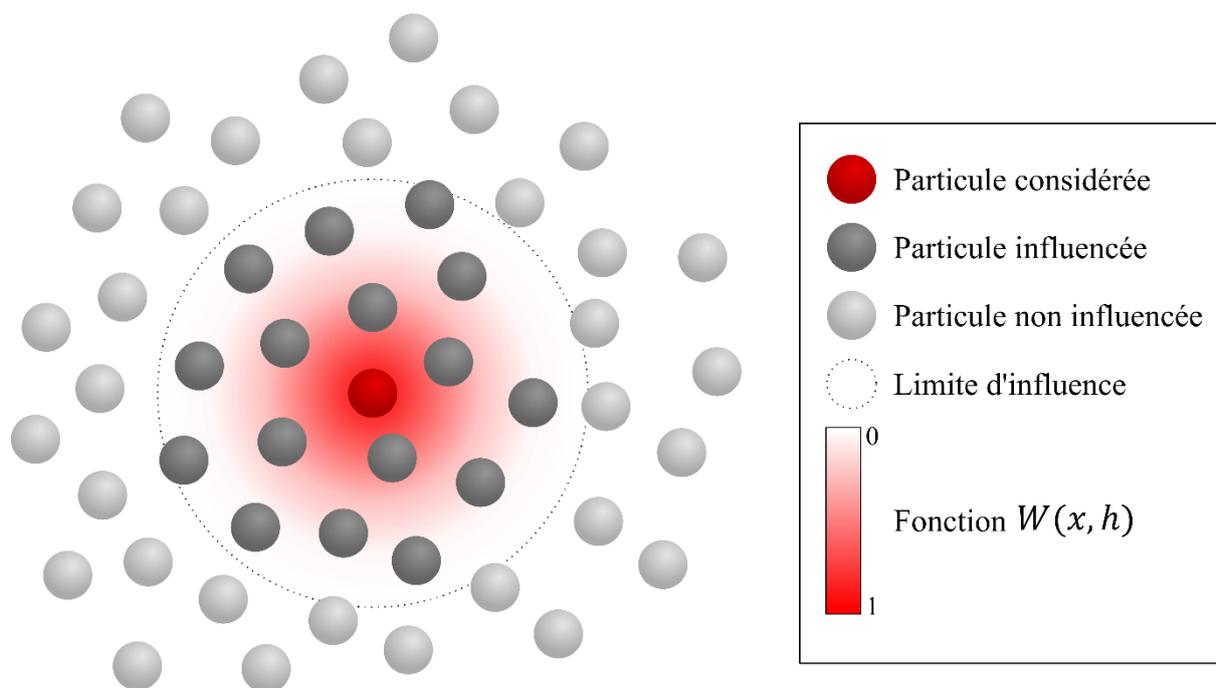
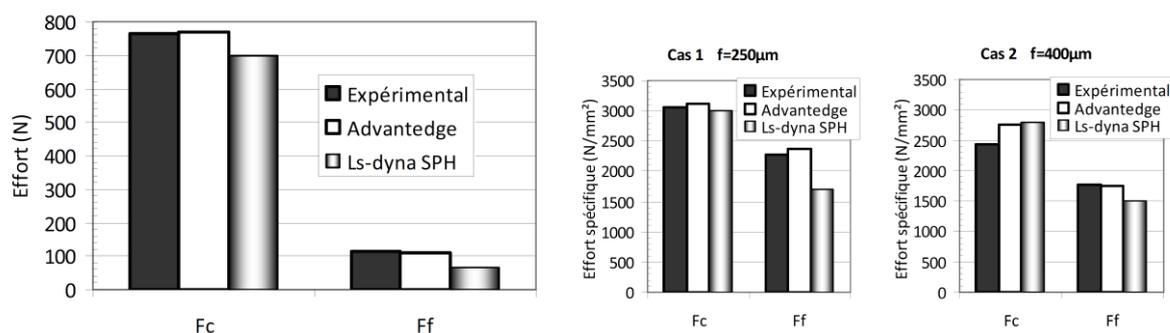


Figure 3-12 - Représentation de la fonction de lissage SPH

Cette méthode a déjà été utilisée pour simuler la coupe orthogonale dans les travaux de Limido [LESL07] pour différents matériaux (alliage d'aluminium 6061-T6 et AISI 4340) et montrent des résultats satisfaisants par comparaison au code commercial *Advantedge* (Figure 3-13).


 Figure 3-13 - Comparaison des méthodes SPH, du code *Advantedge* et de résultats expérimentaux en termes d'efforts : Cas de l'aluminium (gauche) et de l'AISI 4340 (droite) [Limi08]

D'autres travaux sur la coupe orthogonale de l'alliage d'aluminium 2024-T351 [MaPí13] montrent aussi une bonne correspondance entre efforts de coupe et morphologie de copeaux observés et simulés. Une étude propose aussi d'utiliser la simulation SPH pour étudier le perçage en 3D [GyUb14]

L'inconvénient majeur de la méthode SPH est la gestion des bords libres et des conditions aux limites. La zone d'influence des particules situées sur les bords prend en compte les particules existantes dans la matière, mais présente une partie sans particules correspondant au côté libre. Cette zone d'influence partiellement remplie définissant les variables d'état ne permet donc pas une évaluation optimale de ces valeurs qui sont au final sous-estimées. Cet inconvénient est d'ailleurs à l'origine de la formation de copeau non courbé. Ce problème peut être résolu à l'aide de la formulation SPH renormalisée. Cette solution a été envisagée mais n'a pas été retenue car les simulations obtenues avec cette solution ont présenté de fortes instabilités numériques (divergence, réduction drastique du pas de temps).

3.3.2. Mise en données

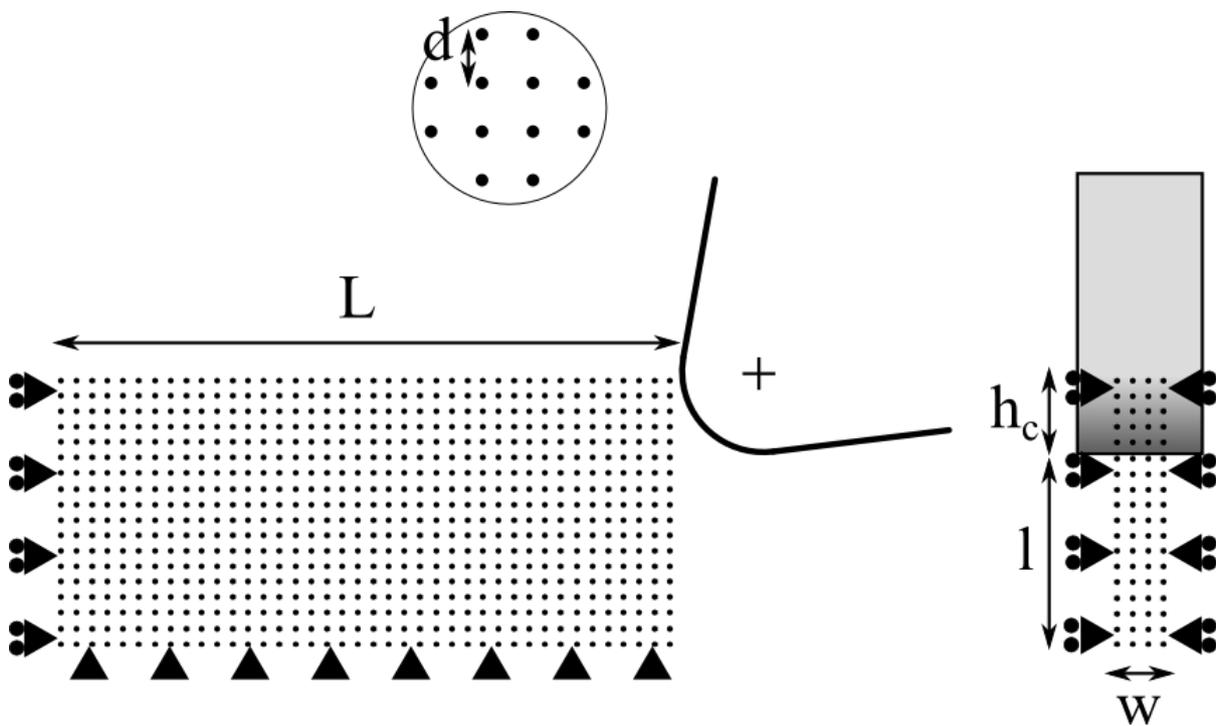


Figure 3-14 - Géométrie de simulation

L'outil est représenté par une pièce rigide limitée aux surfaces frottantes (face de coupe et de dépouille). L'outil est rayonné au niveau de l'arête de coupe. L'outil est contraint de se déplacer suivant la direction de coupe à une vitesse imposée (vitesse de coupe). Les caractéristiques géométriques sont données dans le Tableau 3-2 et représentées sur la Figure 3-14.

Tableau 3-2 - Caractéristiques de coupe des simulations numériques SPH menées

Paramètres	Valeurs
Angle de coupe γ	$8^\circ, 0^\circ, -8^\circ$
Angle de dépouille α	6°
Rayon d'acuité d'arête r_β	$2^*, 5, 8, 11^*, 14, 17, 20^* \mu\text{m}$
Vitesse de coupe V_c	600
Taille de maille de l'outil	$0,5 \mu\text{m}$
Longueur usinée L	$0,2 \text{ mm}$
Largeur usinée w	$5 \mu\text{m}$
Hauteur coupée h_c	$1^*, 2, 4^*, 6, 8^*, 10, 12^*, 14 \mu\text{m}$ (* uniquement pour les rayons d'acuité avec *)
Hauteur de l'outil/ encastrement l	$20 \mu\text{m}$
Espacement des particules SPH d	$1 \mu\text{m}$

Les trois variables étudiées sont la hauteur de coupe h_c , le rayon d'acuité d'arête r_β et l'angle de coupe γ . Au final, le ratio entre hauteur coupée et rayon d'acuité varie entre 0,05 et 7.

La pièce est soumise à des conditions aux limites en déplacement sur le bord libre inférieur (encastrement) et sur le bord gauche (déplacement en X nul). Les flancs sont également contraints en déplacement (déplacement en Z nul).

La résolution temporelle est faite par méthode explicite. Cette méthode est rapide mais soumise à une condition de stabilité temporelle. Le pas de temps est alors limité par la condition de Courant Friedrich Levy : le pas de temps Δt numérique doit être plus petit que le temps de traversée d'une onde acoustique (de vitesse c) dans l'élément (de longueur l_c) :

$$\Delta t < \frac{l_c}{c} \quad (3.75)$$

Concernant le calcul, l'utilisation de 4 processeurs (36 Go de mémoire vive) en parallèles permet d'avoir une durée de résolution d'environ 12h. Ces processeurs sont installés sur le cluster du laboratoire FEMTO-ST, possédant plusieurs nœuds de calcul. Plusieurs calculs peuvent ainsi être résolus simultanément.

3.3.3. Contact

Une méthode de pénalisation est utilisée pour prendre en compte le contact. Seul le contact entre l'outil et la pièce est considéré. Le contact entre le copeau formé et la pièce initiale en cas d'enroulement est intrinsèquement considéré par nature même de la méthode SPH. Un paramètre important du contact concerne évidemment le frottement entre l'outil et la matière usinée. Celui-ci est défini par un modèle de Coulomb régularisé proposé par l'équation (3.76).

$$\mu = \mu_D + (\mu_S - \mu_D)e^{-d_c|v_{rel}|} \quad (3.76)$$

μ_S est le coefficient de frottement statique, μ_D représente le coefficient de frottement dynamique et un coefficient d_c permettant de lier ces constantes à la vitesse de glissement v_{rel} entre l'outil et la matière usinée.

Dans un article rédigé par Astakhov [Asta05], l'auteur remet en question la théorie de Merchant (plan de cisaillement). Une discussion sur le coefficient de frottement à l'interface entre l'outil et le copeau montre que théoriquement ce coefficient ne peut pas dépasser une valeur de 0,577 pour avoir glissement entre l'outil et le copeau d'après le critère de von Mises. Les valeurs expérimentales sont pourtant supérieures à cette valeur, dans le cas présenté ici comme dans d'autres cas présentés par Astakhov, et le glissement du copeau est bien observé. L'auteur est aussi interpellé par le fait que des simulations numériques arrivent à concorder avec les résultats expérimentaux alors que dans tous les cas la valeur imposée au coefficient de frottement est inférieure à la valeur limite de 0,577.

Pour les simulations présentées dans ce chapitre, un coefficient statique μ_S de 0,8, proche des résultats extrapolés concernant les essais de micro-coupe, a été utilisé. Les valeurs de μ_d et d_c sont nulles pour que le coefficient de frottement reste constant quelle que soit la vitesse relative.

La gestion du contact est définie par pénalisation. Lorsqu'un élément esclave pénètre un élément maître, on définit une pénétration de celui-ci à partir d'une distance p (suivant la normale au contact). Cette pénétration permet alors de définir un effort de contact (équivalent à un ressort travaillant uniquement en traction) suivant la normale au contact et qui tend à éjecter l'élément pénétrant. La norme de cet effort est définie par :

$$f_c = k.p \quad (3.77)$$

Le facteur (ou raideur) k est lui-même obtenu à partir du module d'incompressibilité K , de l'aire de la surface pénétrée de l'élément maître A_e et de son volume V_e et d'un coefficient de pénalisation noté s_f .

$$k = s_f \cdot K \cdot \frac{A_e^2}{V_e} \quad (3.78)$$

Il a été constaté au travers de plusieurs simulations faisant varier le coefficient de pénalisation qu'il était largement influent sur la cohérence de la formation du copeau dans les simulations et dépend largement de la densité de particules et de la taille de maillage dans l'outil. Un coefficient trop faible tend à laisser pénétrer le copeau dans l'outil et un coefficient trop important génère des contraintes trop importantes et éclate littéralement le copeau. Ce paramètre a été fixé à 0,1 et la densité de particule est identique pour toutes les simulations tout comme la taille de maillage de l'outil (cf Tableau 3-2).

3.3.4. Matériau usiné

Aucune loi de comportement n'est connue pour l'acier 45NiCrMo16 et l'identification des paramètres de Johnson-Cook demande beaucoup d'essais mécaniques pour balayer le domaine de validité de la loi en température et en vitesse de déformation. Le matériau utilisé pour les simulations numériques est un acier AISI 4340, différent de l'acier utilisé dans les essais de micro-coupe élémentaire. Il est proche en composition (41NiCrMo7) et en dureté (47 HRC) du 45NiCrMo16 (54 HRC), il est alors supposé que le comportement de ces deux matériaux est voisin. Le matériau est un acier déjà utilisé dans des simulations numériques par Limido et Belhadi et al. [BMRB05, Limi08]. Les caractéristiques physiques du matériau sont données dans le Tableau 3-3.

Tableau 3-3 - Caractéristiques de l'acier AISI 4340

Densité	Module d'Young (GPa)	Coefficient de Poisson	Module de Coulomb (GPa)
7,85	210	0,3	80,77

Le comportement thermomécanique du matériau est représenté par la loi de Johnson-Cook donnée dans l'équation (3.59). Le couplage thermomécanique n'est pas pris en compte dans les simulations pour deux raisons. La première est que le couplage augmente significativement la durée des simulations (le couplage thermique-SPH n'est de plus possible qu'en résolution monoprocesseur), la seconde est l'impossibilité actuelle de connaître le comportement thermique lors de l'usinage du matériau due aux limites d'observations évoquées au chapitre précédent. On aurait ainsi un système plus long à résoudre avec des paramètres supplémentaires mal maîtrisés. L'étude purement mécanique a donc été privilégiée dans un premier temps.

Les paramètres de la loi de comportement de Johnson-Cook sont connus [BMRB05] et donnés dans le Tableau 3-4.

Tableau 3-4 - Paramètres Johnson-Cook de l'acier AISI 4340 [BMRB05]

A (MPa)	B (MPa)	n	C	m	T _m (°C)
792	510	0.26	0.014	1.03	1520

La loi de comportement est également liée à une loi d'endommagement relativement similaire. Cette loi permet d'exprimer la déformation plastique à rupture ε^f . L'endommagement apparaît lorsque le coefficient D exprimant le rapport entre l'accumulation de déformation plastique et la déformation à rupture vaut l'unité. Cette loi est utile dans les simulations par éléments finis pour supprimer les éléments endommagés. Elle fait donc apparaître la segmentation du copeau.

$$\varepsilon^f = [D_1 + D_2 e^{D_3 \sigma^*}] [1 + D_4 \ln \dot{\varepsilon}^*] [1 + D_5 T^*] \quad (3.79)$$

$$D = \sum \frac{\Delta \bar{\varepsilon}^p}{\varepsilon^f}, D \in [0; 1] \quad (3.80)$$

Dans le cas des simulations SPH, cette loi n'est pas indispensable. Les particules s'écartant lors de la formation du copeau, elles s'écartent mutuellement des zones d'influence lors de la séparation. L'endommagement est intrinsèque à la résolution SPH. Les déformations plastiques obtenues peuvent être ainsi supérieures à celles pouvant être obtenues avec la loi d'endommagement mais ne sont pas étudiées.

Le comportement du matériau nécessite également l'adjonction d'une équation d'état. Celle-ci est représentée par une équation polynomiale (équation (3.81)) visant à définir la pression P en fonction de la variation de volume μ du système (compressibilité du milieu) :

$$P = C_0 + C_1\mu + C_2\mu^2 + C_3\mu^3 + (C_4 + C_5\mu + C_6\mu^2)E \quad (3.81)$$

$$\mu = \frac{v_0 - v}{v} = \frac{\rho}{\rho_0} - 1 \quad (3.82)$$

Dans le cas présent seul C_1 est non nul et correspond au module d'incompressibilité K du matériau, celui-ci étant considéré comme isotrope. Ce module est lié au module d'Young E et au coefficient de Poisson ν par la relation classique donnée par l'équation (3.83).

$$K = \frac{E}{3(1 - 2\nu)} \quad (3.83)$$

3.3.5. Résultats

Plusieurs paramètres ont été analysés à partir des simulations numériques :

- Les efforts de coupe calculés lors de la simulation.
- Les efforts spécifiques de coupe obtenus à partir des efforts.
- L'angle d'écoulement du copeau, constant lors d'une simulation, il est obtenu par mesure sur une image de la simulation.
- L'épaisseur de copeau, obtenue également sur une image de la simulation.
- Le champ de contrainte équivalente au sens de von Mises ainsi que le champ de déformation.

Concernant les efforts de coupe, tout comme dans la partie expérimentale, ceux-ci ont une forme de créneau. De manière identique, les efforts de coupe sont obtenus en moyennant directement sur une partie du signal lors de la coupe (dans le cas des simulations, aucune dérive du signal n'est possible).

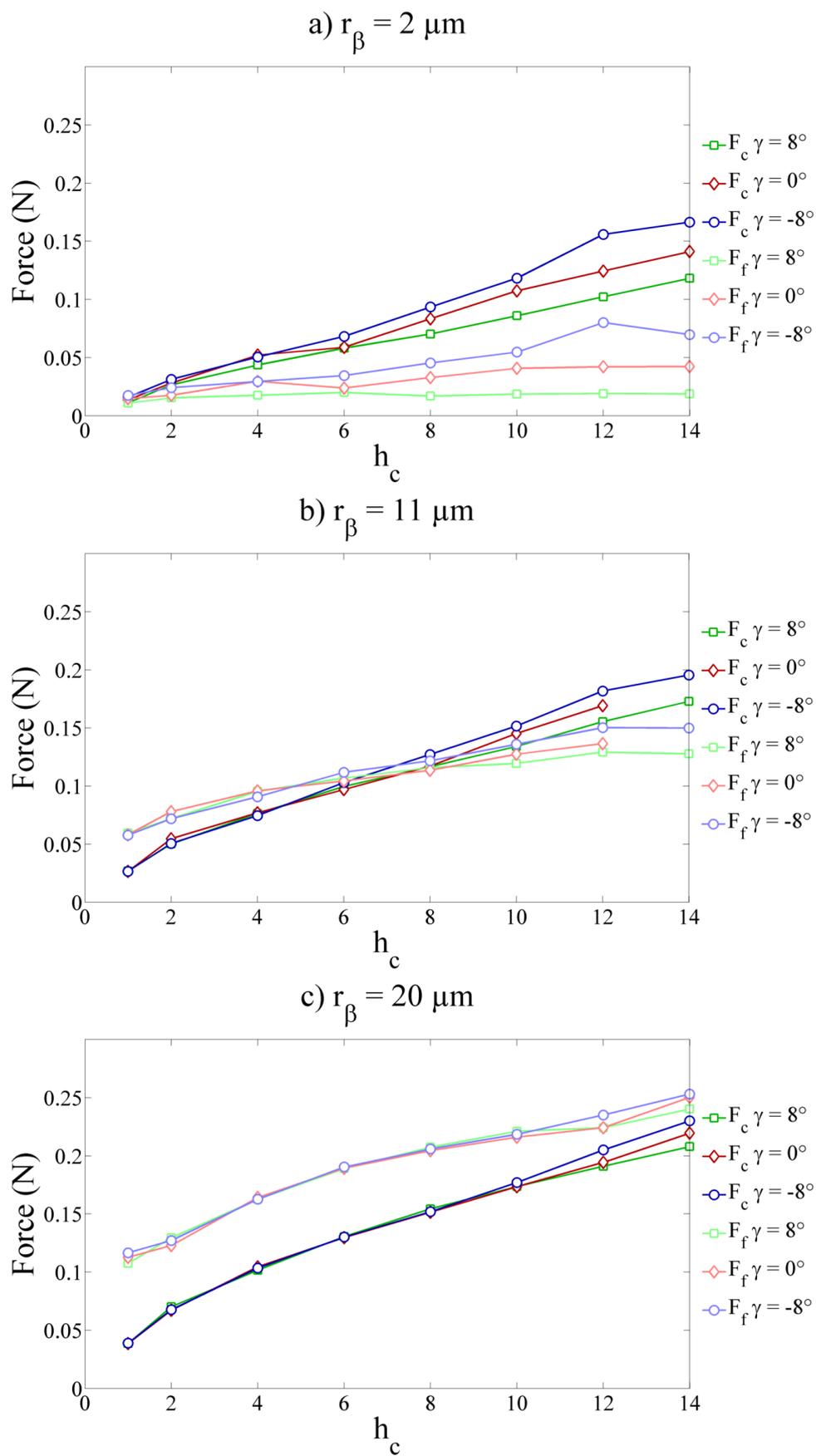


Figure 3-15 - Efforts de coupe en fonction de h_c pour un rayon d'acuité de 2, 11 et 20 μm

En traçant les efforts de coupe en fonction de la hauteur de coupe pour différents angles de coupe et différents rayons d'acuité (Figure 3-15), aucun saut d'effort n'est visible, contrairement à ce qui a pu être observé expérimentalement. Les simulations prennent en compte un matériau homogène sans précontraintes et confortent ainsi l'hypothèse que le saut provient des passes successives de l'outil sur la surface usinée et est fonction du comportement du matériau.

On peut remarquer aussi que les courbes d'efforts de coupe se superposent lorsque la hauteur de coupe h_c est inférieure à environ la moitié du rayon d'acuité d'arête. Cela signifie que ces efforts ne sont pas influencés par l'angle de coupe pour les plus faibles hauteurs. Au-delà, les efforts dépendent de l'angle de coupe, avec des efforts de coupe augmentant lorsque cet angle diminue. On remarque de même que la composante normale F_f devient plus importante que l'effort principal F_c pour des hauteurs de coupe plus faibles que le rayon d'acuité d'arête.

On peut observer une tendance commune indépendante du rayon d'acuité en traçant les résultats obtenus en fonction du rapport adimensionné entre hauteur de coupe et rayon d'acuité d'arête h_c/r_β . On peut ainsi voir sur la Figure 3-16 que le rapport entre F_f et F_c est supérieur à 1 pour un ratio entre hauteur de coupe et rayon d'acuité d'arête plus petit que 0,8. Dans ce cas, le rapport est indépendant de l'angle de coupe et exprime un régime de labourage prédominant. Au-delà de ce ratio de 0,8, le rapport des efforts tend vers une constante dépendante de l'angle de coupe.

De la même manière, la Figure 3-17 donne les efforts spécifiques de coupe K_c et F_f pour les trois angles de coupe en fonction du ratio h_c/r_β . En accord avec les résultats précédents, K_f est supérieur à K_c pour un rapport inférieur à 0,8 et ces deux paramètres augmentent lorsque le ratio diminue. Lorsque le ratio augmente, les efforts spécifiques de coupe tendent vers une valeur constante dépendante de l'angle de coupe. On remarque que les efforts spécifiques diminuent lorsque l'angle de coupe augmente, ce qui concorde aux résultats de modélisation présentés sur la Figure 3-11.

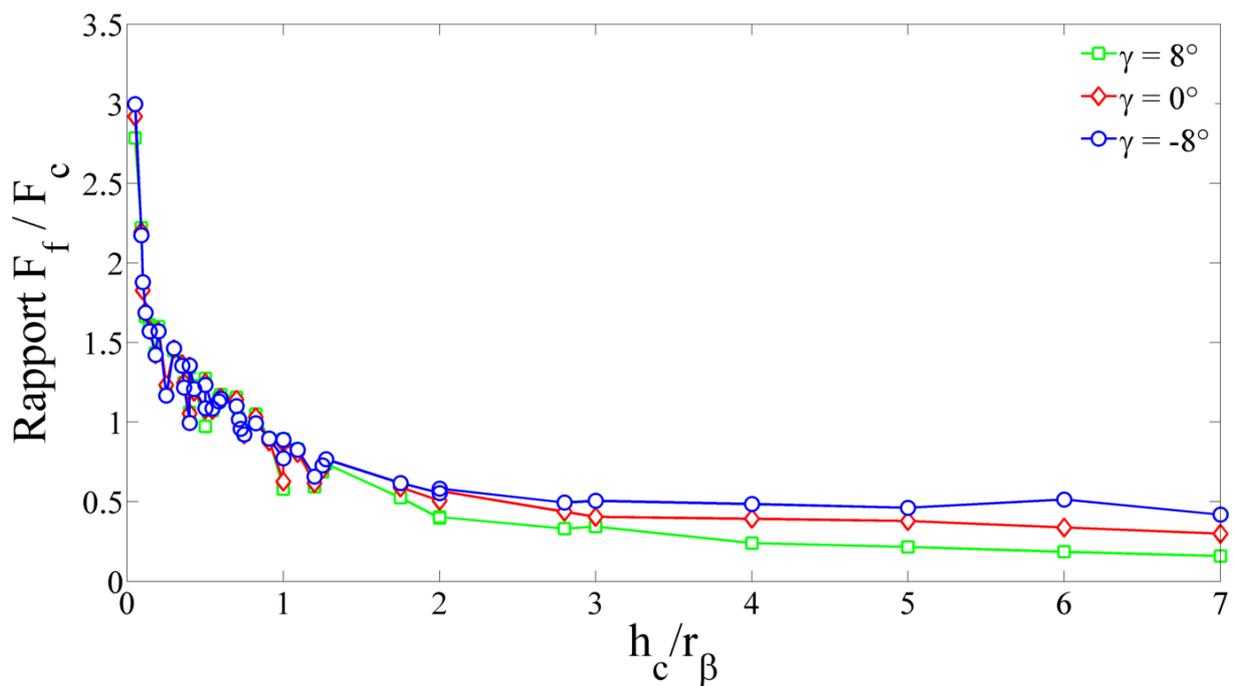


Figure 3-16 - Rapport entre F_f et F_c simulés en fonction du rapport h_c / r_β

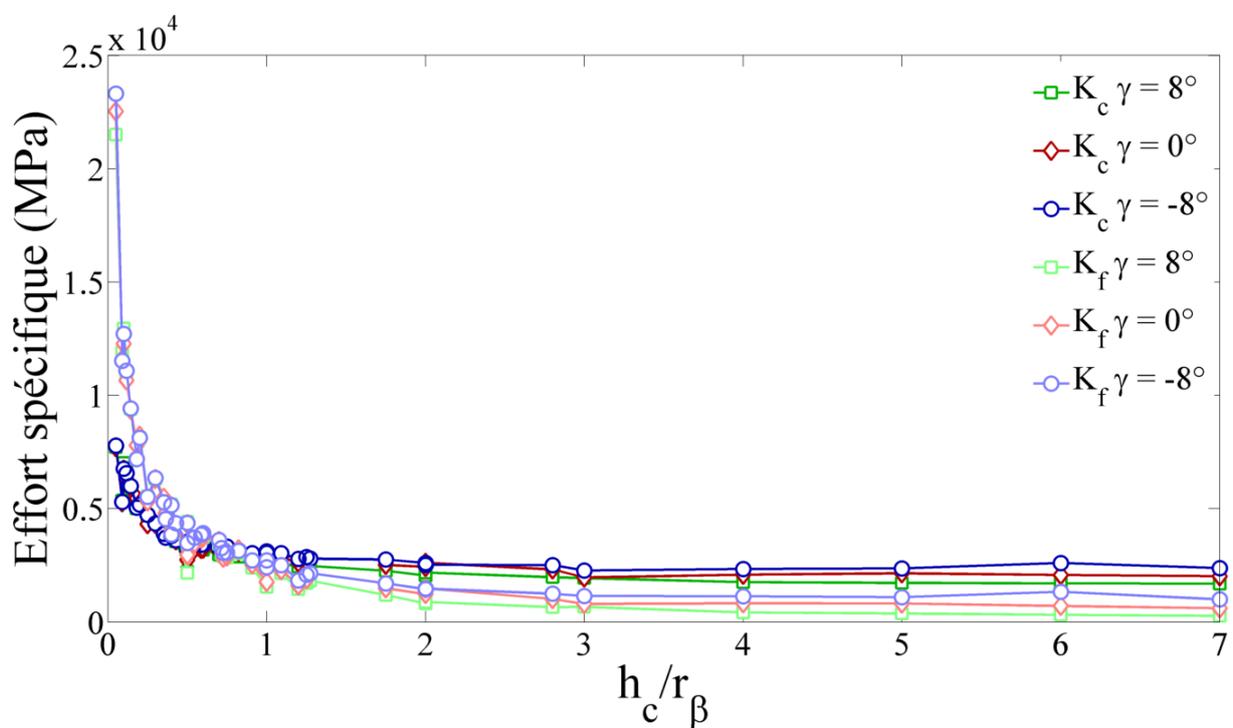
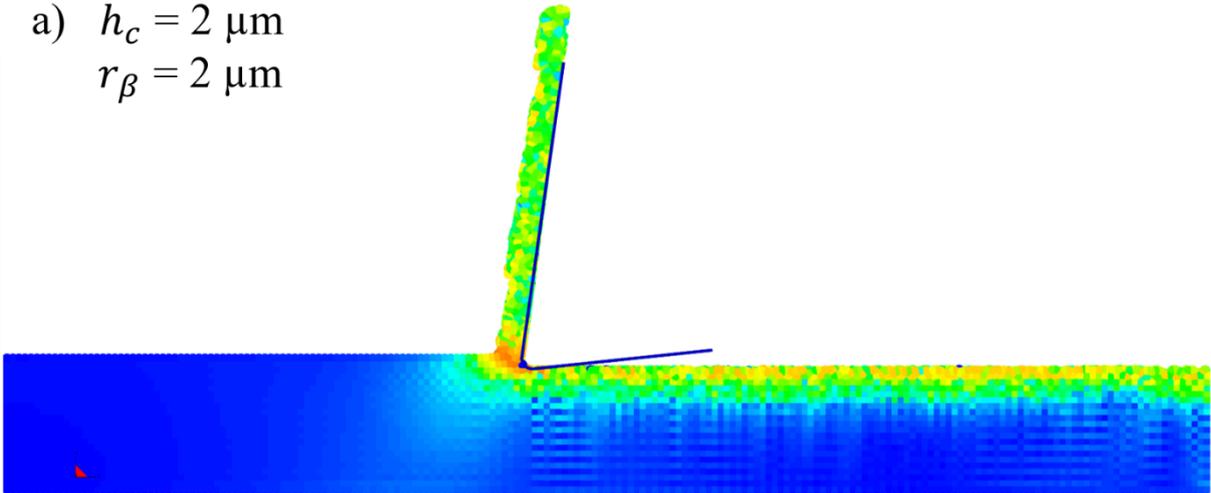


Figure 3-17 - Efforts spécifique de coupe issus de la simulation en fonction du rapport h_c / r_β

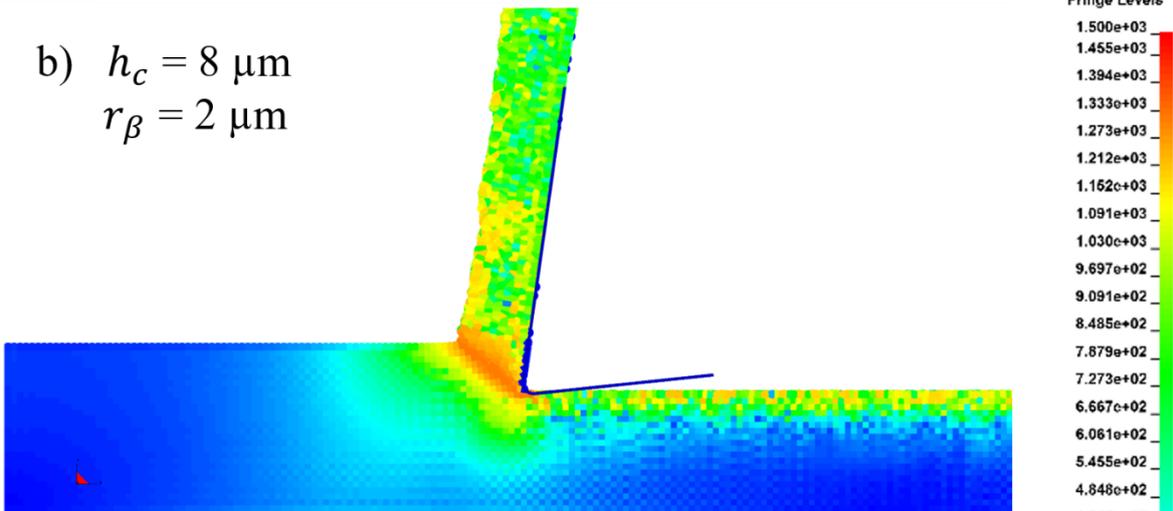
L'observation de la contrainte équivalente au sens de Von Mises montre aussi des résultats dépendant du rayon d'acuité d'arête. Le champ de contraintes de von Mises pour un rayon d'acuité de 2 μm , 11 μm et 20 μm respectivement et pour des hauteurs de coupe de 2, 8 et 14

μm et enfin pour un angle de coupe de 8° est représenté sur la Figure 3-18 à la Figure 3-20. Les contraintes sont relativement proches en terme de valeur maximale (1320 MPa environ) quels que soient la hauteur de coupe et le rayon d'acuité d'arête, le champ de contraintes est pour sa part complètement différent suivant les cas. La forme de la zone de formation du copeau dépend largement du rapport entre h_c et r_β . Plus ce ratio est grand (Figure 3-18 b) et c)), plus la zone de cisaillement se restreint à la zone de cisaillement primaire sous la forme d'une bande débutant de la pointe de l'outil jusqu'au point de formation de l'intrados du copeau. Dans ce cas l'arête de coupe est tranchante relativement à la hauteur coupée et se rapproche de la modélisation de Merchant [Merc45]. A l'inverse, lorsque le rapport est petit (Figure 3-20 b) et 1-15 c)), les zones de cisaillement primaire et tertiaire semblent communes et ont une forme de vague ou de virgule relativement large, partant du dernier point de contact entre l'outil et la surface usinée jusqu'à la base de l'intrados. Une zone avec des contraintes importantes est présente sous la zone de fortes déformations et représentative du labourage exhibant une pression importante. Dans ce cas, la forme de la zone de fortes déformations ainsi décrite forme un angle relativement faible (entre -70° et -80°) si on le compare à l'angle de cisaillement. On peut également remarquer que la surface usinée est affectée mécaniquement avec une épaisseur affectée croissante lorsque le rayon d'acuité augmente.

a) $h_c = 2 \mu\text{m}$
 $r_\beta = 2 \mu\text{m}$



b) $h_c = 8 \mu\text{m}$
 $r_\beta = 2 \mu\text{m}$



c) $h_c = 14 \mu\text{m}$
 $r_\beta = 2 \mu\text{m}$

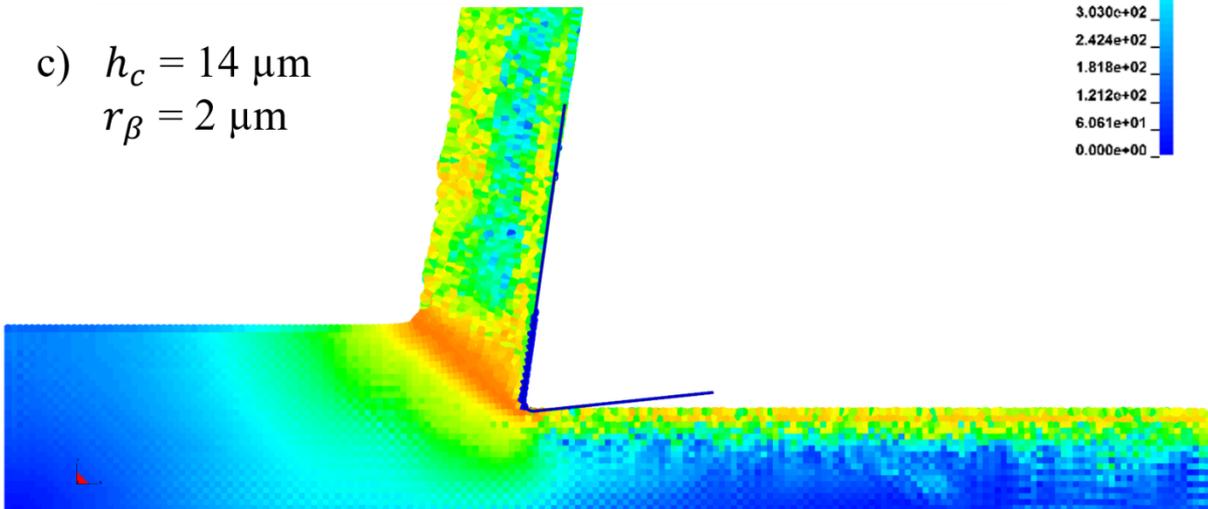


Figure 3-18 - Contraintes de Von Mises pour la simulation SPH de la coupe orthogonale $r_\beta = 2 \mu\text{m}$ $h_c = 2, 8, 14 \mu\text{m}$

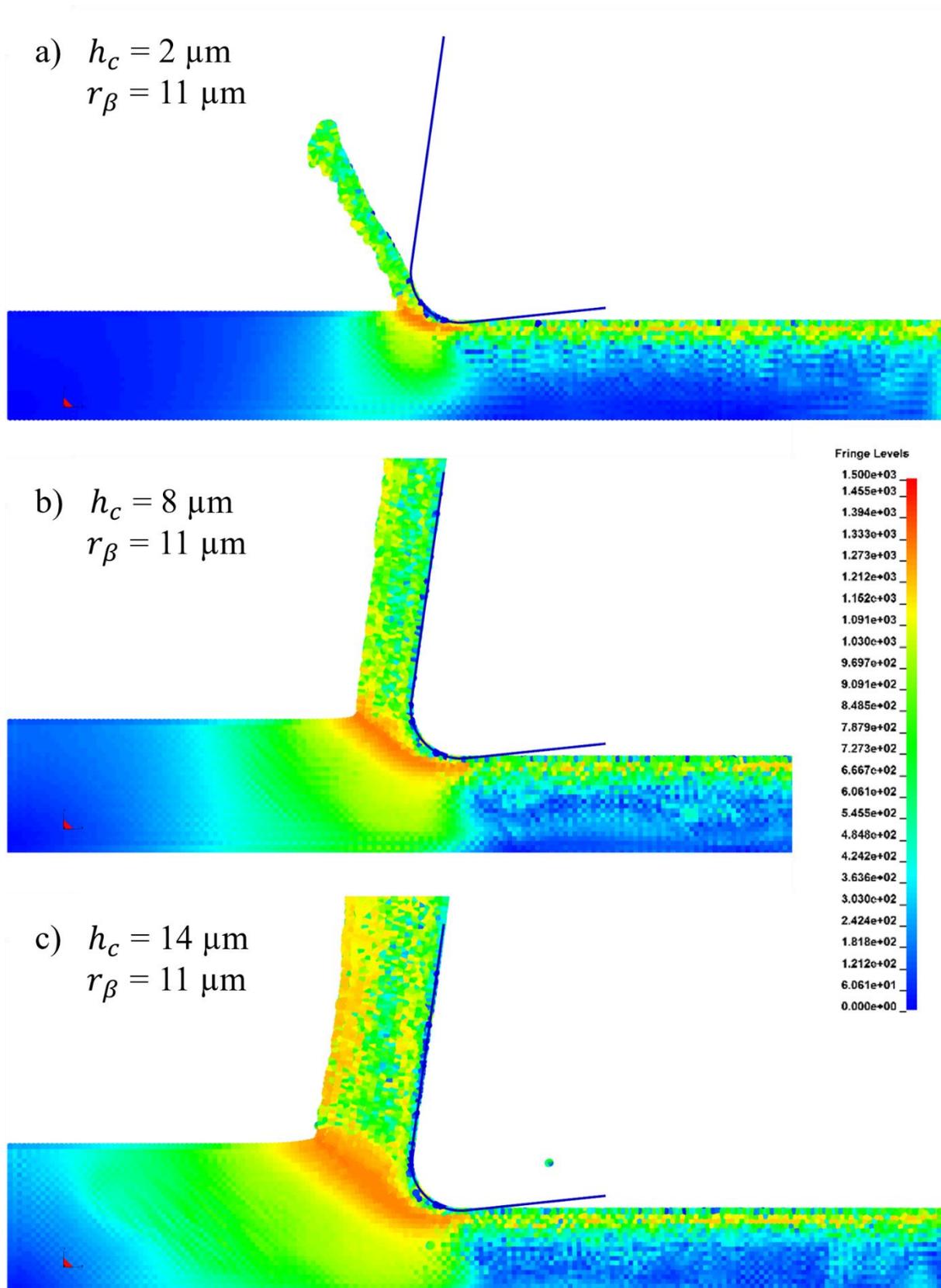
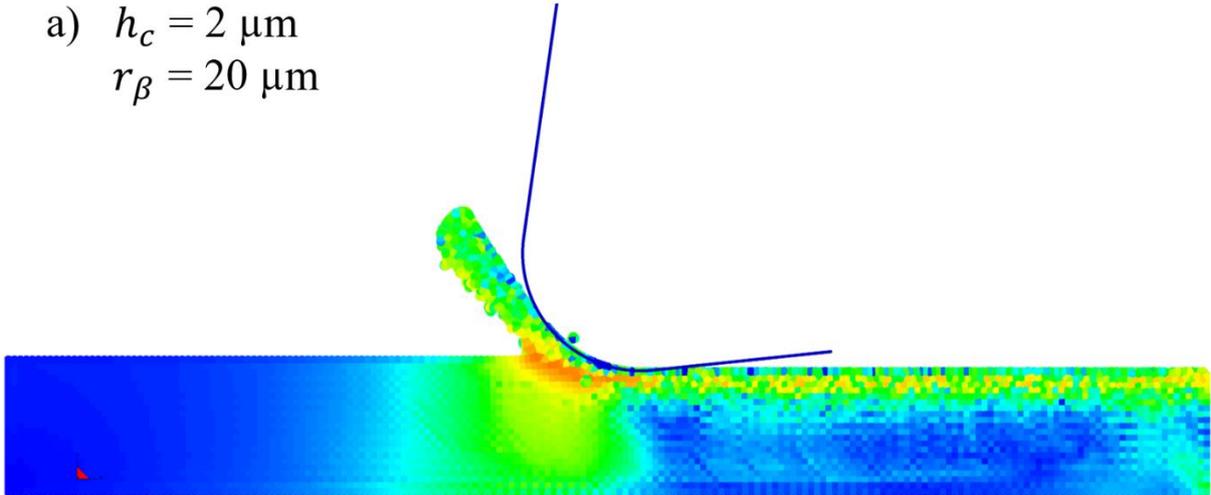
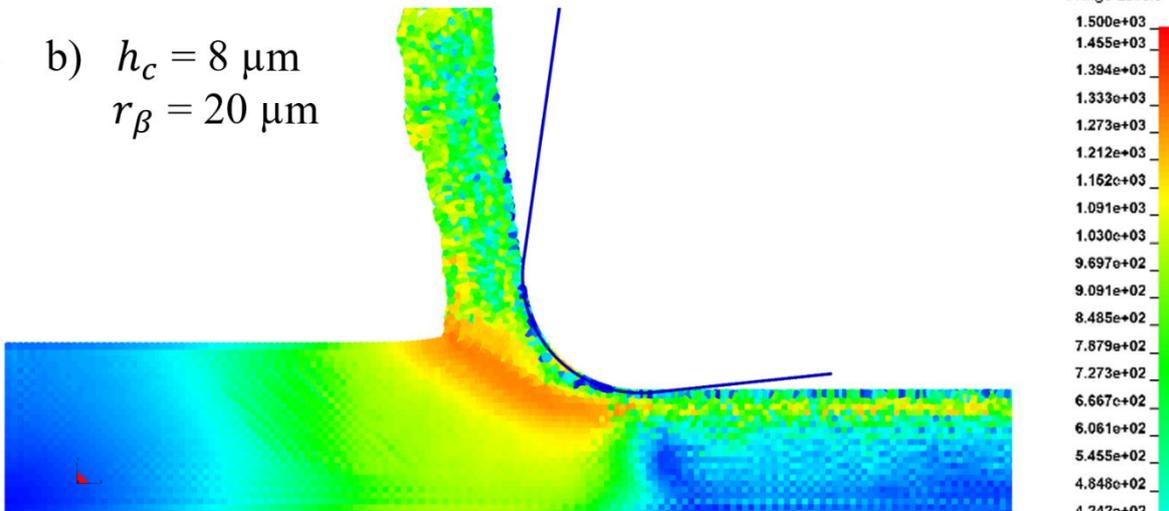


Figure 3-19 - Contraintes de Von Mises (MPa) pour la simulation SPH de la coupe orthogonale $r_\beta = 11 \mu\text{m}$ $h_c = 2, 8, 14 \mu\text{m}$

a) $h_c = 2 \mu\text{m}$
 $r_\beta = 20 \mu\text{m}$



b) $h_c = 8 \mu\text{m}$
 $r_\beta = 20 \mu\text{m}$



c) $h_c = 14 \mu\text{m}$
 $r_\beta = 20 \mu\text{m}$

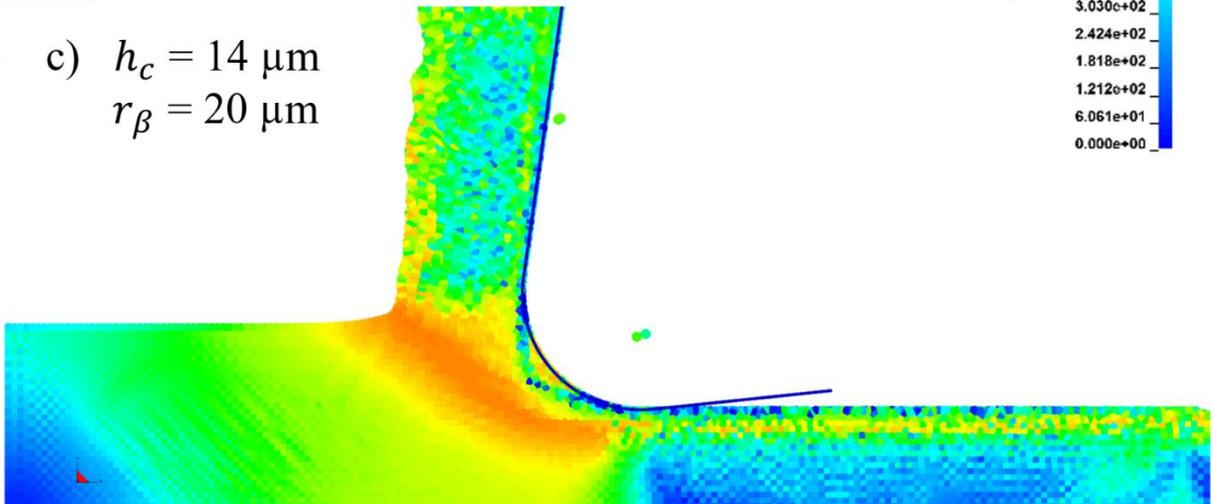


Figure 3-20 - Contraintes de Von Mises pour la simulation SPH de la coupe orthogonale $r_\beta = 20 \mu\text{m}$ $h_c = 2, 8, 14 \mu\text{m}$

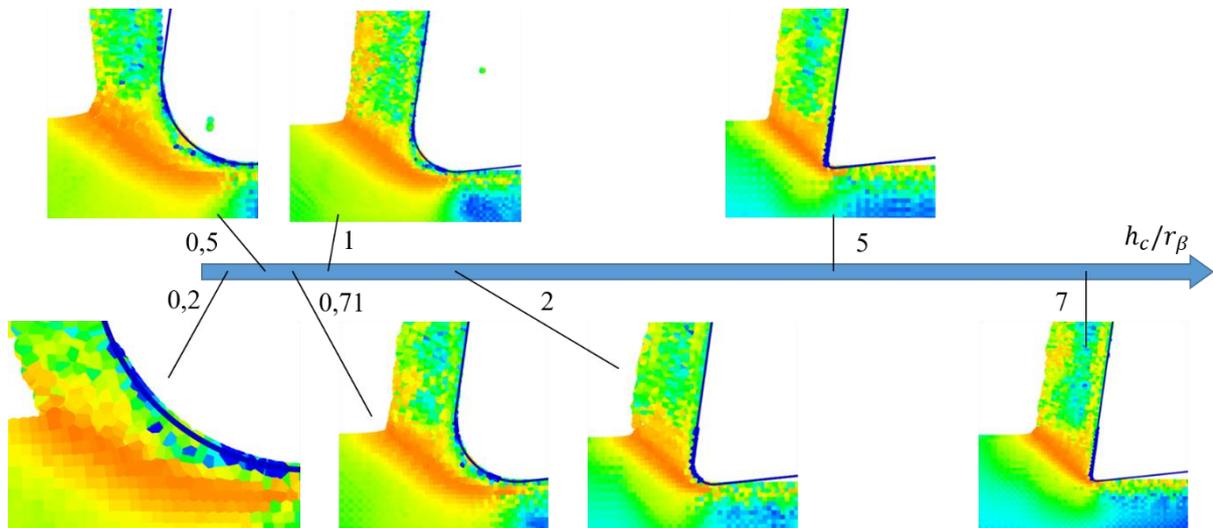


Figure 3-21- Forme de la zone de cisaillement pour différents rapports h_c/r_β

La Figure 3-21 résume les géométries de zones de formation du copeau pour différents rapport de h/r_β . Pour les simulations avec la hauteur de coupe et le rayon d'acuité les plus grands, une zone morte est visiblement formée au niveau du rayon d'acuité. Cette zone présente une forme triangulaire. La pointe du triangle correspond au point de séparation de la matière entre la surface usinée et le copeau. Celui-ci est aussi visible en observant la vitesse des particules suivant la direction normale à la surface. Cette zone morte dépend fortement du coefficient de frottement donné dans la carte de contrôle du contact, comme le montre des simulations avec des coefficients moins importants (Figure 3-22). On peut également observer le bourrelet frontal avec une des particules s'élevant (particules rouges) et dont la vitesse normale s'annule et change de sens au niveau du point de stagnation (particules bleues).

Les efforts dépendent également de cette zone (Figure 3-23). Une diminution des efforts est observée lorsque le coefficient de frottement diminue. Cette diminution peut s'expliquer par une longueur de contact moins importante avec l'outil lorsqu'une zone morte est présente.

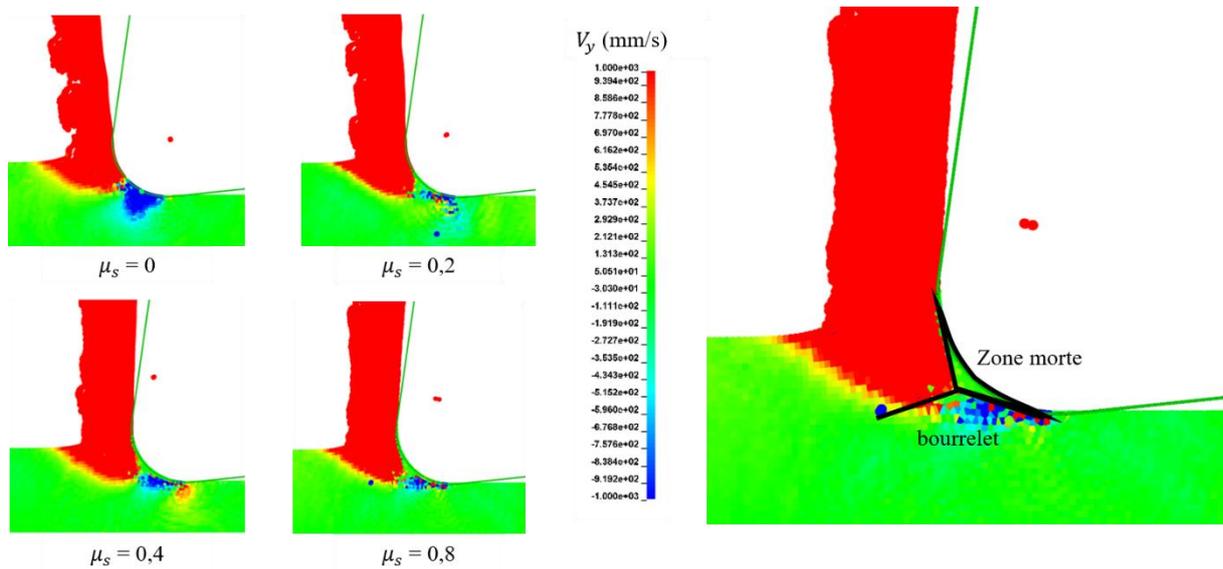


Figure 3-22 – Observation de la vitesse normale des particules en fonction du coefficient de frottement

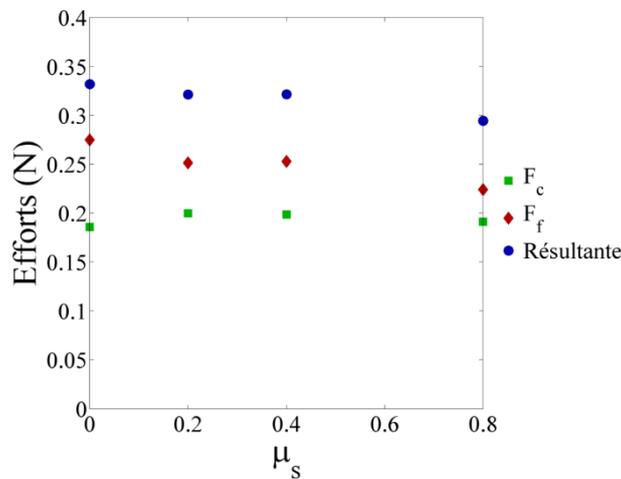
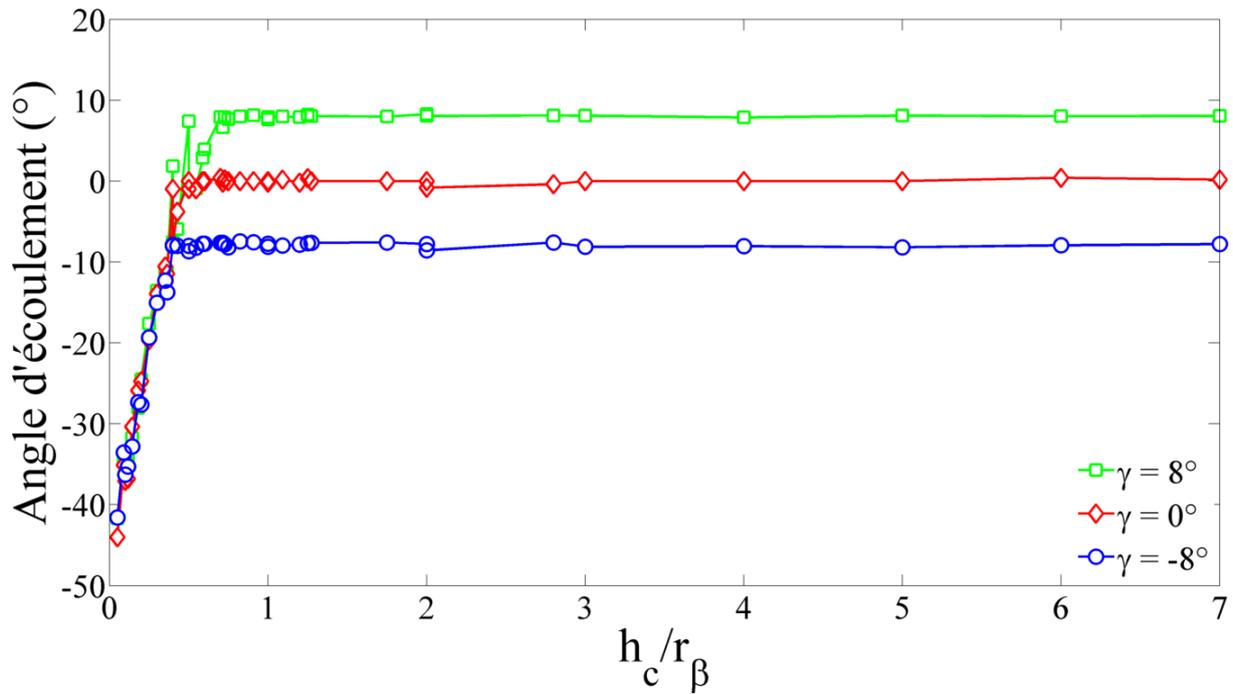


Figure 3-23 - Impact du coefficient de frottement μ_s sur les efforts de coupe

L'observation du copeau formé lors des simulations met en évidence l'influence du rayon d'acuité d'arête, au regard de l'angle d'écoulement du copeau (défini de manière similaire à l'angle de coupe) et de l'épaisseur du copeau formé.

L'angle d'écoulement du copeau est mesuré de manière identique à l'angle de coupe, par rapport à la normale à la surface usinée et orienté dans le sens trigonométrique. L'évolution de l'angle d'écoulement du copeau en fonction du ratio entre la hauteur de coupe et le rayon d'acuité est tracé sur la Figure 3-24.

Figure 3-24 - Angle d'écoulement du copeau en fonction du ratio h_c/r_β

Il apparaît que l'angle est indépendant de l'angle de coupe avec des valeurs fortement négatives pour un ratio faible. A partir d'un ratio dépendant de l'angle de coupe, l'angle d'écoulement est égal à l'angle de coupe. Cela confirme l'indépendance des efforts de coupe à l'angle de coupe en-dessous de ce ratio. On pourrait s'attendre à ce que le ratio corresponde au ratio limite entre angle de coupe effectif et angle de coupe nominal défini par Bissacco [BiHS08] donné par l'équation (3.25), cependant ce dernier est environ deux fois plus important que le ratio étudié ici (Tableau 3-5). Il est clair que l'angle d'écoulement du copeau ne correspond pas à l'angle de coupe équivalent proposé.

Tableau 3-5 - valeurs limites pour l'angle d'écoulement du copeau et pour l'angle de coupe équivalent

Angle de coupe (°)	-8	0	8
ratio	0,4	0,5	0,7
Bissacco	0,86	1	1,14

Sur la Figure 3-25, on peut voir qu'en dehors de quelques points, le rapport entre épaisseur du copeau et épaisseur de coupe suit une courbe décroissante qui tend vers une constante lorsque l'épaisseur de coupe augmente.

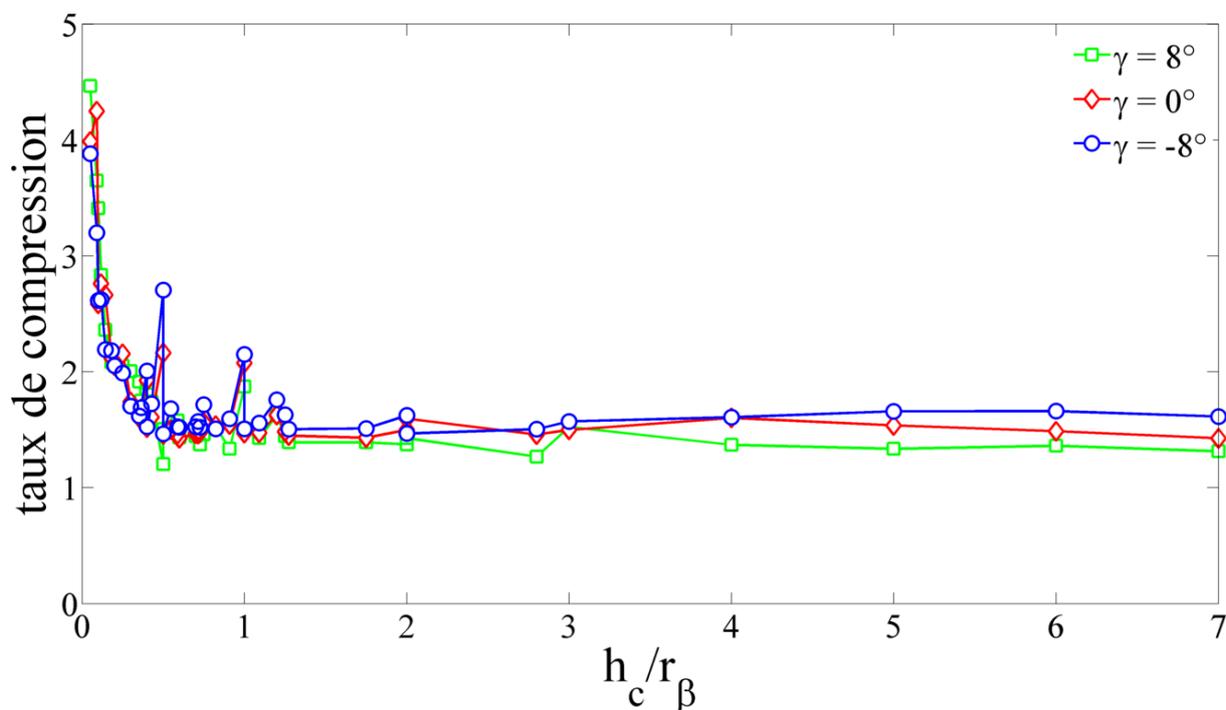


Figure 3-25 – Taux de compression (h/h_c) en fonction du rapport h_c/r_β

3.4. Conclusion

La démarche expérimentale a permis de mettre au point un modèle phénoménologique des efforts de coupe. Cette modélisation décrit les efforts de coupe en tenant compte des différents mécanismes en jeu. Pour les plus faibles hauteurs coupées, le labourage est prédominant avec des efforts normaux relativement élevés en comparaison des efforts dans la direction de coupe. Ce labourage est indépendant de l'angle de coupe de l'outil mais dépend fortement du rayon d'acuité d'arête. Pour les hauteurs les plus élevées, le modèle est plus linéaire et dépend de la géométrie de l'outil à l'instar des modèles développés en coupe conventionnelle.

La démarche expérimentale ne permet pas à elle seule d'appréhender les mécanismes en jeu lors du micro-usinage à l'outil coupant. Une approche par simulation numérique SPH permet de compléter l'étude et montre une bonne application à la micro-coupe avec des avantages en grandes déformations. La méconnaissance du comportement de l'acier 45NiCrMo16 n'a pas permis de simuler numériquement sa coupe, un acier proche a été utilisé. Il résulte toutefois des simulations que la micro-coupe est largement influencée par le rayon d'acuité d'arête surtout lorsque la hauteur coupée est faible comparée à ce dernier. La zone de cisaillement primaire ne se restreint pas à une bande rectiligne, mais présente une forme plus complexe et semble liée à la zone de cisaillement considérée comme tertiaire en usinage conventionnelle. Un bourrelet

frontal et par la même occasion une zone morte semblent aussi se former en amont de l'outil au niveau du rayon d'acuité de l'arête de coupe.

Les efforts de coupe obtenus par simulation ne montrent pas les mêmes caractéristiques que les efforts obtenus expérimentalement, plus particulièrement le saut d'effort. Les simulations ne prenant en compte aucunes contraintes initiales dans le matériau, les conditions mécaniques sont en réalité différentes. Il serait possible de valider cela en simulant plusieurs passages d'outil sur la pièce usinée. Cette approche numérique de la micro-coupe pourra aussi être complétée par l'étude du couplage thermo-mécanique indissociable de la coupe des métaux. Cette étude est bien plus coûteuse en temps de calcul, et n'est pas réalisable actuellement en résolution parallélisée.

D'autres perspectives intéressantes sont envisagées avec notamment une modélisation analytique par lignes de glissement. Cette approche réservée de manière générale à la coupe orthogonale et aux problèmes en déformations planes devra alors être extrapolée pour modéliser la coupe oblique.

IV

APPLICATION AU CAS DU MICRO-FRAISAGE

Le micro-fraisage est une technique polyvalente en termes de géométries réalisables ou de matériaux usinables. L'intérêt de cette technique a été montré dans le chapitre I. Sa modélisation est un enjeu important, permettant de prédire les efforts de coupe et anticiper des défauts sur la pièce produite ainsi qu'une usure prématurée voire un bris d'outil difficilement détectable sans observations spécifiques. Les outils de caractérisation de la micro-coupe développés dans les précédents chapitres ont pour but de pouvoir identifier les phénomènes et de modéliser de façon pertinente le micro-fraisage, en découplant la cinématique du procédé à partir des conditions opératoires et le phénomène de coupe en considérant localement l'arête de coupe.

Ce chapitre présente quelques éléments bibliographiques concernant le micro-fraisage ainsi que la démarche de modélisation géométrique du micro-fraisage, prenant en compte notamment le faux-rond et la flexion d'outil. Les efforts sont calculés à partir de la loi de coupe présentée dans le chapitre III. Une partie de ce chapitre est aussi consacrée au développement d'un outil pour mesurer le faux-rond directement sur la machine et ainsi d'avoir l'ensemble des données pour modéliser les efforts de micro-fraisage le plus fidèlement possible. Enfin la confrontation du modèle à des résultats expérimentaux permet de vérifier sa validité et de confirmer les tendances expérimentales et les phénomènes mis en jeu.

4.1. Éléments bibliographiques du micro-fraisage

4.1.1. Modélisation analytique

Dans le cadre du micro-fraisage à grande avance par dent, Bao & Tansel [BaTa00a, BaTa00b, BaTa00c] ont proposé un modèle prenant en compte la trajectoire trochoïdale de chaque dent pour obtenir une expression de l'épaisseur de copeau non déformé h_c la plus proche possible de la valeur réelle. La valeur de cette épaisseur h_c , donnée par la relation (4.1), est fonction de l'avance par dent f_z , de la vitesse d'avance V_f , du rayon de l'outil r et de la position angulaire de la fraise θ .

$$h_c \cong f_z \sin \theta - \frac{Z}{2\pi r} f_z^2 \sin \theta \cos \theta + \frac{1}{2V_f} f_z^2 \cos^2 \theta \quad (4.1)$$

Les auteurs utilisent le modèle de Tlustý & Macneil [TlMa75], pour lequel les efforts radiaux et tangentiels sont directement proportionnels à la section de copeau usiné par le biais de l'effort spécifique de coupe. Ce modèle est validé expérimentalement sur plusieurs matériaux, plusieurs outils et pour différentes conditions de coupe. Les résultats montrent une erreur moyenne de 10% entre les résultats simulés et expérimentaux. Par la suite, ils proposent de prendre en compte le faux-rond dans le modèle de trajectoire. L'expression de l'épaisseur de copeau non déformé est alors modifiée. Expérimentalement, il est montré que le serrage en pince permet de réduire le faux-rond dû au porte-outil. Enfin l'effet d'usure est inclus dans le modèle d'efforts à partir d'une optimisation par réseau de neurones. L'expression de l'usure est intégrée dans le modèle par le produit de l'expression des efforts de coupe et du coefficient d'usure K_w . Ce coefficient adimensionné a pour expression :

$$K_w = 1 + (C_1 L)^{C_2} \quad (4.2)$$

où L est la durée de vie de l'outil (homogène à une longueur), C_1 et C_2 des paramètres dépendant des conditions de coupe, ainsi que du couple outil/ matière. Ce coefficient est égal à 1 pour un outil neuf et augmente lorsque l'outil s'use. Ainsi un outil usé tend vers des efforts plus importants.

Le modèle de Kim et al. [KiMN04] prenant en compte la flexion d'outil tend vers des efforts augmentant sur plusieurs tours et cela de façon cyclique (*cf* Chapitre I). Ceci provient essentiellement du fait que le modèle converge vers une épaisseur de copeau effective inférieure à l'épaisseur nominale. Si cette épaisseur effective est inférieure à l'épaisseur de copeau minimum, alors aucune matière n'est coupée. Cela peut ainsi aboutir à une coupe discontinue lors d'un seul passage de dent voire un refus de coupe sur plusieurs tours. Le modèle rhéologique utilisé est un système masse ressort simple, l'effort de labourage et l'épaisseur effective sont alors proportionnels à la flèche de l'outil (Figure 4-1).

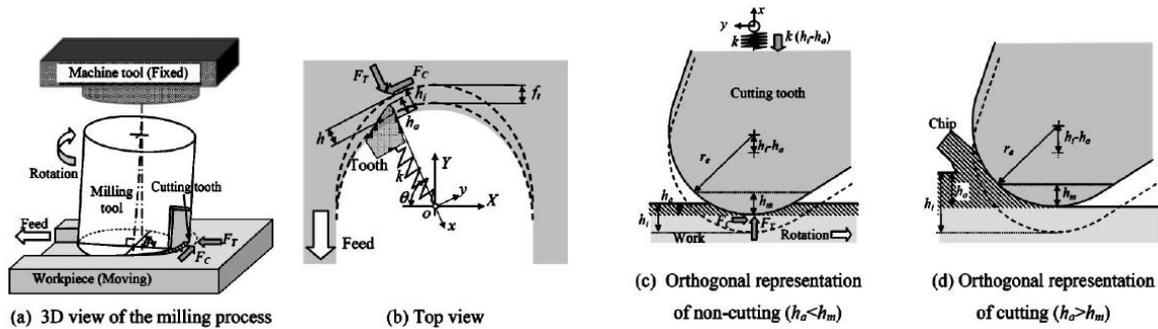


Figure 4-1 - Modèle de Kim et al. [KiMN04]

Rodriguez et Labarga [RoLa12] reprennent aussi l'expression des efforts de coupe faisant intervenir un coefficient surfacique K_{ic} et un coefficient linéique K_{ie} pour l'appliquer à chaque dent divisée en plusieurs tranches axiales dont l'épaisseur est fonction de l'angle d'hélice λ_s et du diamètre d'outil D . Les efforts dans le plan d'usinage sont seulement considérés. De la formule générique des efforts projetés dans les axes de travail (équations (4.3) et (4.4)) pour chaque tranche de l'outil et chaque dent i , seule l'expression de l'épaisseur coupée tient compte des effets d'échelle.

$$dF_x(i) = \frac{D}{2 \cdot \tan \lambda_s} \{K_{re} \cdot \sin \theta + K_{te} \cdot \cos \theta + (K_{rc} \cdot \sin \theta + K_{tc} \cdot \cos \theta) \cdot h_c(i)\} d\theta \quad (4.3)$$

$$dF_y(i) = \frac{D}{2 \cdot \tan \lambda_s} \{K_{re} \cdot \cos \theta - K_{te} \cdot \sin \theta + (K_{rc} \cdot \cos \theta - K_{tc} \cdot \sin \theta) \cdot h_c(i)\} d\theta \quad (4.4)$$

Dans cette expression de h_c donnée dans l'équation (4.5) s'ajoute à la prise de passe imposée par l'avance par dent f_z , l'influence du faux-rond et de la flexion d'outil. Cette épaisseur h_c est définie pour chaque dent dans le cas d'une fraise à deux dents ($h_c(1)$ et $h_c(2)$).

$$\begin{aligned}
h_c(i) = & f_z \cdot \sin \theta \\
& + (-1)^{i+1} \cdot \left\{ 2r_0 \cdot \cos(\theta_0 - \theta - \psi_{r_0}) + \frac{1}{M} \cdot \left[1 - \frac{1-c}{\delta} \cdot (\theta_0 - \theta) \right] \right. \\
& \cdot \left. \left[[-F_x(1) + F_x(2)] \cdot \sin \theta + [-F_y(1) + F_y(2)] \cdot \cos \theta \right] \right\}
\end{aligned} \quad (4.5)$$

Dans le deuxième terme de l'équation (4.5), θ_0 est la position angulaire au bout de l'outil, r_0 et ψ_{r_0} sont les paramètres caractéristiques du faux-rond, M est la rigidité à la flexion de l'outil, c et δ des paramètres permettant d'avoir une flexion dépendant de l'altitude considérée. La flexion est en effet considérée comme maximale au bout de l'outil, et linéairement décroissante le long de l'axe de l'outil. Cette flexion dépend des efforts F_x et F_y appliqués sur les deux dents.

Au final après intégration des équations (4.3) et (4.4) un système matriciel est à résoudre pour chaque incrément angulaire et ainsi obtenir les efforts de coupe.

Bissacco et al. [BiHS08] modifient l'approche unifiée d'Armarego [Arma98] pour la micro-coupe et l'adapter ainsi au micro-fraisage. Le faux-rond est aussi pris en compte dans la modélisation au travers de déviations dr , afin d'estimer correctement l'épaisseur de copeau non déformé. Aucune information n'est donnée sur l'expression de dr .

$$h_{cj}(\theta, z) = f_z \sin \theta + dr_j(z) - \frac{dr_{j-1}(z)}{\cos v} \quad (4.6)$$

$$\text{avec :} \quad v = \frac{\pi}{2} - \theta - \arctan \left(\frac{r \cos \theta}{f_z + r \sin \theta} \right) \quad (4.7)$$

Altintas et Jin [AlJi11] proposent un modèle prédictif des efforts de coupe en micro-fraisage. La méthode des lignes de glissement est utilisée ici pour obtenir des informations sur la coupe orthogonale lorsque h_c est proche du rayon d'acuité d'arête. Les résultats obtenus permettent alors d'identifier les paramètres du modèle présenté dans le Chapitre III (équations (3.60) et (3.61)). Les efforts en micro-fraisage sont ensuite obtenus par intégration le long de l'arête de coupe des efforts élémentaires, en faisant varier la hauteur de coupe au cours de la rotation de l'outil (expression de l'épaisseur de copeau non coupé à partir de l'angle instantané de rotation pour une trajectoire trochoïdale prenant en compte le faux-rond) et obtenir ainsi la discontinuité caractéristique des efforts de fraisage. Cette modélisation est ensuite comparée à des données

expérimentales de micro-fraisage effectuées dans un matériau laiton. Un soin particulier a été apporté pour éviter les modes propres de la platine dynamométrique. Un filtre de Kalman a été appliqué pour supprimer le bruit de mesure des données. Au final, une bonne corrélation entre simulation et expérimentation semble avoir été trouvée.

L'influence de l'hétérogénéité du matériau est prise en compte dans les efforts par Vogler et al. [VoDK03]. Chaque phase du matériau est identifiée pour la microstructure usinée, permettant d'obtenir une distribution des phases de façon numérique. La discrétisation de l'arête de coupe associée à la distribution des phases du matériau permet de connaître pour chaque élément d'arête la phase usinée (Figure 4-2). Pour chaque phase, des coefficients spécifiques de coupe sont définis pour déterminer les efforts de coupe sur chaque élément d'arête.

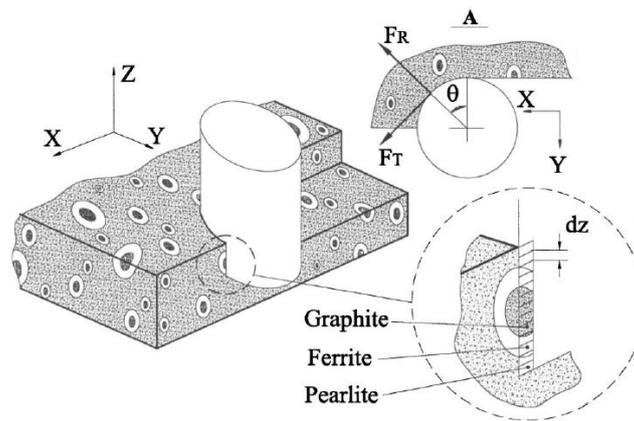


Figure 4-2 - Micro-fraisage d'un matériau hétérogène [VoDK03]

Les résultats obtenus montrent que l'hétérogénéité du matériau a une influence sur les variations fréquentielles des efforts de coupe en micro-fraisage : l'espacement des différentes phases influe directement sur la fréquence alors que le volume de chaque phase influe sur l'amplitude des variations d'efforts.

4.1.2. Modélisation numérique

Özel et al [ÖzLD07] simulent directement le micro-fraisage numériquement. Une approche 2D à partir d'un logiciel commercial (*DEFORM 2D*) est alors utilisée pour simuler uniquement une section orthogonale à l'axe d'outil (Figure 4-3). Là encore, un modèle de Johnson-Cook est utilisé pour les matériaux AL2024-T6 et AISI 4340. Le diamètre de l'outil simulé est de 0,635

mm et le rayon d'acuité est de 3 μm . La vitesse de coupe est fixée à 80 m/min pour une avance par dent de 10 μm .

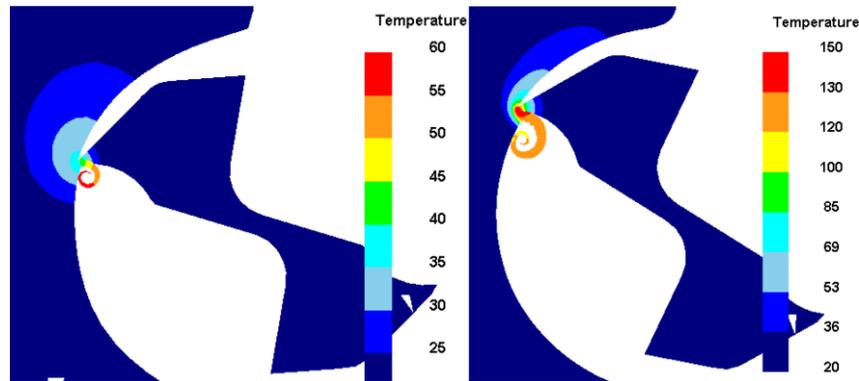


Figure 4-3 - Distribution de température lors de la simulation du micro-fraisage d'un Al2024-T6 (gauche) et d'un AISI 4340 (droite) [ÖzLD07]

Ding et al. [DiSS11] utilisent l'approche ALE (Arbitrary Lagrangian Eulerian) pour simuler de manière similaire le micro-fraisage. La loi de Johnson-Cook est pondérée par un facteur permettant de prendre en compte l'effet d'échelle (gradient de plasticité) introduit par Liu et Melkote [LiMe07]. Dans ce facteur interviennent le vecteur de Burgers b , le module de Coulomb G , une longueur caractéristique L et une constante empirique a .

$$\sigma = (A + B\varepsilon^n) \cdot \left(1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right) \cdot \left(1 - \left(\frac{T - T_{ref}}{T_m - T_{ref}}\right)^m\right) \cdot \sqrt{1 + \left(\frac{18a^2bG^2}{L \cdot \left[(A + B\varepsilon^n) \cdot \left(1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right) \cdot \left(1 - \left(\frac{T - T_{ref}}{T_m - T_{ref}}\right)^m\right)\right]^2}\right)^\mu} \quad (4.8)$$

La comparaison des simulations à des résultats expérimentaux montre une très forte augmentation de l'effort spécifique de coupe : de 15 à 100 GPa lorsque le rapport h_c/r_β passe de 2 à 0,2.

Une tentative de modélisation numérique du micro-fraisage en 3D a été proposée dans les travaux de thèse d'A. Gilbin menés à l'institut FEMTO-ST à Besançon [Gilb12]. La résolution explicite du problème impose un critère de stabilité sur le pas de temps. Ce dernier est directement proportionnel à la longueur caractéristique des éléments et les éléments sont pour leur part limités par la prise de passe imposé dans le modèle. Ces contraintes demandent ainsi

des ressources de calcul importantes dans le cas de la modélisation 3D. Malgré l'éclatement du copeau lors de sa formation (Figure 4-4), cette étude montre qu'une modélisation numérique 3D est possible.

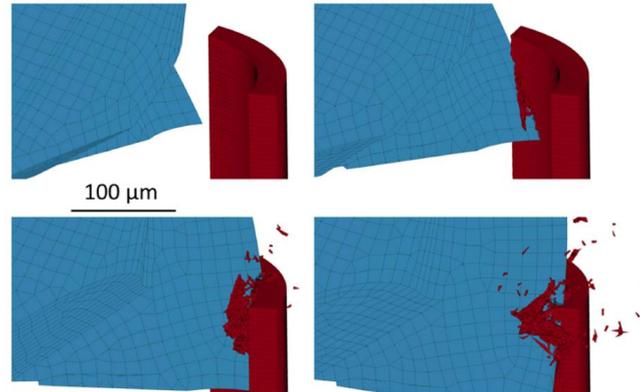


Figure 4-4 - Simulation numérique 3D du micro-fraisage [Gilb12]

Les éléments bibliographiques présentés montrent la diversité des paramètres pouvant être pris en compte dans la modélisation du micro-fraisage :

- La trajectoire trochoïdale de la fraise,
- L'usure de l'outil,
- La flexion de l'outil,
- Le faux-rond d'outil,
- L'hétérogénéité du matériau.

Parmi ces paramètres, seuls la flexion et le faux-rond d'outil seront pris en compte par la suite. La trajectoire trochoïdale peut être approximée dans un premier temps pour une avance par dent f_z faible devant le diamètre de l'outil. Les essais de validation du modèle se faisant sur une faible distance, l'usure est aussi négligée. Le matériau usiné est considéré homogène, comme indiqué dans le chapitre II. Ces paramètres importants dans des cas différents de ceux développés dans ces travaux pourront faire l'objet de développements ultérieurs.

Enfin la modélisation numérique du micro-fraisage n'est pas privilégiée, elle se limite à la coupe orthogonale présentée dans le chapitre III.

4.2. Modèle proposé

La démarche de modélisation proposée comporte plusieurs points clés (Figure 4-5). A partir de l'expérimentation de la micro-coupe élémentaire, une loi de coupe permet de modéliser les efforts d'usinage dans différentes configurations dans un cas statique. Ces points ont été abordés dans les chapitres II et III. D'autre part un modèle géométrique du micro-fraisage permet d'obtenir le comportement cyclique du procédé, afin d'obtenir la configuration de coupe pour chaque élément d'arête à chaque position angulaire. L'association de cette configuration à la loi de coupe permet alors d'obtenir les efforts de micro-fraisage.

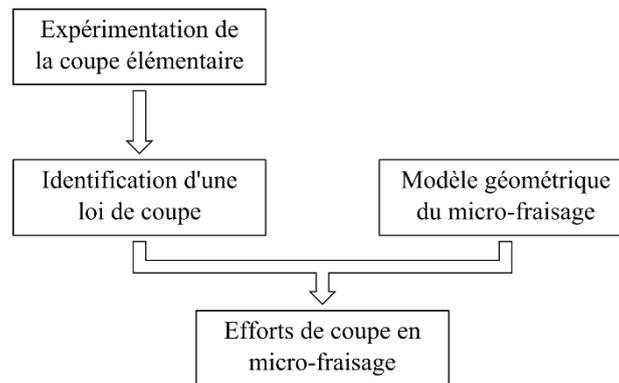


Figure 4-5 - Démarche de modélisation du micro-fraisage

Cette démarche est différente de la plupart des modèles présentés dans la section précédente : les différentes lois de coupe sont souvent identifiées à partir d'essais de micro-fraisage et ceci ne permet pas au final d'obtenir un résultat prédictif. D'autres utilisent des résultats issus de simulations numériques de la micro-coupe pour s'absoudre de cet inconvénient.

4.2.1. Modélisation géométrique du micro-fraisage

Comme mentionné dans le premier chapitre, une multitude de facteurs sont nécessaires pour modéliser correctement le micro-fraisage. Une adaptation des travaux de Fontaine et al. [FDMD06, FoDD07] est utilisée pour prédire les efforts de coupe en micro-fraisage (Figure 4-6). Le principe général est de discrétiser l'arête de coupe de chaque dent en arêtes élémentaires associées à des conditions de coupe définies par la géométrie de l'arête ainsi que de la position angulaire de la fraise. Sur cette arête une loi de coupe peut alors être appliquée afin de calculer des efforts élémentaires, puis sommés pour connaître les efforts globaux.

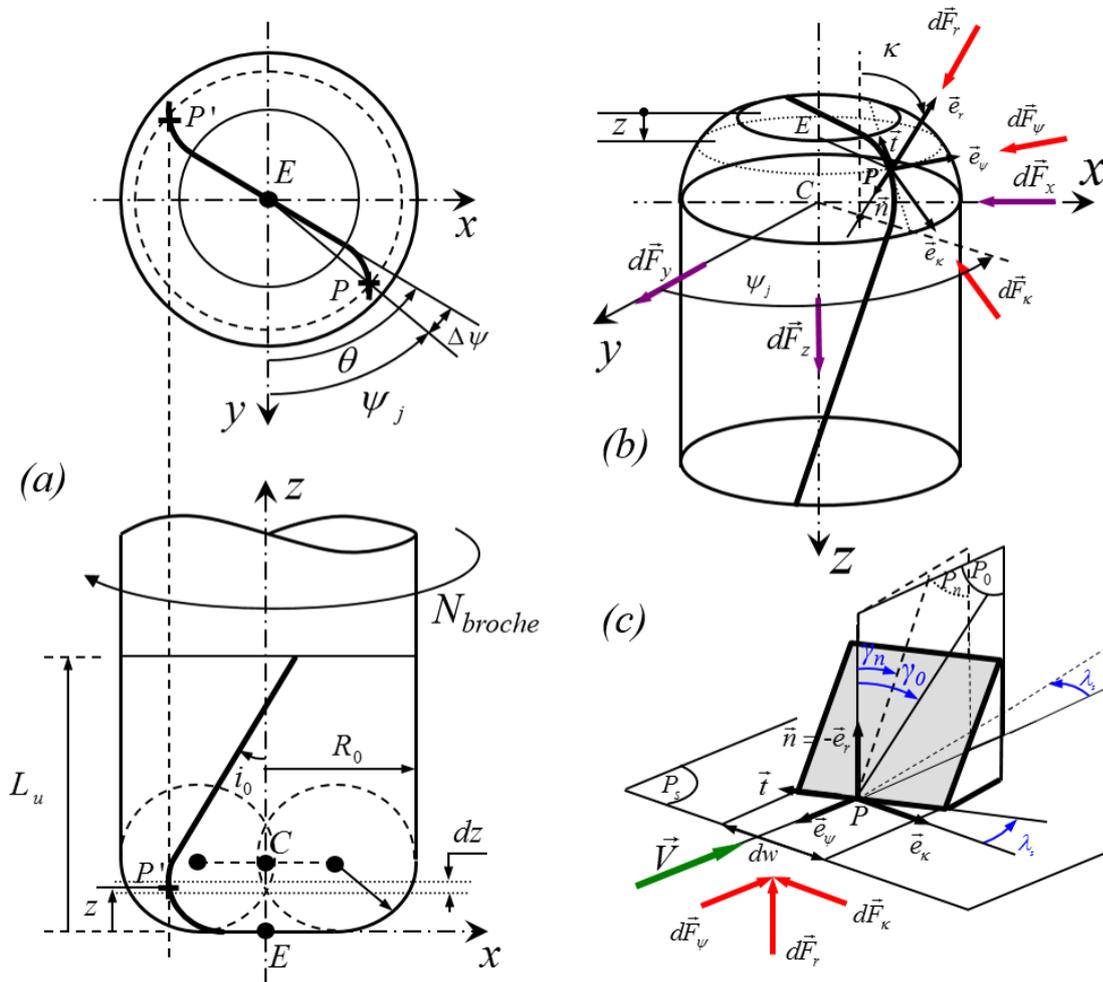


Figure 4-6 - Géométrie et discrétisation de l'arête d'une fraise générique. (a) Géométrie globale, (b) Repère sphérique, (c) Arête de coupe élémentaire [Font04].

Ce modèle est enrichi ici pour prendre en compte la flexion d'outil induite par les efforts de coupe. Les fraises à deux dents sont les plus courantes en micro-fraisage. On se restreindra à ce cas de figure, mais la plupart des équations sont généralisables pour d'autres cas.

Le modèle géométrique a été introduit dans le module de fraisage du logiciel *MIC2M* sous la forme de routine *Matlab*. La procédure est donnée par l'algorithme suivant (Figure 4-7).

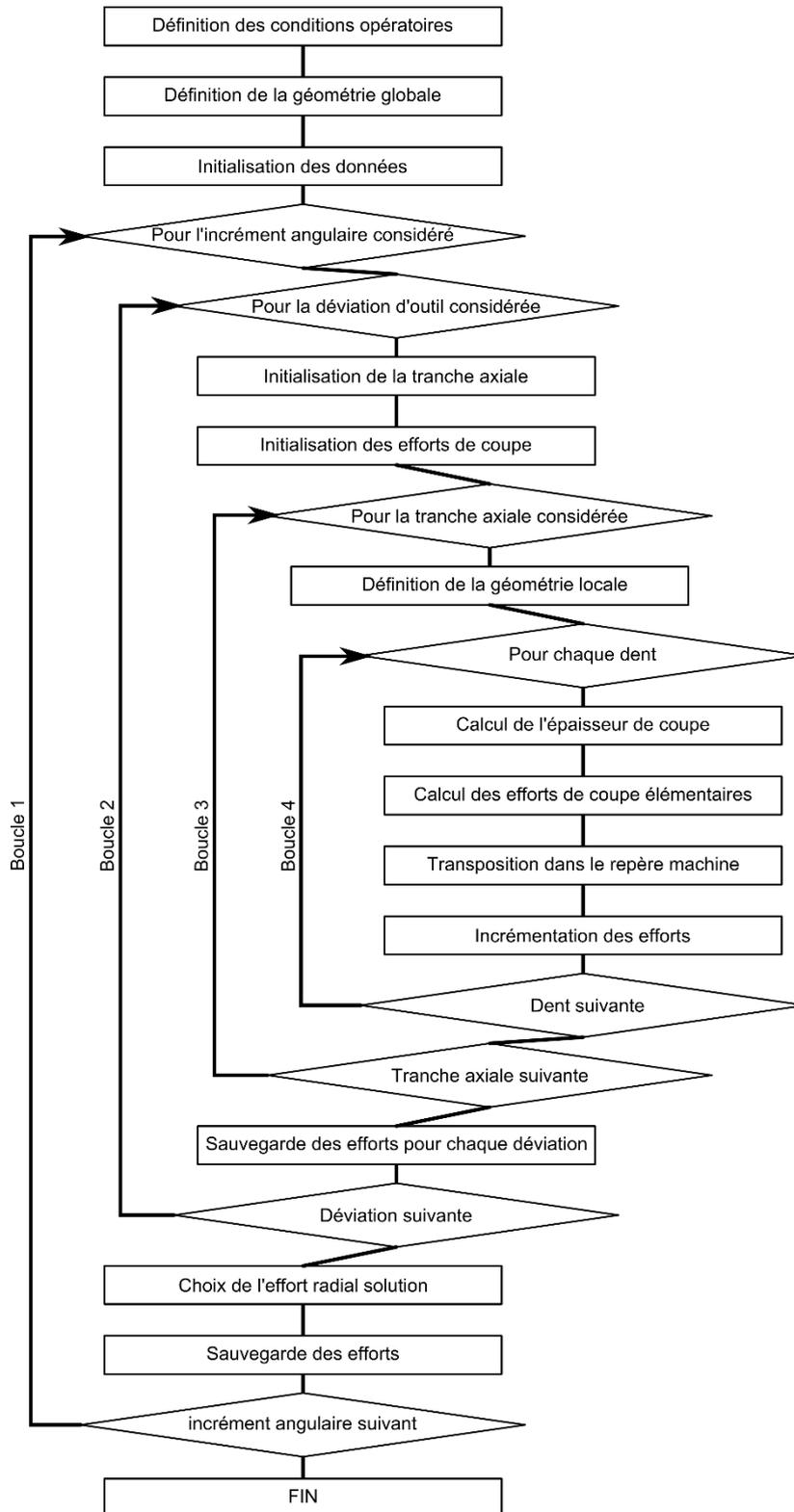


Figure 4-7 - Algorithme de la routine *Matlab* pour le calcul d'efforts de micro-fraisage

4.2.2. Définition de la géométrie globale et locale

La géométrie globale de la fraise doit être correctement définie pour pouvoir ensuite en déduire la géométrie locale lors de la discrétisation de l'arête. Pour cela il faut définir l'enveloppe de l'outil comme déjà présenté par Engin et Altintas [EnAl01]. On obtient ainsi une formulation générique de l'enveloppe comportant trois zones. Ces trois zones sont définies par les quatre paramètres α_e , β_e , r_T et R . Ils représentent respectivement l'angle en bout d'outil, l'angle en flanc d'outil, le rayon de la génératrice de la partie torique et le rayon de la section torique, correspondant au raccordement entre les deux premières zones. Avec ces paramètres, il est possible de définir quatre points par leurs coordonnées, menant par la suite à la définition de tout point I de l'enveloppe par son altitude z , sa position radiale $r(z)$ et l'angle de la tangente à l'enveloppe $\kappa(z)$ comme exposé sur la Figure 4-8. L'angle κ est équivalent à l'angle κ_r défini par la norme.

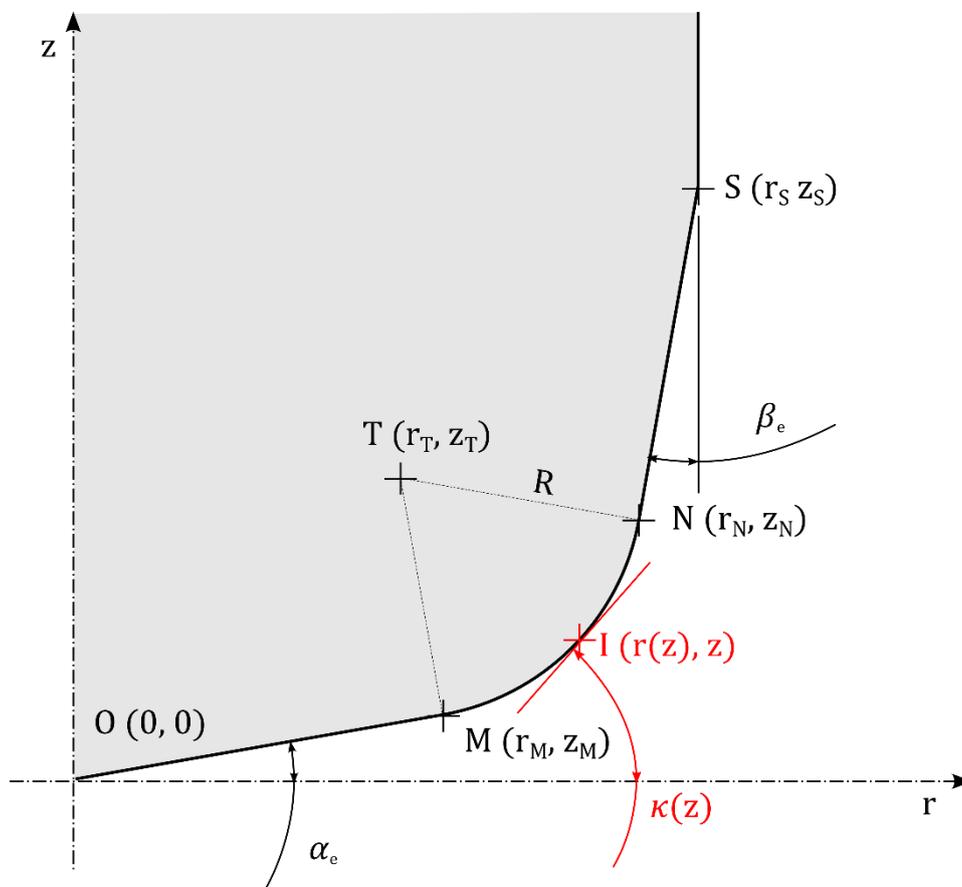


Figure 4-8 - Définition du profil d'enveloppe d'un outil générique

On peut voir sur cette figure que le point I peut se trouver sur différentes parties de l'enveloppe : sur des segments pour les zones OM, NS et au-delà du point S ou sur un arc de cercle de rayon

R pour la zone MN. La continuité en tangence de l'enveloppe est une hypothèse de ce modèle. La définition du point I dépend ainsi de sa position sur cette enveloppe. Il faut d'abord définir les différents points constituant l'enveloppe.

Le point $M(r_M, z_M)$ est défini par :

$$r_M = r_T + R \sin \alpha_e \quad (4.9)$$

$$z_M = r_M \tan \alpha_e \quad (4.10)$$

Le point $N(r_N, z_N)$ est quant à lui défini par :

$$r_N = r_T + R \cos \beta_e \quad (4.11)$$

$$z_N = z_M + 2R \sin \left(\frac{\pi}{4} - \frac{\alpha_e + \beta_e}{2} \right) \sin \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\alpha_e - \beta_e}{2} \right) \quad (4.12)$$

Le point $S(r_S, z_S)$ est localisé par :

$$r_S = R_0 \quad (4.13)$$

$$z_S = z_N + \frac{R_0 - r_N}{\tan \beta_e} \quad (4.14)$$

Le point $T(r_T, z_T)$ est donné par :

$$r_T = r_T \quad (4.15)$$

$$z_T = z_M + R \cos \alpha_e \quad (4.16)$$

Ainsi une fraise droite est déterminée par les paramètres $\alpha_e = 0^\circ$, $\beta_e = 0^\circ$, et $R = 0 \mu\text{m}$ et une fraise hémisphérique est définie par $\alpha_e = 0^\circ$, $\beta_e = 0^\circ$, et $R = R_0$.

L'angle κ et le rayon local r de la fraise peuvent alors être définis pour les trois zones et dépendent de l'altitude z . Dans la zone OM, on obtient :

$$r(z) = \frac{z}{\tan \alpha_e} \quad (4.17)$$

$$\kappa(z) = \alpha_e \quad (4.18)$$

Dans la zone MN, on a :

$$r(z) = r_T + \sqrt{R^2 - (z_T - z)^2} \quad (4.19)$$

$$\kappa(z) = \arcsin\left(\frac{r(z) - r_T}{R}\right) \quad (4.20)$$

Dans la zone NS, les paramètres sont obtenus par :

$$r(z) = r_N + (z - z_N) \tan \beta_e \quad (4.21)$$

$$\kappa(z) = \frac{\pi}{2} - \beta_e \quad (4.22)$$

Enfin pour une altitude au-delà du point S,

$$r(z) = R_0 \quad (4.23)$$

$$\kappa(z) = \frac{\pi}{2} \quad (4.24)$$

Une fois la géométrie globale définie, les efforts de coupes sont à déterminer pour chaque position angulaire θ . La configuration initiale ($\theta = 0^\circ$) est définie lorsque les deux dents en bout de l'outil sont alignées avec la direction Y pour un déplacement suivant X . L'outil est divisé en tranches axiales d'épaisseur dz pour lesquelles la portion de l'arête de coupe de chaque dent peut être considérée comme linéaire.

Chaque arête de coupe élémentaire considérée comme rectiligne est alors définie par deux angles κ et λ_s , une épaisseur de coupe h_c et une largeur de coupe w . Dans notre cas, w est égal à l'épaisseur de tranche dz et λ_s correspond à l'angle d'hélice i_0 . La configuration est donnée dans la Figure 4-9 a.

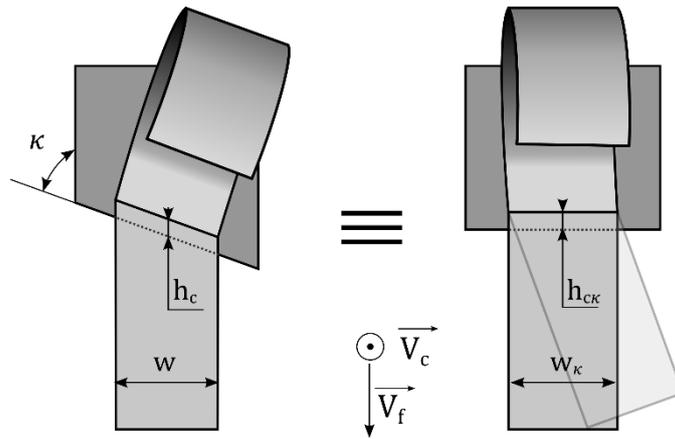


Figure 4-9 – Equivalence assumée entre les configurations de micro-coupe

De plus, une configuration où l'angle κ est non nul peut être apparentée à une configuration avec un angle κ de 90° (Figure 4-9 b) en veillant à respecter les équivalences données par les équations (4.25) et (4.26) concernant la largeur de coupe et l'angle d'obliquité.

$$w_\kappa = w / \sin \kappa \quad (4.25)$$

$$\lambda_{s_\kappa} = \text{atan}(\tan \lambda_s \times \sin \kappa) \quad (4.26)$$

Ainsi les efforts de coupe peuvent être définis par trois composantes dans le repère de l'arête sans se préoccuper de l'angle κ . Cet angle est néanmoins nécessaire pour connaître les efforts globaux dans le repère global (repère machine) et pour définir l'épaisseur de copeau.

4.2.3. Calcul de l'épaisseur de copeau non déformé

D'après le modèle de Fontaine, pour chaque dent et chaque tranche discrétisée, l'épaisseur de copeau non déformé est obtenue par la projection du vecteur déplacement de l'outil sur la direction radiale au point générateur considéré. Le déplacement de l'outil est fonction de l'avance à la dent ainsi que des déviations subies par la dent considérée, mais aussi de la déviation de la dent ayant générée la surface précédente. Dans le cas où il s'agit de la dent précédente, on obtient :

$$h_{cj}(\theta) = (\vec{f}_z + \vec{e}_j - \vec{e}_{j-1}) \cdot \vec{e}_r \quad (4.27)$$

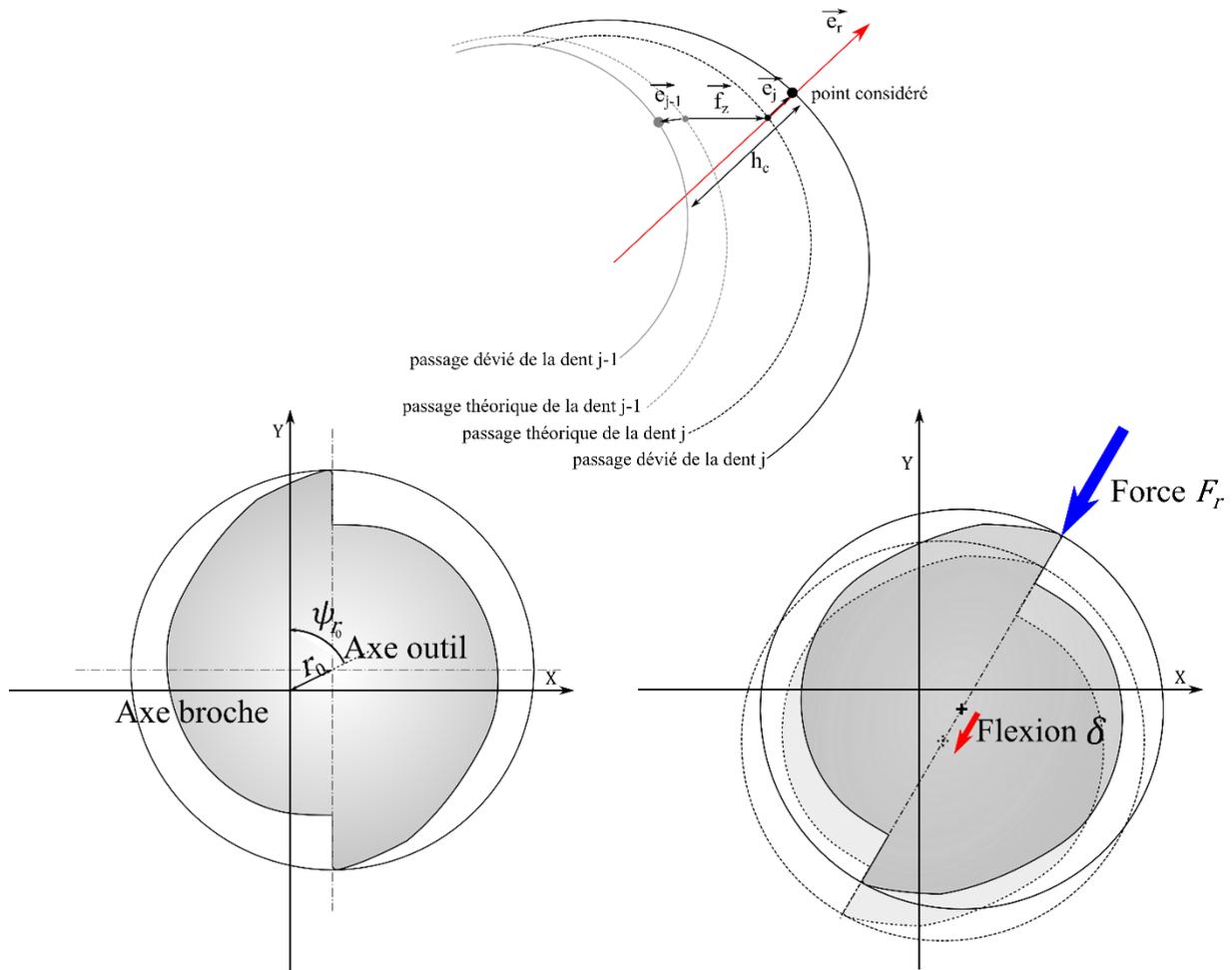


Figure 4-10 – Paramètres définissant le faux-rond et la flexion d'outil

La déviation de l'outil est donnée par le faux-rond radial de l'outil mais également par la flexion radiale subie (considérée dans le plan (xy) comme indiquée sur la Figure 4-10). Le faux-rond d'outil est déterminé par deux paramètres qui sont la distance entre l'axe de rotation de la broche et l'axe de l'outil noté r_0 , et l'angle ψ_{r_0} séparant la direction donnée par les deux points définis précédemment à la configuration initiale et la direction Y . Concernant la flexion, elle est définie comme la flèche d'une poutre encastrée de longueur L de section circulaire (le moment quadratique est obtenu en conséquence) soumise à un effort radial F_r à l'extrémité de la poutre. Les équations suivantes permettent ainsi d'enrichir le modèle.

$$\vec{e}_j = e_{jx} \cdot \vec{x} + e_{jy} \cdot \vec{y} \quad (4.28)$$

$$e_{jx} = r_0 \cdot \sin(\psi_{r_0} + \theta) - \frac{F_r(\theta)L^3}{3EI} \cdot \sin \theta \quad (4.29)$$

$$e_{jy} = r_0 \cdot \cos(\psi_{r_0} + \theta) - \frac{F_r(\theta)L^3}{3EI} \cdot \cos \theta \quad (4.30)$$

$$e_{j-1x} = r_0 \cdot \sin\left(\psi_{r_0} + \theta - \frac{2\pi}{Z}\right) - \frac{F_r\left(\theta - \frac{2\pi}{Z}\right)L^3}{3EI} \cdot \sin\left(\theta - \frac{2\pi}{Z}\right) \quad (4.31)$$

$$e_{j-1y} = r_0 \cdot \cos\left(\psi_{r_0} + \theta - \frac{2\pi}{Z}\right) - \frac{F_r\left(\theta - \frac{2\pi}{Z}\right)L^3}{3EI} \cdot \cos\left(\theta - \frac{2\pi}{Z}\right) \quad (4.32)$$

E représente le module d'Young du matériau composant l'outil, I est le moment quadratique de la section circulaire. Le diamètre de la poutre considérée correspond directement au diamètre nominal de la micro-fraise et la longueur L correspond à la longueur de la fraise au diamètre nominal, soit la longueur sous le raccordement à la queue d'outil. Z est le nombre de dents (2 dans ce cas).

Les efforts de coupe n'étant pas connus, F_r n'est pas identifié. Il est impossible de connaître la déviation de l'outil à l'incrément considéré sans connaître cette composante. Une approche est proposée sur la Figure 4-11.

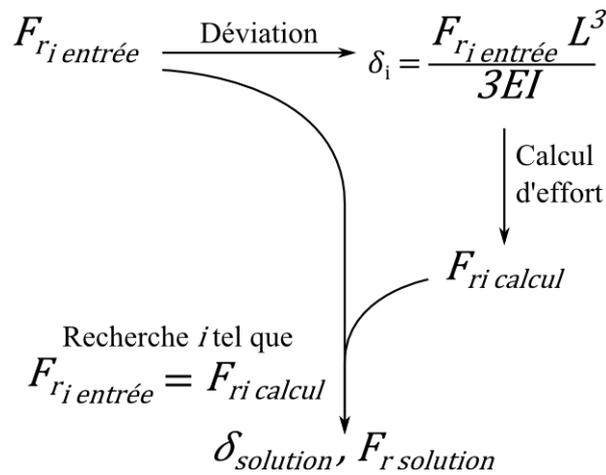


Figure 4-11 - Calcul de la déviation d'outil compatible avec les efforts de coupe

Pour résoudre ce problème, plusieurs valeurs $F_{ri\ entrée}$ (i différenciant les valeurs) sont associés à cette force radiale conduisant à différentes valeurs de déviation et de hauteur de coupe, et par la suite à différentes valeurs d'efforts de coupe dont la composante radiale notée $F_{ri\ calcul}$. Il existe alors une valeur associée à l'effort radial vérifiant théoriquement l'équation (4.33). Cette

solution est en fait la valeur d'effort radial donnant l'équilibre entre effort dû à la coupe et effort dû à la flexion.

$$F_{r_{i\text{entrée}}} = F_{r_{i\text{calcul}}} \quad (4.33)$$

A cela s'ajoute le fait que la déviation de la dent précédente ne peut pas être calculée à l'incrément angulaire considéré. Pour y remédier, la déviation calculée à chaque incrément angulaire est sauvegardée dans une variable permettant ainsi de calculer la déviation pour les incréments angulaires suivants. Ainsi, lors du premier demi-tour de fraise, aucune valeur n'est disponible, la déviation considérée de la dent précédente ne prend alors en compte que le faux-rond. Un premier tour simulé n'est alors pas pris en compte dans le résultat mais permet au calcul de converger vers une solution stable prenant en compte la flexion d'outil.

Avec un faux-rond non négligeable, il est possible qu'une dent n'usine que partiellement. Pour prendre en compte ce phénomène, l'épaisseur de coupe correspondant à une seule dent usinante est calculée. Cette épaisseur est alors donnée par l'équation (4.34) et correspond au maximum que peut prendre une dent dans le cas considéré d'une fraise à deux dents.

$$h_{cj}(\theta) = 2\vec{f}_z \cdot \vec{e}_r \quad (4.34)$$

Cette épaisseur ne pouvant pas être dépassée, l'épaisseur valide est alors la valeur minimum entre la configuration où les deux dents usinent et la configuration à une seule dent.

$$h_{cj}(\theta) = \min[(\vec{f}_z + \vec{e}_j - \vec{e}_{j-1}) \cdot \vec{e}_r, 2\vec{f}_z \cdot \vec{e}_r] \quad (4.35)$$

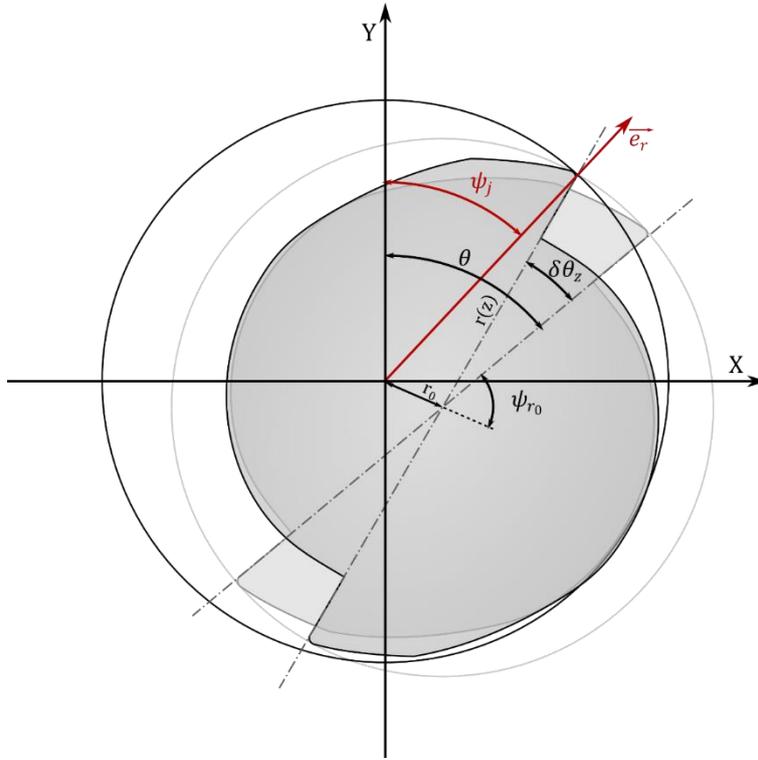


Figure 4-12 – Définition de la direction normale à la trajectoire de la dent considérée.

La direction normale est définie par le vecteur \vec{e}_r , entre le centre de rotation de la broche est le point générateur de l'arête de coupe à l'altitude considérée, comme indiquée sur la Figure 4-12. Cette direction normale intègre alors dans son expression la géométrie d'outil ainsi que le faux-rond (équations (4.36) à (4.38)).

$$\vec{e}_r = \sin \psi_j \sin \kappa . \vec{x} + \cos \psi_j \sin \kappa . \vec{y} + \cos \kappa . \vec{z} \quad (4.36)$$

$$\psi_j = \theta - \frac{(j-1)2\pi}{Z} - \delta\theta_z + \operatorname{atan} \left(\frac{r_0 \sin(\psi_{r_0} + \delta\theta_z + \frac{(j-1)2\pi}{Z})}{Rz + r_0 \cos(\psi_{r_0} + \delta\theta_z + \frac{(j-1)2\pi}{Z})} \right) \quad (4.37)$$

$$\delta\theta_z = \frac{z \tan i_0}{R_0} \quad (4.38)$$

$\delta\theta_z$ correspond au déphasage angulaire entre le bout d'outil et le point considéré à l'altitude z dû à l'angle d'hélice de l'outil i_0 . La relation est donnée dans le cas générique à Z dents, en comptant les dents dans le sens trigonométrique.

4.2.4. Calcul des efforts

Une fois l'épaisseur de coupe connue, les efforts de coupe élémentaires dF_ψ , dF_r et dF_κ pour l'incrément angulaire θ et à l'altitude z sont calculés à partir de la loi de coupe définie dans le Chapitre III. Ces efforts sont équivalents respectivement à dF_c , dF_f et dF_p . Ces efforts sont ensuite transposés dans le repère local :

$$dF_i = K_{i1} \cdot h_{c\kappa} \cdot dz_\kappa \left(e^{-\frac{\alpha_{i1} h_{c\kappa}}{r^\beta}} \right) + (K_{i2} \cdot h_{c\kappa} + K_{i3}) \cdot dz_\kappa \cdot \left(1 - e^{-\frac{\alpha_{i2} h_{c\kappa}}{r^\beta}} \right) \quad (4.39)$$

$$\begin{pmatrix} dF_x(\theta, z, j) \\ dF_y(\theta, z, j) \\ dF_z(\theta, z, j) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \sin \psi_j \sin \kappa & \sin \psi_j \sin \kappa & \cos \psi_j \\ \cos \psi_j \sin \kappa & \sin \psi_j \sin \kappa & -\sin \psi_j \\ -\cos \kappa & \sin \kappa & 0 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} dF_r(\theta, z, j) \\ dF_\kappa(\theta, z, j) \\ dF_\psi(\theta, z, j) \end{pmatrix} \quad (4.40)$$

Dans le cas du rainurage pris comme référence, dF_z est l'effort de coupe dans la direction orthogonale à la surface usinée, dF_x est l'effort de coupe dans la direction d'avance et dF_y est l'effort de coupe transversal, dans la direction orthogonale directe aux deux autres. Par la suite, les efforts globaux sont calculés en considérant tous les efforts de coupe élémentaire le long des arêtes de coupe à l'incrément angulaire considéré.

$$\begin{pmatrix} F_x(\theta) \\ F_y(\theta) \\ F_z(\theta) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \sum_{j=1}^{N_t} \int_{z=0}^{L_e} dF_x(\theta, z, j) \\ \sum_{j=1}^{N_t} \int_{z=0}^{L_e} dF_y(\theta, z, j) \\ \sum_{j=1}^{N_t} \int_{z=0}^{L_e} dF_z(\theta, z, j) \end{pmatrix} \quad (4.41)$$

4.2.5. Effet du faux-rond

Les traces polaires de l'épaisseur de coupe théorique pour chaque dent sur un tour de fraise en rainurage dans le cas d'un faux-rond radial sans flexion d'outil sont données sur la Figure 4-13. Ces tracés correspondent à une avance par dent de 10 μm et d'un faux-rond radial de 2 μm pour différentes valeurs de l'angle ψ_{r_0} .

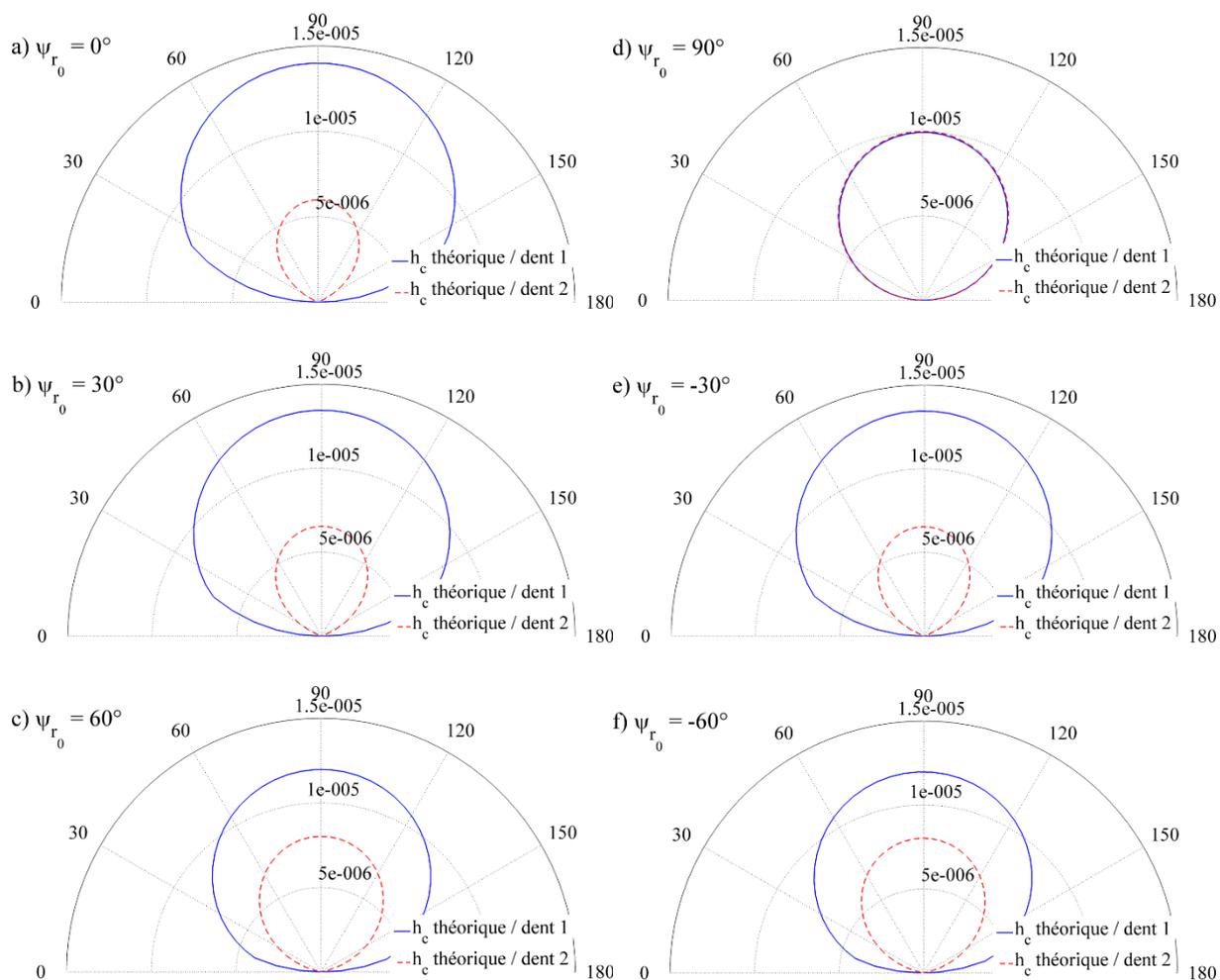


Figure 4-13 – Effet du faux-rond d’outil : a) $\psi_{r_0} = 0^\circ$, b) $\psi_{r_0} = 90^\circ$, c) $\psi_{r_0} = 30^\circ$, d) $\psi_{r_0} = -30^\circ$, e) $\psi_{r_0} = 60^\circ$, f) $\psi_{r_0} = -60^\circ$.

Dans le pire des cas présenté sur la Figure 4-14, correspondant à $\psi_{r_0} = 0^\circ$, la différence maximale d’épaisseur de coupe h_c sur un tour est de $8 \mu\text{m}$, soit 80 % de l’avance par dent, alors que le faux-rond n’en représente que 20 %. Ceci montre l’importance du faux-rond sur la prise de passe réelle des dents. Pour un angle $\psi_{r_0} = 90^\circ$, le faux-rond semble sans influence sur l’épaisseur coupée. Il est en fait minime dans cette configuration, les dents sont équidistantes de l’axe de rotation avec un déphasage entre les deux dents différent de 180° , dépendant du rapport entre excentration et rayon nominal de l’outil, conduisant à une asymétrie de coupe. Plus ce rapport est grand, plus la différence est remarquable. Lorsque le faux-rond est grand, il est possible que la coupe ne se fasse qu’avec une seule dent et dans ce cas l’épaisseur de coupe maximale atteint deux fois l’avance par dent comme défini précédemment.

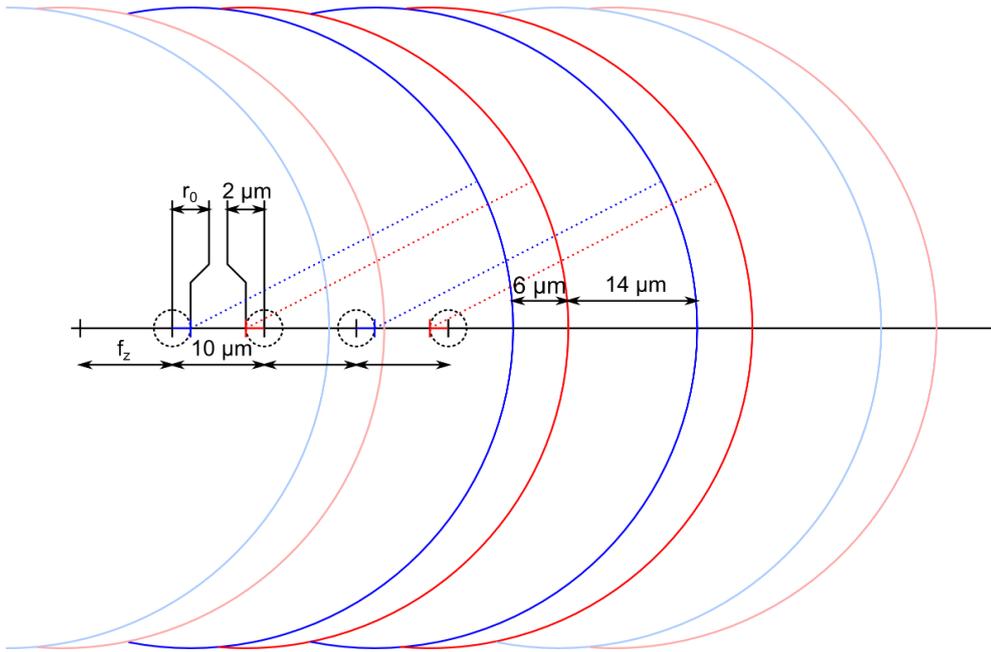


Figure 4-14 - Cas extrême de faux-rond avec $\psi_{r_0} = 0^\circ$ pour $f_z = 10 \mu\text{m}$ et $r_0 = 2 \mu\text{m}$.

4.3. Validation du modèle

4.3.1. Procédure expérimentale

Dans le but de valider le modèle, des essais de rainurage ont été menés sur un centre de micro-fraisage Kern HSPC. Le dispositif expérimental est montré sur la Figure 4-15. Le matériau usiné est le même matériau utilisé dans les essais de micro-coupe présentés dans le chapitre II.



Figure 4-15 – Configuration expérimentale des essais de rainurage destinés à la validation du modèle

Une micro-fraise issue des travaux de thèse d'A. Gilbin [GFMT13] a été utilisée pour ces essais. La micro-fraise est en carbure avec un revêtement en TiAlN à deux dents et son diamètre est de 0,5 mm. Sa géométrie est simple, sans angle d'hélice, un angle de coupe à 0° et le coin des dents est chanfreiné sur $30\ \mu\text{m}$ (Figure 4-16). L'outil a été observé au topo-microscope (*ALICONA Infinite Focus*) afin de mesurer le rayon d'acuité d'arête de chaque dent. Ce rayon est compris entre 3 et $4\ \mu\text{m}$ pour chaque dent. Une telle géométrie d'outil correspond à la configuration d'essais de micro-coupe élémentaire avec un angle de coupe γ de 0° et un angle d'obliquité λ_s nul (coupe orthogonale). Les paramètres du modèle phénoménologique pour cette configuration sont donc utilisés pour prédire les efforts de coupe.

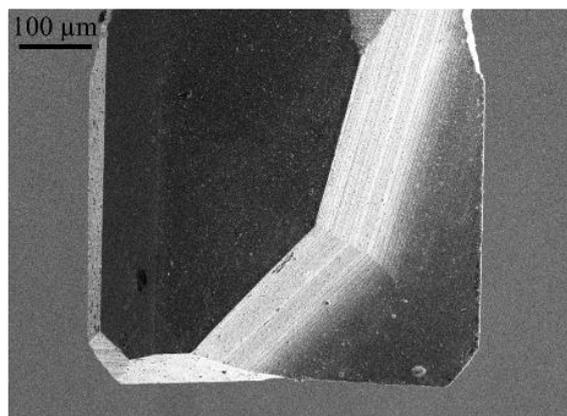


Figure 4-16 – Image MEB de la micro-fraise utilisée pour les tests de validation [Gilb12]

En concordance avec les travaux dont est issue la micro-fraise, la vitesse de coupe utilisée est de 40 m/min, soit une vitesse de broche de 25500 tr/min. L'engagement axial a_p est fixé à $50\ \mu\text{m}$. L'avance par dent est un paramètre très influent sur les efforts de coupe et varie dans ces essais entre $0,5$ et $12\ \mu\text{m}$. La direction d'avance est suivant l'axe X . La série d'expériences a été répétée après montage et démontage de l'outil dans le but de faire varier le faux-rond de l'outil. Les efforts de coupe générés par l'outil sur la pièce usinée ont été mesurés par une chaîne d'acquisition similaire à la chaîne présentée dans le Chapitre II. Une platine dynamométrique *Kistler Minidyn 9256C1* associée à un amplificateur de charge *Kistler 5080* permettent d'obtenir un signal électrique en volts correspondant aux efforts de coupe. Ce signal est ensuite enregistré à l'aide de carte d'acquisition *National Instruments* fixé sur un rack *CompactDAQ*, le tout couplé à une interface *Labview*. Une fréquence d'acquisition de 32 kHz est imposée à ce système, conduisant à un signal numérique enregistré représenté par 75 points de mesures par tour d'outil. Un tel choix permet d'avoir un bon compromis entre le nombre de points pour décrire au mieux les efforts sur un tour et la taille des fichiers enregistrés.

Afin d'éviter les biais de mesures dus au comportement dynamique de la platine de mesure Kistler, il faut s'assurer d'avoir une fréquence d'excitation bien plus petite que la fréquence propre de celle-ci. En effet, comme démontré par Korkmaz [KoBO15], au-delà d'une fréquence correspondant au tiers de la fréquence propre, le gain de chaque voie n'est plus égal à 1, conduisant à une mesure dont la fidélité n'est pas assurée. Il en va de même pour les interactions entre voies ou « cross-talk » dont les gains pouvant parfois être supérieurs aux gains des voies principales. Dans ce cas, un effort appliqué sur une voie peut être interprété d'après les mesures comme un effort appliqué sur une autre voie. De plus, la masse de l'échantillon pouvant modifier la fréquence propre de la platine, celle-ci doit être prise en compte pour la vérification.

$$f_i = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k_i}{m + m_e}} \quad (4.42)$$

f_i et k_i sont respectivement la fréquence de résonance et la raideur de la platine dans la direction i , m est la masse oscillante intrinsèque à la platine et m_e correspond à la masse de l'échantillon.

La masse m_e de l'échantillon usiné avec les vis de serrage est d'environ 170 g. On en déduit ainsi les fréquences propres de la platine dans les trois directions : $f_x = 3,9$ kHz, $f_y = 4,2$ kHz et $f_z = 4,2$ kHz.

Le constructeur Kistler conseille d'avoir une fréquence de signal environ 3 à 5 fois plus faible que les fréquences propres de la platine dynamométrique. La fréquence du signal dans le cas du fraisage correspond à la fréquence de passage des dents dans la matière, donnée par l'équation (4.43).

$$f_{signal} = \frac{N_{broche}}{60} Z \quad (4.43)$$

Dans le cas d'une fraise à deux dents tournant à une fréquence de broche de 25500 tr/min, la fréquence du signal f_{signal} est de 0,85 kHz. Cette valeur est 4,5 fois plus faible que la plus petite des fréquences propres. Sur ce critère, les mesures peuvent ainsi être considérées comme fiables.

4.3.2. Mesure in situ du faux rond

Les paramètres permettant de définir le faux-rond ont été mesurés directement en bout d'outil avant l'usinage, une fois l'outil monté sur la broche à l'aide d'un microscope USB (Figure 4-17).

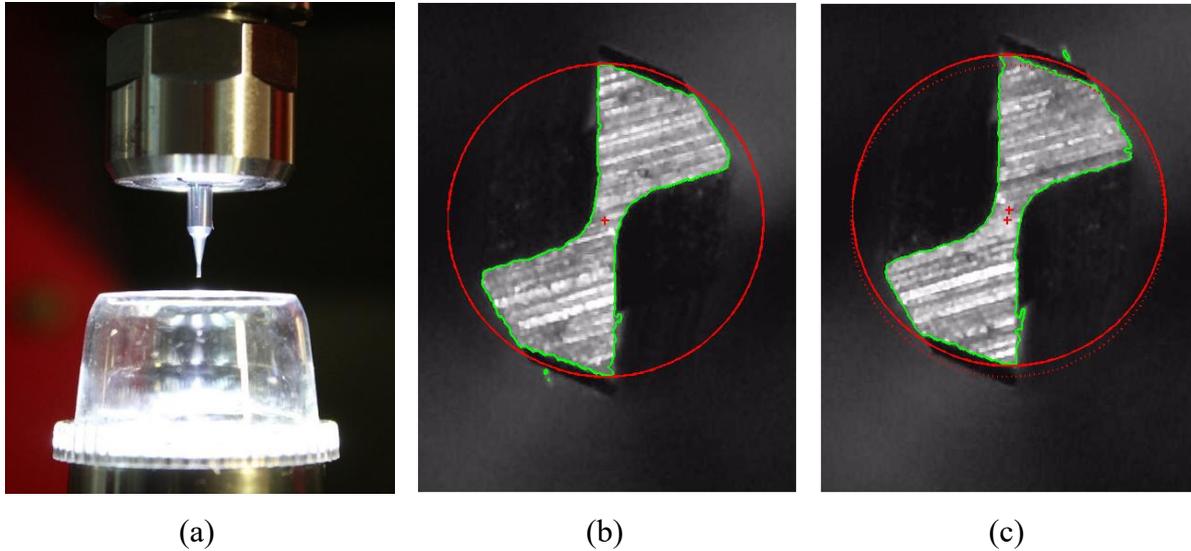


Figure 4-17 – Mesure du faux-rond : (a) montage de mesure, (b) détection du centre pour la première position et (c) pour la position à 180°

La camera est orientée suivant la direction Z ce qui permet de visionner le bout d'outil, au plus fort grossissement ($\times 250$). Ensuite à l'aide de trois prises de vues, il est possible d'étalonner la mesure et d'identifier les paramètres recherchés :

- Une première prise de vue est utilisée comme image de référence, les dents de l'outil sont alignées avec l'axe Y .
- Après un déplacement de l'outil de $100\ \mu\text{m}$ (ou une autre valeur connue), une deuxième prise de vue permet d'étalonner la mesure en distance et de faire une première mesure.
- Une troisième prise de vue avec l'outil tourné de 180° permet d'obtenir les paramètres de faux-rond en faisant une deuxième mesure.

Afin d'éviter un biais de mesure dû à l'utilisateur, la mesure a été automatisée à l'aide du développement d'un programme *Matlab*. Ce programme est basé sur la détection de contour, il est impératif d'avoir trois clichés avec des paramètres de prise de vue identiques (contraste, luminosité...). La détection de contour est ainsi identique pour les trois clichés.

Le programme se compose de cinq étapes. La première est la définition d'une zone d'intérêt commune aux trois clichés, évitant ainsi la recherche de contours en dehors de celle-ci. Pour cela une zone d'intérêt englobant l'outil est définie sur chaque prise de vue, l'union des trois permet ainsi de définir une zone commune.

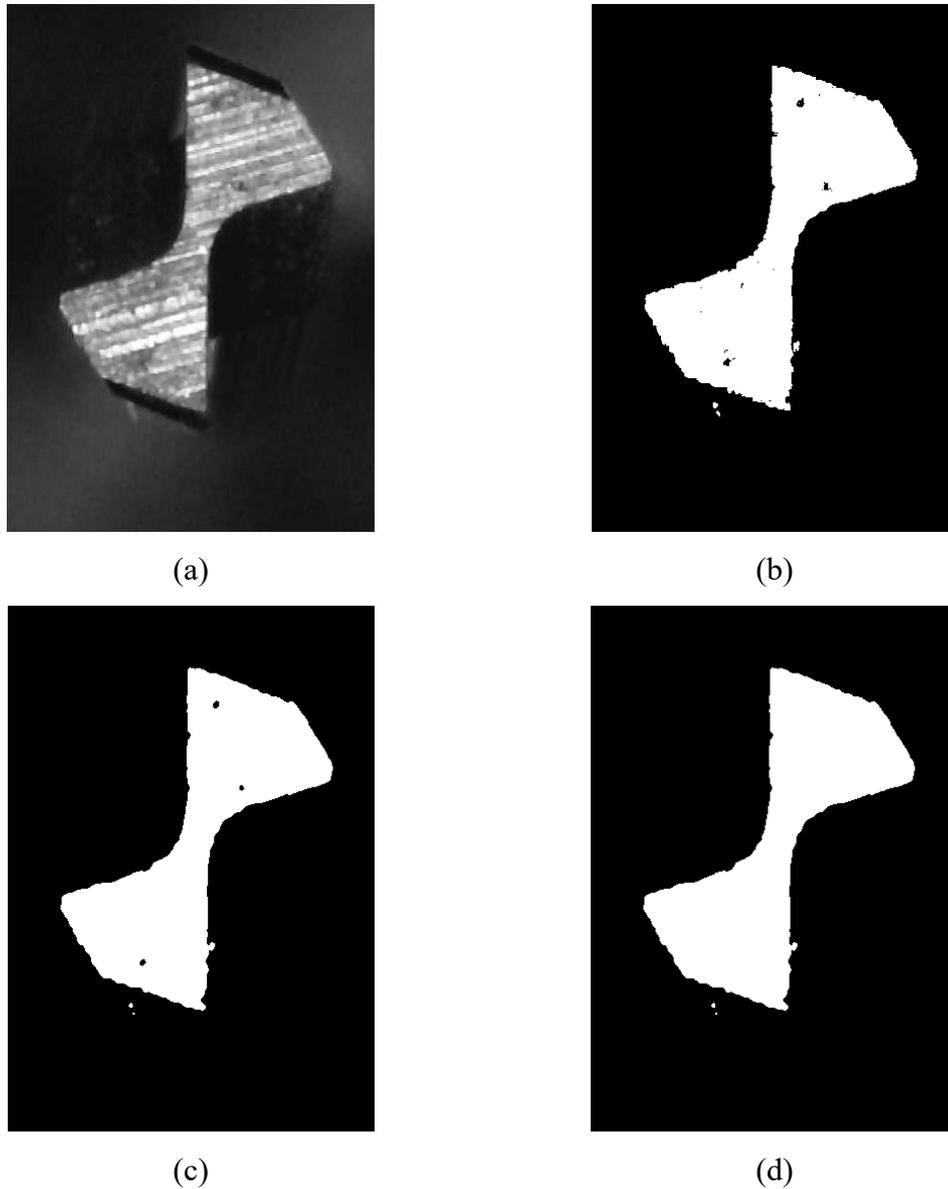


Figure 4-18 - Etapes de la détection de contour pour la mesure de faux-rond : (a) prise de vue du bout de micro-fraise, (b) filtrage noir et blanc, (c) filtrage gaussien et (d) remplissage des taches noires

La deuxième étape consiste à définir le contour observé sur chaque image. Cette étape s'attache à appliquer plusieurs traitements aux images. Le premier traitement est de passer l'image en noir et blanc à partir d'un niveau de gris défini comme la moyenne de la balance des gris de la zone d'intérêt (Figure 4-18 (b)). Pour nettoyer cette image, un filtre gaussien est appliqué

(Figure 4-18 (c)). Ce filtre est le plus délicat à définir : un filtrage trop faible n'est pas valable, un filtrage trop important donnera un rendu trop éloigné de l'image d'origine. Enfin un dernier traitement consiste à remplir les taches noires en blanc (Figure 4-18 (d)). Le contour est alors obtenu à partir de la frontière entre parties noire et blanche.

Quelques artefacts peuvent subsister sur les images (taches blanches sur la Figure 4-18 (d)), il est donc nécessaire de sélectionner les parties du contour utiles afin d'avoir la mesure la plus fidèle possible. La troisième étape propose de sélectionner graphiquement ces parties du contour, à savoir les dents, à l'aide de deux rectangles.

La quatrième étape est la définition du centre fraise à partir du contour utile. Ce centre fraise est défini comme le centre du plus petit cercle circonscrit à notre contour. Pour obtenir ce centre, une fonction recherche le minimum de la distance maximal entre le centre du cercle, dont les coordonnées sont nos variables, et un point du contour sélectionné. Les coordonnées solutions sont donc le centre de ce cercle et le rayon est la distance entre ce point et le point du contour le plus éloigné.

Une fois les quatre étapes précédentes effectuées pour les trois prises de vue, la cinquième étape permet d'obtenir les paramètres désirés. En effet, pour l'instant toutes les coordonnées obtenues sont données en pixels. La distance entre les centres définis des deux premières images a été fixée à 100 μm . On obtient ainsi la résolution en μm des images. La distance et la direction des centres obtenus pour les deux dernières prises de vue permettent alors d'obtenir r_0 et ψ_{r_0} .

Le système est néanmoins limité par la résolution optique et numérique de la caméra microscope, et ne peut donc théoriquement pas détecter un faux-rond inférieur à 1 μm . Dans le cas d'un taillage non symétrique, le défaut est pris en compte dans cette mesure.

Le faux-rond a été mesuré avant chaque série d'essais, les paramètres ainsi identifiés sont donnés dans le Tableau 4-1. La différence notable entre les deux mesures montre l'importance et surtout la difficulté d'un montage correct des outils dans le porte-outil.

Tableau 4-1 - Paramètres de faux-rond pour chaque série, identifiés à l'aide de la mesure in situ

	r_0 (μm)	ψ_{r_0} ($^\circ$)
Série 1	7,2	-4,9
Série 2	2,7	35,4

4.3.3. Exploitation des mesures d'efforts

La première étape consiste à transposer les mesures dans le repère machine afin de pouvoir comparer les essais aux prédictions. Les efforts sont en effet donnés dans le repère de la platine qui est différent du repère machine.

La seconde corrige une dérive éventuelle du signal due à l'amplificateur de charge. Cette dérive est très faible pour l'amplificateur 5080. Pour corriger ce défaut, une routine permet de sélectionner la partie du signal hors matière où aucune charge n'est appliquée, et d'obtenir une droite passant au mieux par ces points. L'équation de la droite permet en tout point du signal de connaître la dérive et de la soustraire, comme déjà évoqué au chapitre II.

La partie du signal où les efforts de micro-fraisage sont mesurés est ensuite sélectionnée. Cette partie présente un bruit de mesure (Figure 4-19).

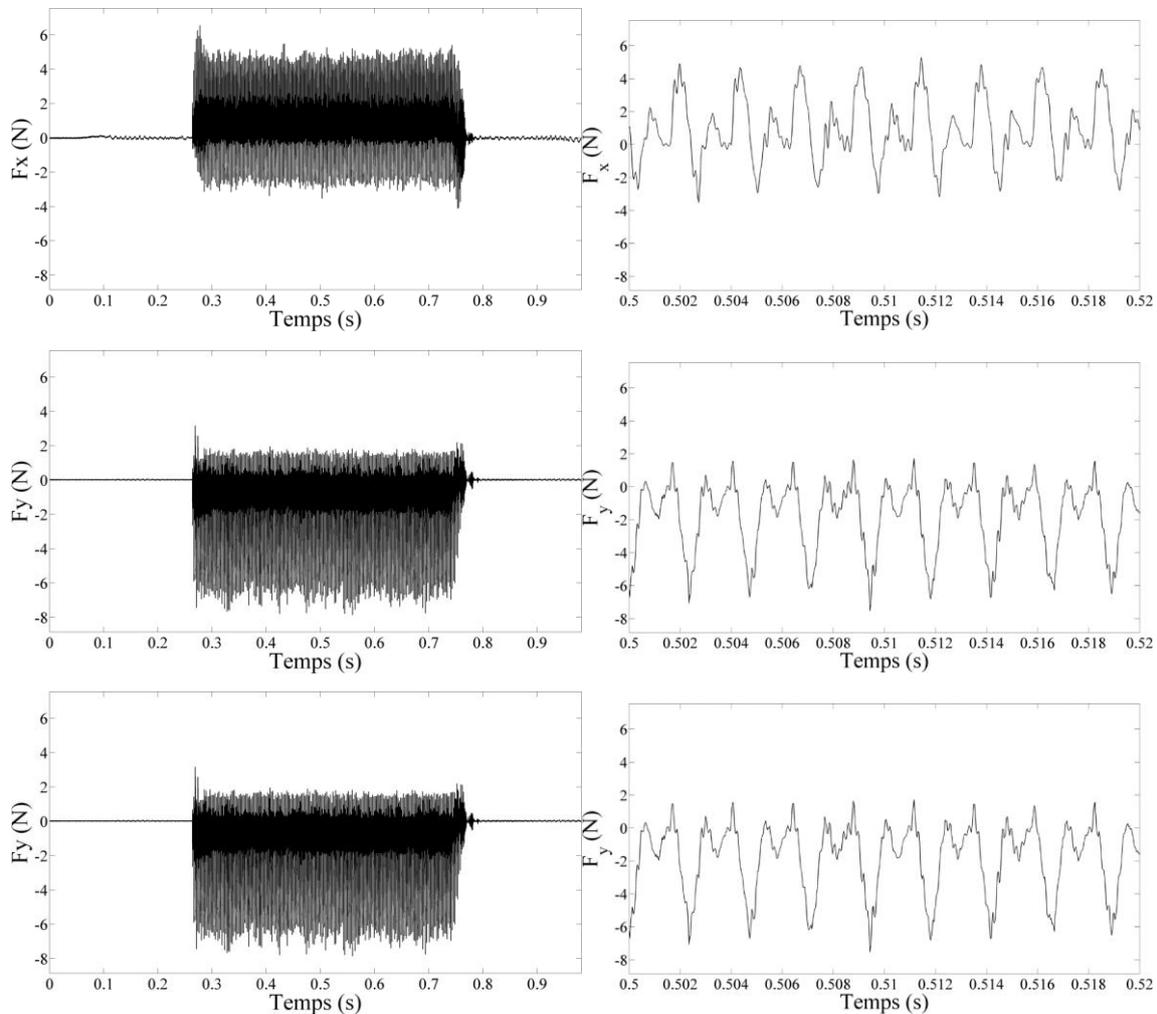


Figure 4-19 - Signaux d'efforts issus d'un essai de rainurage

Ce bruit est atténué en moyennant le signal sur un nombre de tours défini. On applique au signal une transformée de Fourier rapide permettant d'obtenir les fréquences majeures de celui-ci (Figure 4-20). La fréquence majeure correspond au passage de dent. La valeur de cette fréquence varie légèrement de la fréquence théorique. Une fois la fréquence réelle mesurée, on découpe le signal en segments dont la durée correspond à deux tours de fraise à cette fréquence de rotation. Ces segments sont ensuite superposés donnant ainsi une allure moyenne de chaque signal.

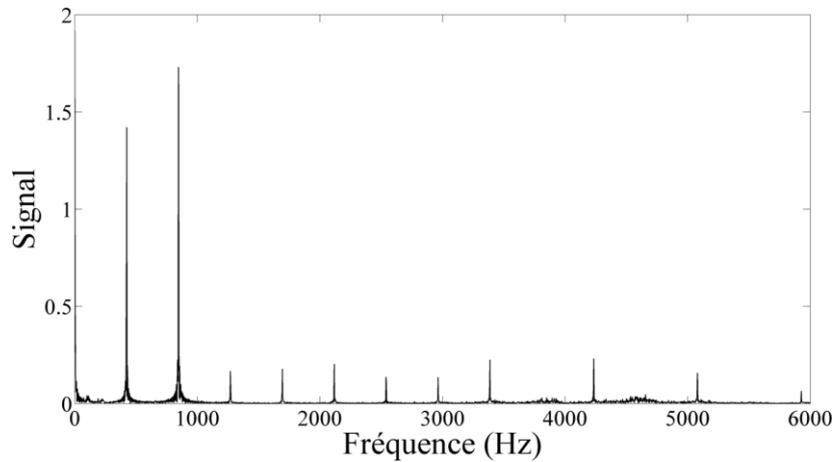


Figure 4-20 - FFT du signal corrigé

Le but est d'obtenir un fichier donnant les valeurs d'efforts sur un certain nombre de points, dans ce cas 180, correspondant à deux tours de fraises. Le segment est donc divisé en ce même nombre et sur chaque sous segment puis l'effort moyen est calculé. Au final le signal final obtenu donne une image moyennée du signal entier comme on peut le voir sur la Figure 4-21.

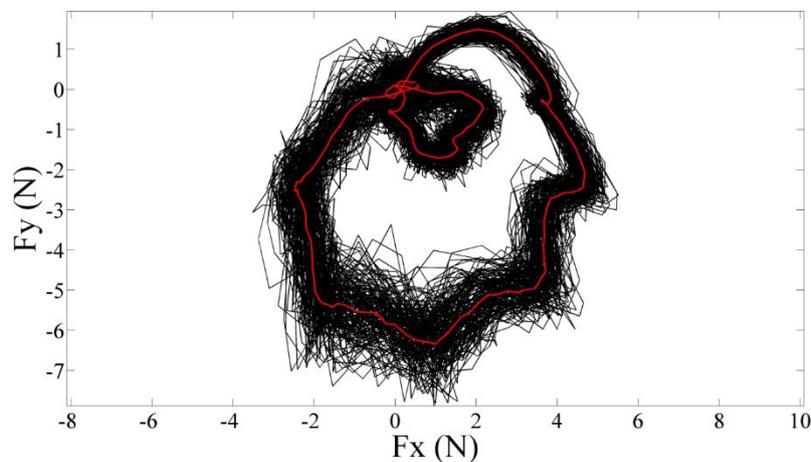


Figure 4-21 - Mesure corrigée des signaux d'efforts bruts (noir) et signaux obtenus après calcul de la moyenne (rouge)

4.3.4. Comparaison des résultats obtenus

Certains efforts de coupe F_x et F_y issus des mesures et modélisés sont donnés pour les deux séries d'essais (correspondant à des valeurs différentes de faux-rond) respectivement sur la Figure 4-22 et la Figure 4-23. Ces résultats sont obtenus directement du modèle sans aucune modification ou identification des paramètres variables (excepté pour le recalage angulaire). On peut voir que les efforts modélisés concordent aux résultats expérimentaux et tendent à les surestimer légèrement. Ces prédictions sont évaluées en calculant la déviation absolue introduite par Srinivasa et Shunmugam [SrSh13] :

$$déviation(\%) = 100 \left[\sum_{nb_{points}} \frac{|F_{i\text{ mesure}} - F_{i\text{ prédiction}}|}{nb_{points}} \right] / F_{i\text{ amplitude mesure}} \quad (4.44)$$

Sur les 20 expériences, les prédictions de F_x et F_y correspondent aux résultats expérimentaux avec une déviation de 7,59 % et 7,72 % en moyenne, avec un maximum de 10,22 % et 10,39 % respectivement.

Des pics locaux sont visibles sur les efforts prédits. Ces pics sont dus au saut présent dans le modèle d'effort. L'amplitude de ces pics est plus importante que les pics observés sur les résultats expérimentaux. Le fait que le modèle est basé sur des essais de micro-tournage peut expliquer en partie cette différence. Le passage successif de l'outil sur la surface usinée peut amplifier les efforts lorsque l'épaisseur coupée reste inférieure à la couche affectée mécaniquement. Les résultats montrent ainsi une bonne prise en compte du faux-rond et de la flexion d'outil.

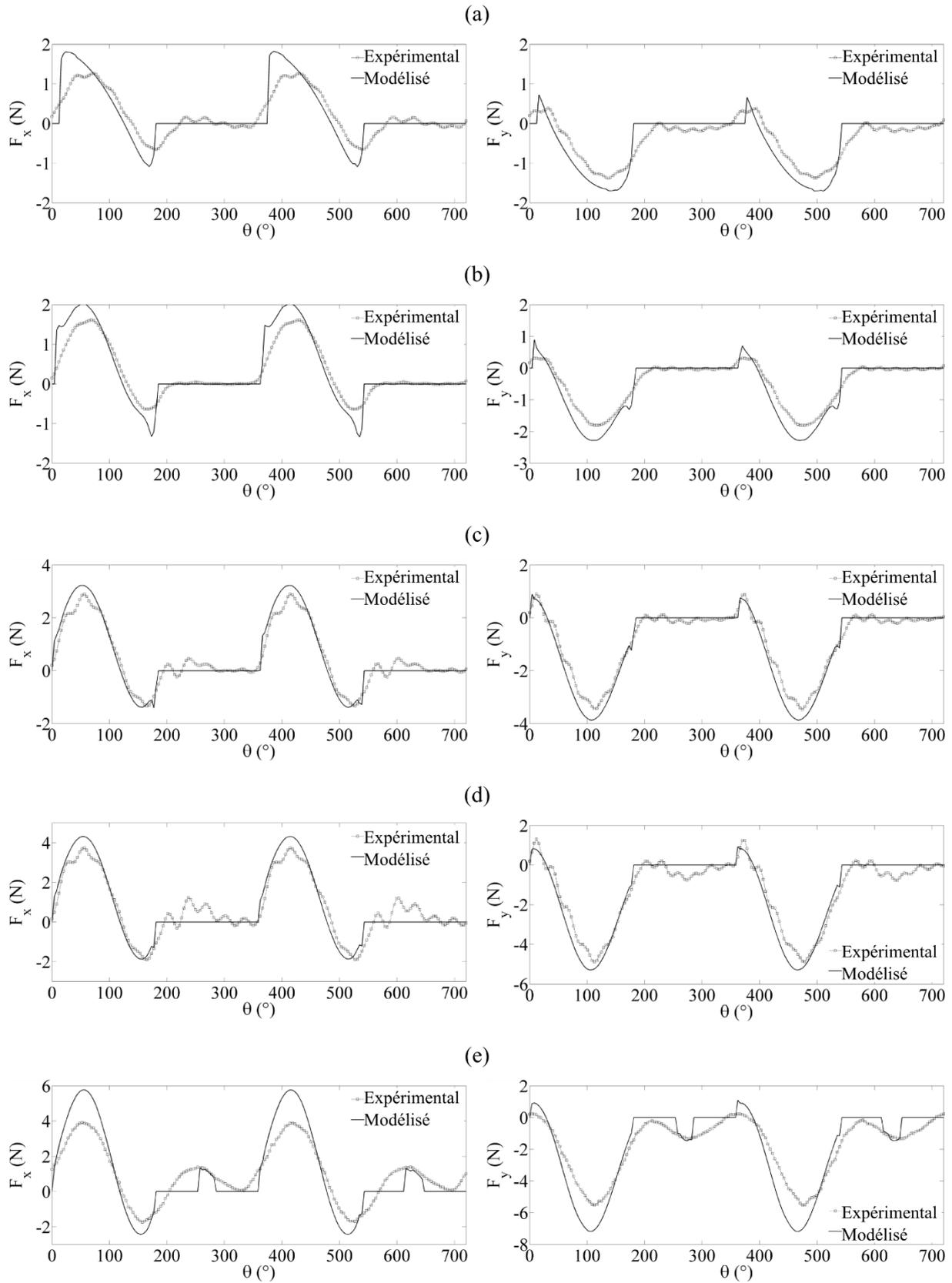


Figure 4-22 - Efforts de coupe calculés et mesurés pour la première série ($r_0=7,2 \mu\text{m}$, $\psi_{r_0}=-4,9^\circ$). (a) $f_z=0,5 \mu\text{m}$, (b) $f_z=2 \mu\text{m}$, (c) $f_z=5 \mu\text{m}$, (d) $f_z=8 \mu\text{m}$, (e) $f_z=12 \mu\text{m}$.

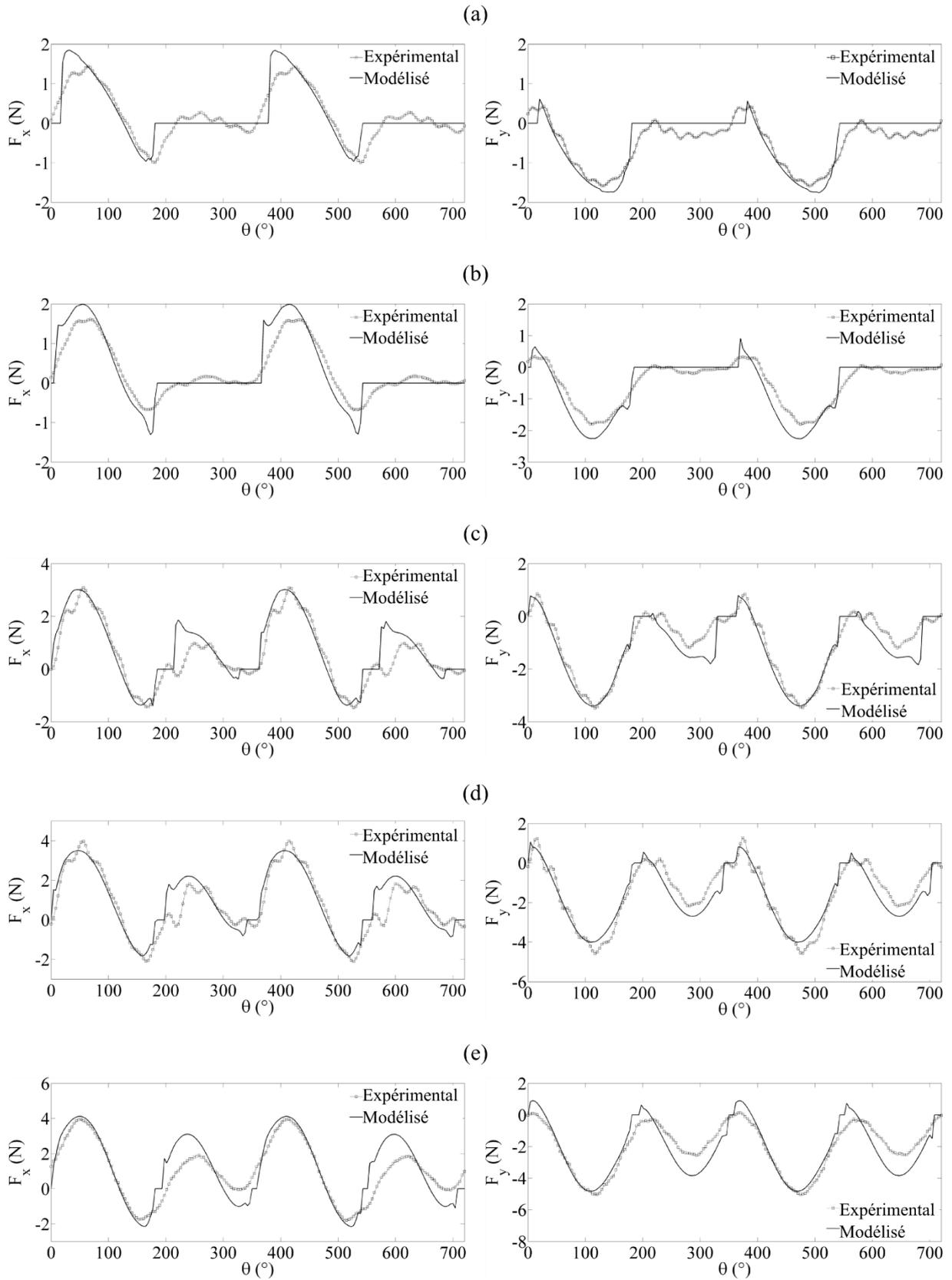


Figure 4-23 - Efforts de coupe calculé et mesuré pour la seconde série ($r_0=2,7 \mu\text{m}$, $\psi_{r_0}=-35,4^\circ$). (a) $f_z=0,5 \mu\text{m}$, (b) $f_z=2 \mu\text{m}$, (c) $f_z=5 \mu\text{m}$, (d) $f_z=8 \mu\text{m}$, (e) $f_z=12 \mu\text{m}$.

La Figure 4-24 présente les diagrammes semi-polaires de l'épaisseur coupée pour chaque dent. Les lignes discontinues représentent l'épaisseur dans le cas rigide avec prise en compte du faux-rond alors que les lignes continues prennent en compte la flexion d'outil. Dans le cas d'un outil parfaitement rigide pour la première série (figures de gauche), l'engagement de la dent la moins excentrée est sensé rester nul lorsque l'avance par dent est inférieure à environ 15 μm , correspondant à deux fois la valeur d'excentration ($r_0 = 7,2 \mu\text{m}$). Le chargement théorique de cette dent lorsque l'outil fléchit devient non nul à partir d'une avance par dent de 12 μm . Expérimentalement cette valeur est approximativement de 10 μm . De la même façon pour la deuxième série, la dent la moins excentrée commence théoriquement à usiner à partir d'une avance par dent de 3 μm dans le cas d'un outil non rigide au lieu de 5 μm dans le cas rigide ($r_0 = 2,7 \mu\text{m}$). La dent la moins chargée commence à usiner pour une avance de 3 μm par dent expérimentalement et concorde bien au cas théorique.

Comme indiqué par Bissacco [BiHS08], la flexion d'outil tend à réduire la différence de chargement mécanique entre les dents due au faux-rond d'outil. Ce phénomène est visiblement vérifié au travers de la deuxième série d'essais en observant l'épaisseur de coupe avec et sans flexion d'outil. Lorsque l'épaisseur augmente (*i.e.* lorsque l'avance par dent augmente), la différence d'épaisseur entre les deux dents diminue alors que dans le cas d'un outil parfaitement rigide cette différence est constante (sauf dans le cas où une seule dent est en prise). La dent la plus fortement chargée subie des efforts plus importants et *a fortiori* la flèche est plus importante réduisant ainsi sa prise de passe et conduisant à une épaisseur plus importante pour le passage de la dent théoriquement moins chargée.

La flexion est prise en compte de manière statique, c'est-à-dire que l'équilibre est recherché en chaque point de rotation indépendamment de la dynamique du système. Des essais à différentes vitesses de coupe pourraient vérifier cette assertion.

Ces premiers résultats montrent que les efforts de coupe en micro-fraisage sont largement influencés par le faux-rond et la flexion d'outil et que ces paramètres sont difficilement négligeables dans l'étude de ce procédé.

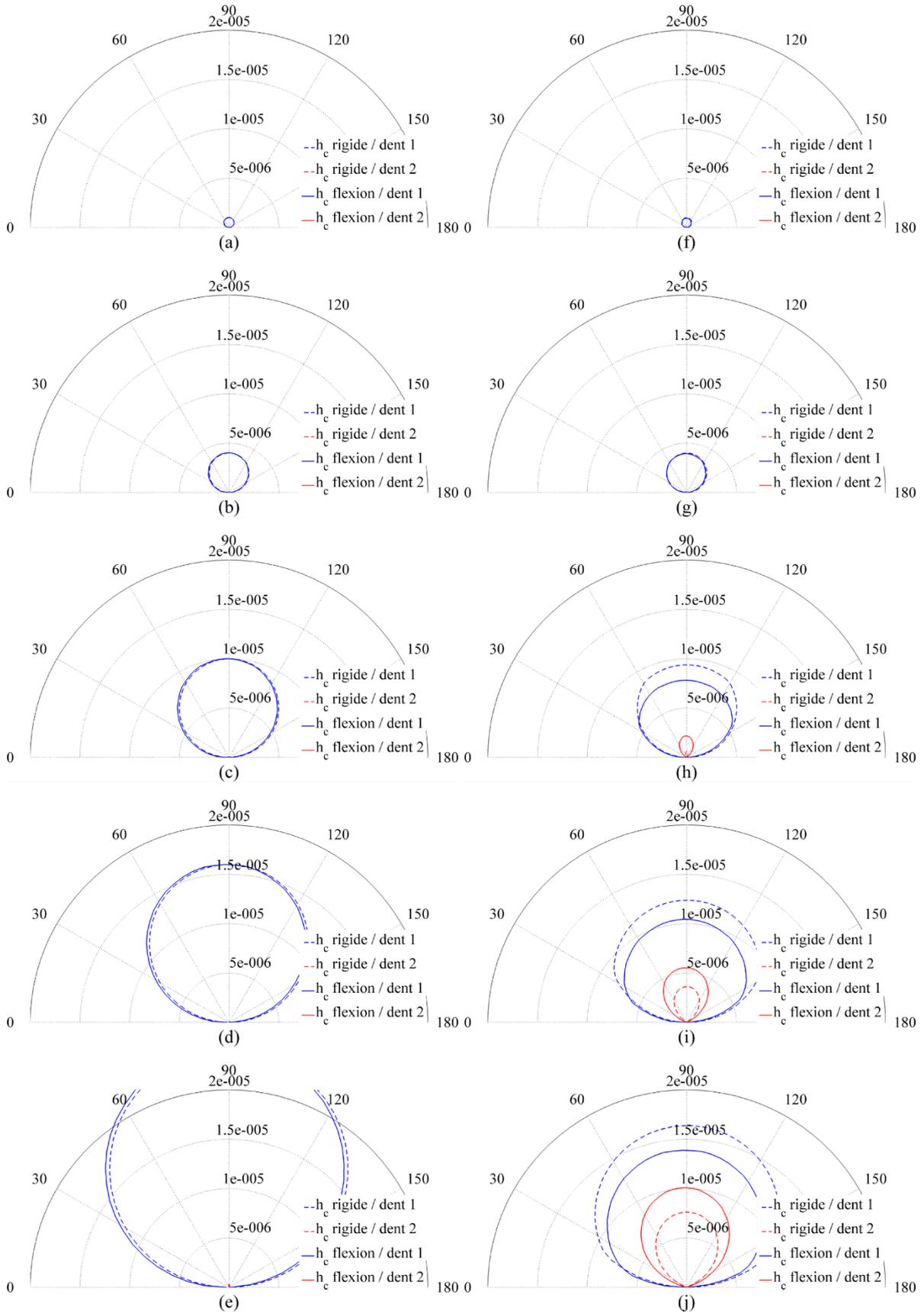


Figure 4-24 – Diagrammes semi-polaires présentant la diminution de l'écart de hauteur non déformé entre les deux dents due à la flexion d'outil pour les séries 1 (gauche) et 2 (droite). [(a)&(f)] $f_z = 0,5 \mu\text{m}$, [(b)&(g)] $f_z = 2 \mu\text{m}$, [(c)&(h)] $f_z = 5 \mu\text{m}$, [(d)&(i)] $f_z = 8 \mu\text{m}$, [(e)&(j)] $f_z = 12 \mu\text{m}$.

4.4. Conclusion

Ce chapitre présente un modèle permettant d'obtenir les efforts de coupe en micro-fraisage à partir de la loi de coupe défini dans le chapitre III. Ce modèle prend notamment en compte l'effet du faux-rond d'outil et de la flexion, non négligeables à cette échelle. Les résultats montrent une corrélation forte avec les résultats expérimentaux, alors qu'aucun paramètre n'a été identifié *a posteriori* mis à part le décalage temporel entre le signal calculé et le signal mesuré en l'absence d'un moyen de synchronisation de la mesure avec la position angulaire. Le modèle de micro-coupe élémentaire et l'identification des paramètres à partir d'essais de micro-tournage, associé à une connaissance et des mesures appropriées de la géométrie de l'outil coupant et du faux-rond, permet de prédire les efforts de coupe générés en micro-fraisage. Dans l'idéal, la synchronisation de la mesure des efforts de coupe avec une indication de la position angulaire de l'outil permettrait de s'absoudre de l'identification du décalage angulaire et de comparer justement la synchronisation des entrées et sorties matière entre prédiction et expérience.

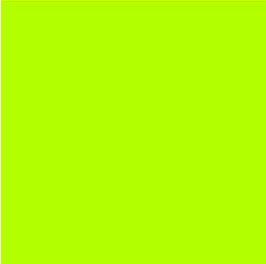
Dans le cadre des travaux d'une thèse parallèle sur l'optimisation de géométrie de micro-fraises hémisphériques, le module de prédiction d'efforts a été utilisé mais n'a pas montré autant de concordance. L'inconvénient majeur des fraises hémisphériques est que la vitesse de coupe n'est pas constante le long de l'arête de coupe, le diamètre apparent se réduisant dans cette partie hémisphérique. La vitesse est même nulle au bout de l'outil. Dans la plupart des cas, ce problème est évité en inclinant l'outil par rapport à la surface usinée et dégager ainsi le bout d'outil de la prise de passe. Néanmoins, dans certaines configurations ceci est difficile. En micro-fraisage « à plat » avec une micro-fraise hémisphérique, deux problèmes apparaissent :

- une déviation de la trajectoire d'outil non négligeable.
- des efforts statiques apparaissent dans les signaux d'efforts.

Le premier point signifie aussi que la configuration de coupe est modifiée notamment en termes d'angle de dépincage et de prise de passe. L'hypothèse d'un lien entre les efforts statiques mesurés et la déviation de trajectoire est une piste à explorer. Il serait alors possible de déduire la nouvelle configuration de coupe à partir de ces composantes statiques en utilisant une théorie des poutres plus adaptée aux problèmes tridimensionnels.

D'autres pistes pourraient permettre d'enrichir le modèle. Une première consisterait à prendre en compte la trajectoire trochoïdale des dents notamment pour le cas des grandes avances où

certaines hypothèses faites dans ce chapitre ne sont plus valides. Une seconde piste consiste en l'intégration du comportement dynamique du système usinant pouvant aussi influencer la prise de passe. Enfin une dernière piste concerne la prise en compte de l'usure des outils encore difficile à définir.



CONCLUSIONS GENERALES

Les travaux présentés dans ce manuscrit comportaient plusieurs objectifs. Le premier objectif était d'expérimenter et de modéliser la micro-coupe en vue d'une application au cas du micro-fraisage.

Un nombre de verrous importants liés intimement à l'effet d'échelle subsistent malgré l'usage croissant du micro-fraisage. La géométrie locale de la partie active de la plupart des micro-outils étant proche de celle des outils conventionnels, certains problèmes inhérents à l'échelle réduite ne sont pas maîtrisés et conduisent à un comportement différent d'une micro-fraise en comparaison à un outil conventionnel. Un des points les plus significatifs dans la compréhension de la formation de micro-copeaux concerne l'influence de l'acuité d'arête souvent représentée par un rayon. D'autres points comme la flexion d'outil et le faux-rond d'outil, peuvent être du même ordre de grandeur que les géométries usinées. Ces verrous sont pris en compte dans ces travaux.

L'étude expérimentale de la micro-coupe développée au chapitre II a permis de connaître l'influence des paramètres de coupe pour de faibles épaisseurs h_c conduisant à un effet de labourage. Ces informations restent toutefois globales et ne donnent aucune donnée au niveau local. Ce comportement local peut être obtenu à l'aide d'observations de la formation de copeau. Les observations *in situ* sont quasiment impossibles à effectuer du fait des limites

physiques des moyens d'observation utilisables. Un banc de micro-coupe interrompue a été conçu et réalisé pour pallier ce problème. Il tend à figer la formation du copeau lors de l'usinage et de faire ces observations *a posteriori*. Les résultats n'étant pas entièrement satisfaisants, des pistes d'améliorations ont été proposées et semble résoudre les difficultés rencontrées.

Cette étude expérimentale a conduit à l'élaboration d'une loi de coupe donnant les efforts pour de faibles hauteurs h_c , présentée dans le troisième chapitre. Cette modélisation décrit les efforts de coupe en tenant compte des différents mécanismes en jeu. Pour les plus faibles hauteurs coupées, le labourage est prédominant avec des efforts normaux relativement élevés en comparaison des efforts dans la direction de coupe. Ce labourage ne dépend pas de l'angle de coupe de l'outil mais dépend fortement du rayon d'acuité d'arête. Pour les hauteurs les plus élevées, le modèle semble linéaire et dépend de la géométrie de l'outil à l'instar des modèles développés en coupe conventionnelle.

Une approche par simulation numérique SPH permet de compléter l'étude. La méthode SPH montre une bonne application à la micro-coupe avec des avantages en grandes déformations du fait de l'absence de maillage. Les conclusions tirées des simulations indiquent que la micro-coupe est largement influencée par le rayon d'acuité d'arête surtout lorsque la hauteur coupée est faible comparée à ce dernier. La zone de cisaillement primaire ne se restreint pas à une bande rectiligne, mais présente une forme plus complexe et semble liée à la zone de cisaillement considérée comme tertiaire en usinage conventionnelle. Les résultats montrent également l'apparition d'un bourrelet frontal et d'une zone morte en amont de l'outil au niveau du rayon d'acuité de l'arête de coupe.

Un modèle permettant d'obtenir les efforts de coupe en micro-fraisage à partir de la loi de coupe définie précédemment est développé. Ce modèle basé sur des travaux en fraisage à l'échelle conventionnelle [Font04] prend notamment en compte les effets, non négligeables à cette échelle, du faux-rond radial et de la flexion d'outil. La mise en place d'un dispositif simple d'observation du bout d'outil *in situ* permet d'obtenir une mesure efficace du faux-rond radial (dans le cas statique). Les résultats montrent une corrélation forte avec les résultats expérimentaux, sans aucune identification de paramètre mis à part le décalage temporel entre le signal calculé et le signal mesuré en l'absence d'un moyen de synchronisation de la mesure avec la position angulaire.

Le modèle de micro-coupe élémentaire et l'identification des paramètres à partir d'essais de micro-tournage (chapitres II & III), associé à une connaissance et des mesures appropriées de

la géométrie de l'outil coupant et du faux-rond (chapitre IV), a permis de prédire les efforts de coupe générés en micro-fraisage.

L'autre objectif était d'initier des travaux sur des aspects théoriques du micro-usinage au sein des équipes encadrantes. Ces travaux de thèse ont en effet été encadrés par deux équipes de recherche : l'équipe IMPS (Interaction Matériau Procédé Structure) au sein du Département Mécanique Appliquée du laboratoire FEMTO-ST de Besançon et l'équipe SIP (Surfaces Interfaces et Procédés) au sein du laboratoire LEM3 de Metz. L'implication forte des personnes composant ces deux équipes dans ces travaux montre la volonté de développer cet axe de recherche. De nombreuses perspectives d'études en complément des résultats obtenus semblent prometteuses et sont déjà engagées pour certaines.

Concernant les moyens expérimentaux, plusieurs pistes d'amélioration du système de micro-coupe interrompue sont envisagées. La fiabilisation de toute la procédure d'observation fera l'objet d'un protocole expérimental. L'observation de la micro-coupe élémentaire à l'aide d'une caméra rapide est aussi envisagée pour vérifier les limites de l'utilisation d'un tel dispositif. La possibilité d'observer la micro-coupe par similitude (méthode courante en dynamique des fluides) est aussi une piste évoquée.

La modélisation analytique de la micro-coupe élémentaire est également considérée. La méthode des lignes de glissement semble intéressante pour prendre en compte des outils comportant un rayon d'acuité non négligeable. L'adaptation du modèle développé au sein de l'équipe SIP peut aussi être explorée.

La prise en compte des passages successifs de l'outil sur la pièce usinée dans les simulations numériques visera sans doute à faire apparaître le saut d'effort observé expérimentalement. Cette approche numérique de la micro-coupe pourra aussi être complétée par l'étude du couplage thermo-mécanique indissociable de la coupe des métaux. Cette étude est bien plus coûteuse en temps de calculs, et n'est pas réalisable actuellement en résolution parallélisée avec la méthode SPH.

Enfin, le micro-fraisage reste aussi un thème important en micro-usinage. Des travaux ont déjà été amorcés dans le cadre des travaux d'une thèse parallèle sur l'optimisation des géométries de micro-fraises hémisphériques. L'inconvénient majeur des fraises hémisphériques est que la vitesse de coupe n'est pas constante le long de l'arête de coupe, le diamètre apparent se

réduisant dans cette partie hémisphérique. En micro-fraisage « à plat » avec une micro-fraise hémisphérique, deux problèmes apparaissent :

- une déviation de la trajectoire d'outil non négligeable.
- des efforts statiques apparaissent dans les signaux d'efforts.

Le premier point signifie aussi que la configuration de coupe est modifiée notamment en termes d'angle de dépincage et de prise de passe. L'hypothèse d'un lien entre les efforts statiques mesurés et la déviation de trajectoire est une piste à explorer. Il serait alors possible de déduire la nouvelle configuration de coupe à partir de ces composantes statiques en utilisant une théorie des poutres plus adaptée aux problèmes tridimensionnels.

D'autres pistes pourraient mener à enrichir le modèle. Une première consisterait à prendre en compte la trajectoire trochoïdale des dents notamment pour le cas des grandes avances où certaines hypothèses faites dans ces travaux ne sont plus valides. Une seconde piste consiste en l'intégration du comportement dynamique du système usinant pouvant également influencer la prise de passe. Enfin une dernière piste concerne la prise en compte de l'usure des outils encore difficile à définir.

Ces éléments peuvent aussi ouvrir la voie à l'étude des aspects concernant les pièces fabriquées : la maîtrise des qualités de surfaces et des dimensions obtenues avec par exemple la gestion de la trajectoire réelle de l'outil.

LISTE DES FIGURES ET TABLEAUX

Figure 1-1 - Classement des techniques de micro-fabrication [PiKM14].....	6
Figure 1-2 - Exemple de MEMS à application optique.....	7
Figure 1-3 – Comparaison des procédés de micro-fabrication (d’après [ByDD03]).....	7
Figure 1-4 - Estimation du marché des MEMS pour la période 2014-2020 [Yole15].....	8
Figure 1-5 - Prédiction de l’importance du marché de la micro et nano fabrication par secteurs industriels pour la période 2012-2015 et évolution après 2015 (adapté de [Mina12])	9
Figure 1-6 - Processus de fabrication d'un micro-moule d'injection (adapté de [Biss04])	10
Figure 1-7 - Exemples d’entités micro-usinées (qualité et aspects) (a) voile mince [WePe08], (b) et (c) micro colonnes [BaLO04] [TaVM03], (d) réseau d’îlots [HuLD14], (e) poches et rainures [UHZS07], (f) forme complexe [NIKT11].....	13
Figure 1-8 - Exemples de composants micro-fraisés (a) Micro-électrode (Cimatron), (b) réflecteur (Röders) (c) Implants dentaires (Datron), (d) Micro-moule de filtre (Yasda), (e) éléments d’horlogerie (Kern), (f) Micro-moule complexe (Röders).....	14
Figure 1-9 – Exemple de simulation d’usinage de micro-pièce.....	15
Figure 1-10 - Matériaux micro-usinés selon [CRAD12]	16
Figure 1-11 - Comparaison de l'usure pour différents revêtements [AMYC08].....	19
Figure 1-12 - Comparaison de l'usure pour différents revêtements à base de chrome [KTKK09]	20

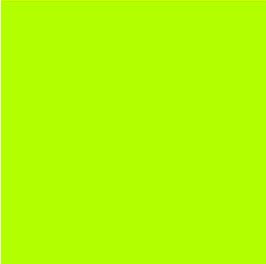
Figure 1-13 - Micro-fraise cylindrique $\varnothing 0,2$ mm en carbure de tungstène	21
Figure 1-14 - Exemples de micro-fraises réalisées par FIB [AVBC01]	22
Figure 1-15 – Etude d’outils spécifiques à une arête tranchante [FDRK08]	22
Figure 1-16 - Comparaison des avances par dent en fonction du diamètre d'outil données par les fabricants.....	23
Figure 1-17- exemples de machine dédiée [Kapo04] :	26
Figure 1-18 - Micrographies de surfaces générées et trajectoires d'outil correspondant [BiBa09]	28
Figure 1-19 – Différence de taillage entre une micro-fraise (A) et une fraise conventionnelle (B) [DoMT06].....	32
Figure 1-20 - Effet du rayon d'arête et de la taille de grain d’après [BiHD05].....	32
Figure 1-21 - Effet du copeau minimum en micro-coupe [ChPF06]	33
Figure 1-22 - Point de stagnation sur l'arête de coupe [WRNL08]	33
Figure 1-23 - Déformation plastique en abrasion [Geor00].	34
Figure 1-24 - Variations d'efforts sur plusieurs passage de dents due à la flexion [KiMN04]	36
Figure 1-25 - Paramétrage du faux-rond radial.....	37
Figure 1-26 – Montage de mesure du faux-rond statique en micro-fraisage [JiAl12].....	38
Figure 1-27 - Exemples de bavures en micro-fraisage [ADAF09, BiHD05].....	38
Figure 1-28 - Les trois principaux mécanismes de formation de bavures [LeDo05].....	39
Figure 1-29 : Dénomination et localisation des bavures observées [Piqu12]	40
Figure 1-30 : Caractéristiques dimensionnelles des bavures [Piqu12]	41
Figure 1-31 - Influence des paramètres sur les dimensions de bavures en flanc [Piqu12]	41
Figure 1-32 : Mécanisme de formation des bavures en flanc (mode avalant) [PALD14]	42
Figure 2-1 - Décomposition de l'arête de coupe en arêtes élémentaires	45
Figure 2-2 – Notation des paramètres géométriques de coupe	47
Figure 2-3 - Configuration de la coupe oblique	47
Figure 2-4 - Microstructure des échantillons de 45NiCrMo16	48
Figure 2-5 - Mesure des caractéristiques des outils avec Alicona IF	49
Figure 2-6 - Configurations expérimentales de la coupe élémentaire : a) dressage d'un disque, b) chariotage d'un tube, c) rabotage	50
Figure 2-7 - Passage de coupe orthogonale à coupe oblique en chariotage de tube	52
Figure 2-8 - Des essais de micro-coupe à la micro-coupe élémentaire.....	53
Figure 2-9 - Banc expérimental de micro-coupe élémentaire	55

Figure 2-10 - Mesure des positions des points générateurs sur le système optique de contrôle et mesures (<i>TESA Visio</i>).....	56
Figure 2-11 - Les différents éléments de la chaîne d'acquisition d'efforts de coupe	56
Figure 2-12 - Exploitation des données d'efforts mesurés étape par étape.....	59
Figure 2-13 – Efforts de coupe mesurés en fonction de la hauteur coupée.....	62
Figure 2-14 - Modélisation d'un saut d'effort dans la littérature : [LJDK04] (gauche) et [KiMN04] (droite).....	63
Figure 2-15 – Micrographie de la surface usinée (observation MEB).....	64
Figure 2-16 - Evolution de l'effort spécifique de coupe en fonction du nombre de passage de l'outil pour différents rapports $r\beta/hc$ [FISK09]	64
Figure 2-17 - Classification des systèmes de quick-stop [Reba11].....	65
Figure 2-18 - Système typique de coupe interrompue d'après [SuMe08]	66
Figure 2-19 - Implantation du banc de micro-coupe sur <i>Kern HSPC 2425</i>	67
Figure 2-20 - Déroulement d'un essai de micro-coupe interrompue : a) éléments du banc, b) déverrouillage du piston, c) percussion, d) déplacement du chariot, e) remontage du système et f) verrouillage du système	69
Figure 2-21 - Vitesse du chariot mobile en fonction du temps après percussion.....	77
Figure 2-22 - Vitesse du chariot mobile en fonction de son déplacement lors de la percussion	77
Figure 2-23 - Observation MEB de copeaux obtenus à l'aide du banc de coupe interrompue pour différentes valeurs de hauteur de coupe	78
Figure 2-24 - Copeaux pour une épaisseur $hc = 0,25 \mu m$	79
Figure 2-25 - Observation de la racine du copeau.....	80
Figure 2-26 - Vitesse mesurée du chariot lors d'un essai	81
Figure 2-27 - Comparaison des vitesses théorique et mesurée du chariot durant l'impact	81
Figure 2-28 - Copeau sur machine <i>Röders RP600</i> avec table fixe dans la direction de mouvement du système de micro-coupe interrompue.....	82
Figure 2-29 - Efforts de coupe dans un cuivre pur 99%	84
Figure 2-30 - Copeau formé dans le cuivre.....	84
Figure 3-1 - Principales zones de déformation du matériau usiné	86
Figure 3-2 - Composantes des efforts de coupe pour la théorie de Merchant [GFPB13]	87
Figure 3-3 - Modèle de Kang et al. [KaKS08]	90
Figure 3-4 - Décomposition de l'effort spécifique de coupe [AhMH15]	93
Figure 3-5 - Régime de coupe (a) et régime de labourage (b) selon [JGMP12]	95

Figure 3-6 - Modèle de ligne de glissement et hodographe associé [Fang03a]	99
Figure 3-7 - Contraintes de von Mises lors de la simulation de la micro-coupe ([AfRS10] gauche, [JiAl12] droite).....	101
Figure 3-8 - Exemples de simulations en dynamique moléculaire [SITO93].....	101
Figure 3-9 : Décomposition du modèle d'effort.....	104
Figure 3-10 : Comparaison du modèle aux résultats expérimentaux	109
Figure 3-11 - Comparaison des efforts spécifiques de coupe	111
Figure 3-12 - Représentation de la fonction de lissage SPH.....	113
Figure 3-13 - Comparaison des méthodes SPH, du code Advantedge et de résultats expérimentaux en termes d'efforts : Cas de l'aluminium (gauche) et de l'AISI 4340 (droite) [Limi08]	113
Figure 3-14 - Géométrie de simulation	114
Figure 3-15 - Efforts de coupe en fonction de h_c pour un rayon d'acuité de 2, 11 et 20 μm . 120	
Figure 3-16 - Rapport entre F_f et F_c simulés en fonction du rapport $h_c/r\beta$	122
Figure 3-17 - Efforts spécifique de coupe issus de la simulation en fonction du rapport $h_c/r\beta$	122
Figure 3-18 - Contraintes de Von Mises pour la simulation SPH de la coupe orthogonale $r\beta = 2 \mu\text{m}$ $h_c = 2, 8, 14 \mu\text{m}$	124
Figure 3-19 - Contraintes de Von Mises (MPa) pour la simulation SPH de la coupe orthogonale $r\beta = 11 \mu\text{m}$ $h_c = 2, 8, 14 \mu\text{m}$	125
Figure 3-20 - Contraintes de Von Mises pour la simulation SPH de la coupe orthogonale $r\beta = 20 \mu\text{m}$ $h_c = 2, 8, 14 \mu\text{m}$	126
Figure 3-21- Forme de la zone de cisaillement	127
Figure 3-22 – Observation de la vitesse normale des particules en fonction du coefficient de frottement	128
Figure 3-23 - Impact du coefficient de frottement μ_s sur les efforts de coupe	128
Figure 3-24 - Angle d'écoulement du copeau en fonction du ratio $h_c/r\beta$	129
Figure 3-25 – Taux de compression (h/h_c) en fonction du rapport $h_c/r\beta$	130
Figure 4-1 - Modèle de Kim et al. [KiMN04].....	135
Figure 4-2 - Micro-fraisage d'un matériau hétérogène [VoDK03]	137
Figure 4-3 - Distribution de température lors de la simulation du micro-fraisage d'un Al2024-T6 (gauche) et d'un AISI 4340 (droite) [ÖzLD07]	138
Figure 4-4 - Simulation numérique 3D du micro-fraisage [Gilb12]	139

Figure 4-5 - Démarche de modélisation du micro-fraisage.....	140
Figure 4-6 - Géométrie et discrétisation de l'arête d'une fraise générique. (a) Géométrie globale, (b) Repère sphérique, (c) Arête de coupe élémentaire [Font04].	141
Figure 4-7 - Algorithme de la routine <i>Matlab</i> pour le calcul d'efforts de micro-fraisage	142
Figure 4-8 - Définition du profil d'enveloppe d'un outil générique	143
Figure 4-9 – Equivalence assumée entre les configurations de micro-coupe	146
Figure 4-10 – Paramètres définissant le faux-rond et la flexion d'outil.....	147
Figure 4-11 - Calcul de la déviation d'outil compatible avec les efforts de coupe	148
Figure 4-12 – Définition de la direction normale à la trajectoire de la dent considérée.	150
Figure 4-13 – Effet du faux-rond d'outil : a) $\psi_{r0} = 0^\circ$, b) $\psi_{r0} = 90^\circ$, c) $\psi_{r0} = 30^\circ$, d) $\psi_{r0} = -30^\circ$, e) $\psi_{r0} = 60^\circ$, f) $\psi_{r0} = -60^\circ$	152
Figure 4-14 - Cas extrême de faux-rond avec $\psi_{r0} = 0^\circ$ pour $f_z = 10 \mu\text{m}$ et $r_0 = 2 \mu\text{m}$	153
Figure 4-15 – Configuration expérimentale des essais de rainurage destinés à la validation du modèle	153
Figure 4-16 – Image MEB de la micro-fraise utilisée pour les tests de validation [Gilb12].	154
Figure 4-17 – Mesure du faux-rond : (a) montage de mesure, (b) détection du centre pour la première position et (c) pour la position à 180°	156
Figure 4-18 - Etapes de la détection de contour pour la mesure de faux-rond : (a) prise de vue du bout de micro-fraise, (b) filtrage noir et blanc, (c) filtrage gaussien et (d) remplissage des taches noires	157
Figure 4-19 - Signaux d'efforts issus d'un essai de rainurage.....	159
Figure 4-20 - FFT du signal corrigé	160
Figure 4-21 - Mesure corrigée des signaux d'efforts bruts (noir) et signaux obtenus après calcul de la moyenne (rouge).....	160
Figure 4-22 - Efforts de coupe calculés et mesurés pour la première série ($r_0=7,2 \mu\text{m}$, $\psi_{r0}=-4,9^\circ$). (a) $f_z=0,5 \mu\text{m}$, (b) $f_z=2 \mu\text{m}$, (c) $f_z=5 \mu\text{m}$, (d) $f_z=8 \mu\text{m}$, (e) $f_z=12 \mu\text{m}$	162
Figure 4-23 - Efforts de coupe calculé et mesuré pour la seconde série ($r_0=2,7 \mu\text{m}$, $\psi_{r0}=-35,4^\circ$). (a) $f_z=0,5 \mu\text{m}$, (b) $f_z=2 \mu\text{m}$, (c) $f_z=5 \mu\text{m}$, (d) $f_z=8 \mu\text{m}$, (e) $f_z=12 \mu\text{m}$	163
Figure 4-24 – Diagrammes semi-polaires présentant la diminution de l'écart de hauteur non déformé entre les deux dents due à la flexion d'outil pour les séries 1 (gauche) et 2 (droite). [(a)&(f)] $f_z = 0,5 \mu\text{m}$, [(b)&(g)] $f_z = 2 \mu\text{m}$, [(c)&(h)] $f_z = 5 \mu\text{m}$, [(d)&(i)] $f_z = 8 \mu\text{m}$, [(e)&(j)] $f_z = 12 \mu\text{m}$	165

Tableau 1-1 - Applications des techniques de micro-coupe (adapté de [ChHu13])	11
Tableau 1-2 - Matériaux et applications présentées dans la bibliographie (par ordre chronologique d'après [Saed11])	16
Tableau 1-3 - Comparaison de performances relatives des matériaux à outils (adapté de [CMOY00]).....	17
Tableau 1-4 - Matériaux à outils et leurs applications (adapté de [CMOY00]).....	18
Tableau 1-5 - Comparaison des grandeurs caractéristiques en fraisage.....	31
Tableau 2-1 - Composition du 45NiCrMo16	48
Tableau 2-2 - Caractéristiques des outils neufs IFANGER	50
Tableau 3-1 - Paramètres du modèle phénoménologique pour les différentes configurations de micro-coupe.....	106
Tableau 3-2 - Caractéristiques de coupe des simulations numériques SPH menées	115
Tableau 3-3 - Caractéristiques de l'acier AISI 4340	117
Tableau 3-4 - Paramètres Johnson-Cook de l'acier AISI 4340 [BMRB05]	118
Tableau 3-5 - valeurs limites pour l'angle d'écoulement du copeau et pour l'angle de coupe équivalent	129
Tableau 4-1 - Paramètres de faux-rond pour chaque série, identifiés à l'aide de la mesure in situ	158



REFERENCES

- [ABDM06] ALBERS, ALBERT ; BURKARDT, NORBERT ; DEIGENDESCH, TOBIAS ; MARZ, JOCHEN: Micro-specific design flow for tool-based microtechnologies. In: *Microsystem Technologies* Bd. 13 (2006), Nr. 3–4, S. 305–310
- [ABHM05] ALBERS, ALBERT ; BURKARDT, N. ; HAUSER, S. ; MARZ, J.: Knowledge-based design environment for primary shaped micro parts. In: *Microsystem technologies* Bd. 11 (2005), Nr. 4–5, S. 254–260
- [ADAF09] AURICH, J. C. ; DORNFELD, D. ; ARRAZOLA, P. J. ; FRANKE, V. ; LEITZ, L. ; MIN, S.: Burrs-Analysis, control and removal. In: *Cirp Annals-Manufacturing Technology* Bd. 58 (2009), Nr. 2, S. 519–542. — WOS:000273043900001
- [ADTM10] ALBERS, ALBERT ; DEIGENDESCH, TOBIAS ; TURKI, TARAK ; MÜLLER, TOBIAS: Patterns for design in microtechnology. In: *Microsystem Technologies* Bd. 16 (2010), Nr. 8–9, S. 1537–1545
- [AfRS10] AFAZOV, S.M. ; RATCHEV, S.M. ; SEGAL, J.: Modelling and simulation of micro-milling cutting forces. In: *Journal of Materials Processing Technology* Bd. 210 (2010), Nr. 15, S. 2154–2162
- [AhMH15] AHN, IL HYUK ; MOON, SEUNG KI ; HWANG, JIHONG: A mechanistic cutting force model with consideration of the intrinsic and geometric size effects decoupled. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* (2015)

-
- [AlJi11] ALTINTAS, Y. ; JIN, X.: Mechanics of micro-milling with round edge tools. In: *CIRP Annals-Manufacturing Technology* Bd. 60 (2011), Nr. 1, S. 77–80
- [AlMa04] ALBERS, A. ; MARZ, J.: Restrictions of production engineering on micro-specific product development. In: *Microsystem Technologies* Bd. 10 (2004), Nr. 3, S. 205–210
- [AMYC08] ARAMCHAROEN, A. ; MATIVENGA, P.T. ; YANG, S. ; COOKE, K.E. ; TEER, D.G.: Evaluation and selection of hard coatings for micro milling of hardened tool steel. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* Bd. 48 (2008), Nr. 14, S. 1578–1584
- [Arma98] ARMAREGO, E. J. A.: A generic mechanics of cutting approach to predictive technological performance modeling of the wide spectrum of machining operations. In: *Machining Science and Technology* Bd. 2 (1998), Nr. 2, S. 191–211
- [ARSL05] AZIZUR RAHMAN, M. ; RAHMAN, M. ; SENTHIL KUMAR, A. ; LIM, H.S.: CNC microturning: an application to miniaturization. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* Bd. 45 (2005), Nr. 6, S. 631–639
- [ARSP12] AFAZOV, S.M. ; RATCHEV, S.M. ; SEGAL, J. ; POPOV, A.A.: Chatter modelling in micro-milling by considering process nonlinearities. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* Bd. 56 (2012), S. 28–38
- [Asta05] ASTAKHOV, VIKTOR P.: On the inadequacy of the single-shear plane model of chip formation. In: *International Journal of Mechanical Sciences* Bd. 47 (2005), Nr. 11, S. 1649–1672
- [AUBB06] AZCARATE, S. ; URIARTE, L. ; BIGOT, S. ; BOLT, P. J. ; STAEMMLER, L. ; TOSELLO, G. ; ROTH, S. ; SCHOTH, A.: Hybrid Tooling: A Review of Process Chains for Tooling Microfabrication within 4M. In: . Grenoble : Elsevier, 2006, S. 305–308
- [AVBC01] ADAMS, D.P. ; VASILE, M.J. ; BENAVIDES, G. ; CAMPBELL, A.N.: Micromilling of metal alloys with focused ion beam-fabricated tools. In: *Precision Engineering* Bd. 25 (2001), Nr. 2, S. 107–113
- [AZRS13] AFAZOV, S.M. ; ZDEBSKI, D. ; RATCHEV, S.M. ; SEGAL, J. ; LIU, S.: Effects of micro-milling conditions on the cutting forces and process stability. In: *Journal of Materials Processing Technology* Bd. 213 (2013), Nr. 5, S. 671–684
- [BaLO04] BANG, YOUNG-BONG ; LEE, KYUNG-MIN ; OH, SEUNGRYUL: 5-axis micro milling machine for machining micro parts. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* Bd. 25 (2004), Nr. 9–10, S. 888–894

- [BaTa00a] BAO, W.Y. ; TANSEL, I.N.: Modeling micro-end-milling operations. Part III: influence of tool wear. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* Bd. 40 (2000), Nr. 15, S. 2193–2211
- [BaTa00b] BAO, W.Y. ; TANSEL, I.N.: Modeling micro-end-milling operations. Part I: analytical cutting force model. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* Bd. 40 (2000), Nr. 15, S. 2155–2173
- [BaTa00c] BAO, W.Y. ; TANSEL, I.N.: Modeling micro-end-milling operations. Part II: tool run-out. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* Bd. 40 (2000), Nr. 15, S. 2175–2192
- [BGRT08] BRINKSMEIER, EKKARD ; GLÄBE, RALF ; RIEMER, OLTMANN ; TWARDY, SVEN: Potentials of precision machining processes for the manufacture of micro forming molds. In: *Microsystem Technologies* Bd. 14 (2008), Nr. 12, S. 1983–1987
- [BiBa09] BIERMANN, D. ; BASCHIN, A.: Influence of cutting edge geometry and cutting edge radius on the stability of micromilling processes. In: *Production Engineering* Bd. 3 (2009), Nr. 4, S. 375–380
- [BiHD05] BISSACCO, G. ; HANSEN, H.N. ; DE CHIFFRE, L.: Micromilling of hardened tool steel for mould making applications. In: *Journal of Materials Processing Technology* Bd. 167 (2005), Nr. 2–3, S. 201–207
- [BiHS08] BISSACCO, G. ; HANSEN, H.N. ; SLUNSKY, J.: Modelling the cutting edge radius size effect for force prediction in micro milling. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology* Bd. 57 (2008), Nr. 1, S. 113–116
- [Biss04] BISSACCO, GIULIANO: *Surface Generation and Optimization in Micromilling*, Department of Manufacturing Engineering and Management, Technical University of Denmark, 2004
- [BMRB05] BELHADI, S. ; MABROUKI, T. ; RIGAL, J. F. ; BOULANOUAR, L.: Experimental and numerical study of chip formation during straight turning of hardened AISI 4340 steel. In: *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* Bd. 219 (2005), Nr. 7, S. 515–524
- [ByDD03] BYRNE, G. ; DORNFELD, D. ; DENKENA, B.: Advancing cutting technology. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology* Bd. 52 (2003), S. 483–507
- [CDGB01] CAHUC, OLIVIER ; DARNIS, P ; GÉRARD, A ; BATTAGLIA, J. L.: Experimental and analytical balance sheet in turning applications. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* Bd. 18 (2001), S. 648–656
- [ChHu13] CHENG, K. ; HUO, D.: *Micro-Cutting Fundamentals and Applications* : John Wiley & Sons, Ltd, 2013 — ISBN 978-0-470-97287-8

-
- [ChPF06] CHAE, J. ; PARK, S.S. ; FREIHEIT, T.: Investigation of micro-cutting operations. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* Bd. 46 (2006), Nr. 3–4, S. 313–332
- [CKHY05] CHEN, W.K. ; KURIYAGAWA, T. ; HUANG, H. ; YOSIHARA, N.: Machining of micro aspherical mould inserts. In: *Precision Engineering* Bd. 29 (2005), Nr. 3, S. 315–323
- [CMOY00] CHILDS, T. H. C. ; MAEKAWA, K. ; OBIKAWA, T. ; YAMANE, Y.: *Metal machining: Theory and applications* : Elsevier, 2000 — ISBN 0-340-69159-X
- [CoFr96] COANE, P. J. ; FRIEDRICH, C. R.: Fabrication of composite x-ray masks by micromilling. In: *Micromachining and Microfabrication '96* (1996), S. 130–141
- [CRAD12] CÂMARA, MA ; RUBIO, J.C.C. ; ABRAO, AM ; DAVIM, JP: State of the Art on Micromilling of Materials, a Review. In: *Journal of Materials Science & Technology* Bd. 28 (2012), Nr. 8, S. 673–685
- [Demi09] DEMIR, E.: A Taylor-based plasticity model for orthogonal machining of single-crystal FCC materials including frictional effects. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* Bd. 40 (2009), Nr. 9, S. 847–856
- [DhÖz06] DHANORKER, A. ; ÖZEL, T.: An experimental and modeling study on meso/micro end milling process. In: *Proceedings of 2006 ASME International Conference on Manufacturing Science and Engineering, Paper, 2006*
- [DHRI06] DENKENA, B. ; HOFFMEISTER, H.-W. ; REICHSTEIN, M. ; ILLENSEER, S. ; HLAVAC, M.: Micro-machining processes for microsystem technology. In: *Microsystem Technologies* Bd. 12 (2006), Nr. 7, S. 659–664
- [DiSS11] DING, H. ; SHEN, N. ; SHIN, Y.C.: Experimental Evaluation and Modeling Analysis of Micromilling of Hardened H13 Tool Steels. In: *Transactions of the ASME-B-Journ Manufacturing Science Engineering* Bd. 133 (2011), Nr. 4, S. 41007
- [DoMG04] DOW, T. A. ; MILLER, E. L. ; GARRARD, K.: Tool force and deflection compensation for small milling tools. In: *Precision Engineering* Bd. 28 (2004), Nr. 1, S. 31–45
- [DoMT06] DORNFELD, D. ; MIN, S. ; TAKEUCHI, Y.: Recent Advances in Mechanical Micromachining. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology* Bd. 55 (2006), Nr. 2, S. 745–768
- [EgMi02] EGASHIRA, KAI ; MIZUTANI, KATSUMI: Micro-drilling of monocrystalline silicon using a cutting tool. In: *Precision Engineering* Bd. 26 (2002), Nr. 3, S. 263–268

- [EHTM11] EGASHIRA, KAI ; HOSONO, SHIGEYUKI ; TAKEMOTO, SHO ; MASAO, YUSUKE: Fabrication and cutting performance of cemented tungsten carbide micro-cutting tools. In: *Precision Engineering* Bd. 35 (2011), Nr. 4, S. 547–553
- [EnAI01] ENGIN, S. ; ALTINTAS, Y.: Mechanics and dynamics of general milling cutters. Part I: helical end mills. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* Bd. 44 (2001), S. 2195–2212
- [Esco15] ESCOLLE, B.: *Optimisation des outils de micro-fraisage destinés à l'usinage des aciers durs : cas des micro-fraises hémisphériques*, 2015
- [Fang03a] FANG, N.: Slip-line modeling of machining with a rounded-edge tool—Part I: new model and theory. In: *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* Bd. 51 (2003), Nr. 4, S. 715–742
- [Fang03b] FANG, N.: Slip-line modeling of machining with a rounded-edge tool—Part II: analysis of the size effect and the shear strain-rate. In: *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* Bd. 51 (2003), Nr. 4, S. 743–762
- [FCWO07] FILIZ, SINAN ; CONLEY, CAROLINE M. ; WASSERMAN, MATTHEW B. ; OZDOGANLAR, O. BURAK: An experimental investigation of micro-machinability of copper 101 using tungsten carbide micro-endmills. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* Bd. 47 (2007), Nr. 7–8, S. 1088–1100
- [FDMD06] FONTAINE, M. ; DEVILLEZ, A. ; MOUFKI, A. ; DUDZINSKI, D.: Predictive force model for ball-end milling and experimental validation with a wavelike form machining test. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* Bd. 46 (2006), Nr. 3, S. 367–380
- [FDRK08] FLEISCHER, J. ; DEUCHERT, M. ; RUHS, C. ; KÜHLEWEIN, C. ; HALVADJIYSKY, G. ; SCHMIDT, C.: Design and manufacturing of micro milling tools. In: *Microsystem Technologies* Bd. 14 (2008), Nr. 9, S. 1771–1775
- [FISK09] FLEISCHER, J. ; SCHULZE, V. ; KOTSCHENREUTHER, J.: Extension of cutting force formulae for microcutting. In: *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* Bd. 2 (2009), Nr. 1, S. 75–80
- [FoDD07] FONTAINE, M. ; DEVILLEZ, A. ; DUDZINSKI, D.: Parametric geometry for modelling of milling operations. In: *International Journal of Machining and Machinability of Materials* Bd. 2 (2007), Nr. 2, S. 186–205
- [Font04] FONTAINE, M.: *Modélisation thermomécanique du fraisage de forme et validation expérimentale*, Université de Metz, 2004
- [FrCV97] FRIEDRICH, C. R. ; COANE, P. J. ; VASILE, M. J.: Micromilling development and applications for microfabrication. In: *Microelectronic engineering* Bd. 35 (1997), Nr. 1, S. 367–372

-
- [FrKu04] FRIEDRICH, C. R. ; KULKARNI, V. P.: Effect of workpiece springback on micromilling forces. In: *Microsystem Technologies* Bd. 10 (2004), Nr. 6–7, S. 472–477
- [FWLL03] FANG, F. Z. ; WU, H. ; LIU, X. D. ; LIU, Y. C. ; NG, S. T.: Tool geometry study in micromachining. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* Bd. 13 (2003), Nr. 5, S. 726
- [FWMH09] FOY, K. ; WEI, Z. ; MATSUMURA, T. ; HUANG, Y.: Effect of tilt angle on cutting regime transition in glass micromilling. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* Bd. 49 (2009), Nr. 3–4, S. 315–324
- [Geor00] GEORGES, JEAN-MARIE: *Frottement, usure et lubrification.: La tribologie ou science des surfaces* : Eyrolles, 2000 — ISBN 978-2-271-05668-9
- [GFMT13] GILBIN, ALEXANDRE ; FONTAINE, MICHAËL ; MICHEL, GÉRARD ; THIBAUD, SÉBASTIEN ; PICARD, PHILIPPE: Capability of tungsten carbide micro-mills to machine hardened tool steel. In: *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing* Bd. 14 (2013), Nr. 1, S. 23–28
- [GFPB13] GERMAIN, DIMITRI ; FROMENTIN, GUILLAUME ; POULACHON, GÉRARD ; BISSEY-BRETON, STÉPHANIE: From large-scale to micromachining: A review of force prediction models. In: *Journal of Manufacturing Processes* Bd. 15 (2013), Nr. 3, S. 389–401
- [Gilb12] GILBIN, A.: *Optimisation d'outils de micro-fraisage destinés à l'usinage des aciers durs : cas des fraises deux tailles*, 2012
- [Gill99] GILLESPIE, L.K.: *Deburring and edge finishing handbook* : SME, 1999 — ISBN 0-87263-501-5
- [GuFP09] GUYOUT ; FROMENTIN ; PICART: Effet d'échelle en Micro Fraisage d'un acier inoxydable 316L. Congrès Français de mécanique (2009)
- [Guyo14] GUYOUT, L.: *Usinabilité d'aciers inoxydables type 316 L : application au micro-fraisage*, 2014
- [GyUb14] GYLIENÉ, V. ; UBARTAS, M.: Machining modeling, using SPH methodology. In: . Prague, Czech Republic, 2014
- [HuLD14] HUO, DEHONG ; LIN, CHAO ; DALGARNO, KENNETH: An experimental investigation on micro machining of fine-grained graphite. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* (2014)
- [IkST92] IKAWA, N. ; SHIMADA, S. ; TANAKA, H.: Minimum thickness of cut in micromachining. In: *Nanotechnology* Bd. 3 (1992), Nr. 1, S. 6
- [JaDM10] JAFFERY, S. I. ; DRIVER, N. ; MATIVENGA, P. T.: Analysis of process parameters in the micromachining of Ti-6Al-4V alloy. In: *Proceedings*

- of the 36th International MATADOR Conference* : Springer, 2010, S. 239–242
- [JGMP12] JUN, MARTIN B.G. ; GOO, CHAN SEO ; MALEKIAN, MOHAMMAD ; PARK, SIMON: A New Mechanistic Approach for Micro End Milling Force Modeling. In: *Journal of Manufacturing Science and Engineering* Bd. 134 (2012), S. 11006–1
- [JiAl11] JIN ; ALTINTAS, YUSUF: Slip-line field model of micro-cutting process with round tool edge effect. In: *Journal of Materials Processing Technology* Bd. 211 (2011), Nr. 3, S. 339–355
- [JiAl12] JIN ; ALTINTAS, Y.: Prediction of micro-milling forces with finite element method. In: *Journal of Materials Processing Technology* Bd. 212 (2012), Nr. 3, S. 542–552
- [JLDK06] JUN, MARTIN B. G. ; LIU, XINYU ; DEVOR, RICHARD E. ; KAPOOR, SHIV G.: Investigation of the Dynamics of Microend Milling—Part I: Model Development. In: *Journal of Manufacturing Science and Engineering* Bd. 128 (2006), Nr. 4, S. 893
- [JuDK06] JUN, MARTIN B. G. ; DEVOR, RICHARD E. ; KAPOOR, SHIV G.: Investigation of the Dynamics of Microend Milling—Part II: Model Validation and Interpretation. In: *Journal of Manufacturing Science and Engineering* Bd. 128 (2006), Nr. 4, S. 901
- [KaKS08] KANG, I. S. ; KIM, J. S. ; SEO, Y. W.: Cutting force model considering tool edge geometry for micro end milling process. In: *Journal of Mechanical Science and Technology* Bd. 22 (2008), Nr. 2, S. 293–299
- [Kapo04] KAPOOR: Current state of micro-scale machine tool systems and machining research (2004)
- [KiMN04] KIM ; MAYOR ; NI: A Static Model of Chip Formation in Microscale Milling. In: *Journal of Manufacturing Science and Engineering* Bd. 126 (2004), Nr. 4, S. 710
- [KKKK07] KANG, I. S. ; KIM, J. S. ; KIM, J. H. ; KANG, M. C. ; SEO, Y. W.: A mechanistic model of cutting force in the micro end milling process. In: *Journal of Materials Processing Technology* Bd. 187–188 (2007), S. 250–255
- [KoBO15] KORKMAZ, E. ; BAYIZ, Y. E. ; OZDOGANLAR, O. B.: The Effect of Dynamometer Dynamics on the Measurement Accuracy of Micromachining Forces. In: . Milan, 2015
- [KoCR98] KOMANDURI, R. ; CHANDRASEKARAN, N. ; RAFF, L. M.: Effect of tool geometry in nanometric cutting: a molecular dynamics simulation approach. In: *Wear* Bd. 219 (1998), Nr. 1, S. 84–97

-
- [KoOz12] KOTA, N. ; OZDOGANLAR, O. B.: Orthogonal machining of single-crystal and coarse-grained aluminum. In: *Journal of Manufacturing Processes* (2012)
- [KTKK09] KIM, M.W. ; TAK, H.S. ; KANG, M.C. ; KIM, K.H. ; PARK, I.D. ; JE, T.J.: Cutting performance of nanocomposite Cr–C–N, Cr–Si–N and Cr–Si–C–N coated tools for micro end-milling operation. In: *Current Applied Physics* Bd. 9 (2009), Nr. 2, S. e201–e204
- [LDKE04] LIU, X. ; DEVOR, R. E. ; KAPOOR, S. G. ; EHMANN, K. F.: The Mechanics of Machining at the Microscale: Assessment of the Current State of the Science. In: *Journal of Manufacturing Science and Engineering* Bd. 126 (2004), Nr. 4, S. 666
- [LeDo05] LEE, KH ; DORNFELD, DA: Micro-burr formation and minimization through process control. In: *Precision Engineering-Journal of the International Societies for Precision Engineering and Nanotechnology* Bd. 29 (2005), Nr. 2, S. 246–252. — WOS:000228277100014
- [LESL07] LIMIDO, J. ; ESPINOSA, C. ; SALAÜN, M. ; LACOME, J.L.: SPH method applied to high speed cutting modelling. In: *International Journal of Mechanical Sciences* Bd. 49 (2007), Nr. 7, S. 898–908
- [LiMe07] LIU ; MELKOTE, S. N.: Finite element analysis of the influence of tool edge radius on size effect in orthogonal micro-cutting process. In: *International journal of mechanical sciences* Bd. 49 (2007), Nr. 5, S. 650–660
- [Limi08] LIMIDO, JEROME: *Étude de l'effet de l'usinage grande vitesse sur la tenue en fatigue de pièces aéronautiques*, Université de Toulouse, Université Toulouse III-Paul Sabatier, 2008
- [LJDK04] LIU, X. ; JUN, M. B. G. ; DEVOR, R. E. ; KAPOOR, S. G.: Cutting mechanisms and their influence on dynamic forces, vibrations and stability in micro-endmilling. In: *ASME 2004 International Mechanical Engineering Congress and Exposition* (2004), S. 583–592
- [LLLL08] LAI, X. ; LI, H. ; LI, C. ; LIN, Z. ; NI, J.: Modelling and analysis of micro scale milling considering size effect, micro cutter edge radius and minimum chip thickness. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* Bd. 48 (2008), Nr. 1, S. 1–14
- [Lucy77] LUCY, L.B.: A numerical approach to the testing of the fission hypothesis. In: *The astronomical journal* Bd. 82 (1977), S. 1013–1024
- [MaIt95] MAEKAWA, K. ; ITOH, A.: Friction and tool wear in nano-scale machining—a molecular dynamics approach. In: *Wear* Bd. 188 (1995), Nr. 1, S. 115–122
- [MaPi13] MADAJ, MARTIN ; PIŠKA, MIROSLAV: On the SPH Orthogonal Cutting Simulation of A2024-T351 Alloy. In: *Procedia CIRP* Bd. 8 (2013), S. 152–157

- [MaPJ09a] MALEKIAN, MOHAMMAD ; PARK, SIMON S. ; JUN, MARTIN B.G.: Tool wear monitoring of micro-milling operations. In: *Journal of Materials Processing Technology* Bd. 209 (2009), Nr. 10, S. 4903–4914
- [MaPJ09b] MALEKIAN, M. ; PARK, S. S. ; JUN, M. B. G.: Modeling of dynamic micro-milling cutting forces. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* Bd. 49 (2009), Nr. 7, S. 586–598
- [Merc45] MERCHANT, ME: Mechanics of the metal cutting process. In: *American Institute of Physics* (1945)
- [Mina12] MINAM: Joint Strategic Research Agenda 2012 (2012)
- [NIKT11] NAKAMOTO, K. ; ISHIDA, T. ; KITAMURA, N. ; TAKEUCHI, Y.: Fabrication of microinducer by 5-axis control ultraprecision micromilling. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology* Bd. 60 (2011), Nr. 1, S. 407–410
- [OzAl12] OZTURK, SABRI ; ALTAN, ERHAN: A slip-line approach to the machining with rounded-edge tool. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* Bd. 63 (2012), Nr. 5–8, S. 513–522
- [ÖzLD07] ÖZEL, T. ; LIU, X. ; DHANORKER, A.: Modelling and simulation of micro-milling process. In: . Bd. 21, 2007, S. 2007
- [PALD14] PIQUARD, R. ; D'ACUNTO, A. ; LAHEURTE, P. ; DUDZINSKI, D.: Micro-end milling of NiTi biomedical alloys, burr formation and phase transformation. In: *Precision Engineering* Bd. 38 (2014), Nr. 2, S. 356–364
- [PaMa09] PARK, S. S. ; MALEKIAN, M.: Mechanistic modeling and accurate measurement of micro end milling forces. In: *CIRP Annals-Manufacturing Technology* Bd. 58 (2009), Nr. 1, S. 49–52
- [PiKM14] PILJEK, PETAR ; KERAN, ZDENKA ; MATH, MILJENKO: Micromachining. In: *Interdisciplinary Description of Complex Systems* Bd. 12 (2014), Nr. 1, S. 1–27
- [Piqu12] PIQUARD, R.: *Micro-usinage de matériaux biocompatibles*, 2012
- [PrKR14] PRAKASH, M. ; KANTHABABU, M. ; RAJURKAR, K. P.: Investigations on the effects of tool wear on chip formation mechanism and chip morphology using acoustic emission signal in the microendmilling of aluminum alloy. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* (2014)
- [RaSP01] RAHMAN, M. ; SENTHIL KUMAR, A. ; PRAKASH, J. R. S.: Micro milling of pure copper. In: *Journal of Materials Processing Technology* Bd. 116 (2001), Nr. 1, S. 39–43

-
- [RaSP09] RAHNAMA, RAMIN ; SAJJADI, MOZHDEH ; PARK, SIMON S.: Chatter suppression in micro end milling with process damping. In: *Journal of Materials Processing Technology, Elsevier*. (2009), Nr. 209, S. 5766–5776
- [Reba11] REBAIOLI, L.: *Design and characterization of a new quick-stop device for micromachining*, 2011
- [Rich99] RICHARD, FABRICE: *Identification du comportement et évaluation de la fiabilité des composites stratifiés*, UFC, 1999
- [RoLa12] RODRÍGUEZ, P. ; LABARGA, J.: A New Model for the Prediction of Cutting Forces in Micro-end-milling operations. In: *Journal of Materials Processing Technology* (2012)
- [RuKK07] RUSNALDY ; KO, TAE JO ; KIM, HEE SOOL: Micro-end-milling of single-crystal silicon. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* Bd. 47 (2007), Nr. 14, S. 2111–2119
- [Saed11] SAEDON, JB: *Micromilling of hardened (62HRC) AISI D2 cold work tool steel*, 2011
- [SBMS99] SCHALLER, TH ; BOHN, L ; MAYER, J ; SCHUBERT, K: Microstructure grooves with a width of less than 50 μm cut with ground hard metal micro end mills. In: *Precision Engineering* Bd. 23 (1999), Nr. 4, S. 229–235
- [SITO93] SHIMADA, S. H. ; IKAWA, N. ; TANAKA, H. ; OHMORI, G. ; UCHIKOSHI, J. ; YOSHINAGA, H.: Feasibility study on ultimate accuracy in microcutting using molecular dynamics simulation. In: *CIRP Annals-Manufacturing Technology* Bd. 42 (1993), Nr. 1, S. 91–94
- [SKKK08] SHIN, S.H. ; KIM, M.W. ; KANG, M.C. ; KIM, K.H. ; KWON, D.H. ; KIM, J.S.: Cutting performance of CrN and Cr-Si-N coated end-mill deposited by hybrid coating system for ultra-high speed micro machining. In: *Surface and Coatings Technology* Bd. 202 (2008), Nr. 22–23, S. 5613–5616
- [SrSh13] SRINIVASA, Y.V. ; SHUNMUGAM, M.S.: Mechanistic model for prediction of cutting forces in micro end-milling and experimental comparison. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* Bd. 67 (2013), S. 18–27
- [SuMe08] SUBBIAH, SATHYAN ; MELKOTE, SHREYES N.: Effect of finite edge radius on ductile fracture ahead of the cutting tool edge in micro-cutting of Al2024-T3. In: *Materials Science and Engineering: A* Bd. 474 (2008), Nr. 1–2, S. 283–300
- [TABM00] TANSEL, IN ; ARKAN, TT ; BAO, WY ; MAHENDRAKAR, N ; SHISLER, B ; SMITH, D ; MCCOOL, M: Tool wear estimation in micro-machining.: Part I: tool usage–cutting force relationship. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* Bd. 40 (2000), Nr. 4, S. 599–608

- [TaVM03] TAKÁCS, M ; VERÖ, B ; MÉSZÁROS, I: Micromilling of metallic materials. In: *Journal of Materials Processing Technology* Bd. 138 (2003), Nr. 1–3, S. 152–155
- [THSH09] TORRES, C. D. ; HEANEY, P. J. ; SUMANT, A. V. ; HAMILTON, M. A. ; CARPICK, R. W. ; PFEFFERKORN, F. E.: Analyzing the performance of diamond-coated micro end mills. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* Bd. 49 (2009), Nr. 7, S. 599–612
- [TIMa75] TLUSTY, J. ; MACNEIL, P.: Dynamics of cutting forces in end milling. In: *Annals of the CIRP* Bd. 24 (1975), Nr. 1, S. 21–25
- [TNTT98] TANSEL, I. ; NEDBOUYAN, A. ; TRUJILLO, M. ; TANSEL, B.: Micro-end-milling—II. Extending tool life with a Smart Workpiece Holder (SWH). In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* Bd. 38 (1998), Nr. 12, S. 1437–1448
- [TRTP98] TANSEL, I. ; RODRIGUEZ, O. ; TRUJILLO, M. ; PAZ, E. ; LI, W.: Micro-end-milling—I. Wear and breakage. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* Bd. 38 (1998), Nr. 12, S. 1419–1436
- [TTNV98] TANSEL, I. ; TRUJILLO, M. ; NEDBOUYAN, A. ; VELEZ, C. ; BAO, W. Y. ; ARKAN, T. T. ; TANSEL, B.: Micro-end-milling—III. Wear estimation and tool breakage detection using acoustic emission signals. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* Bd. 38 (1998), Nr. 12, S. 1449–1466
- [UcAB13] UCUN, İRFAN ; ASLANTAS, KUBILAY ; BEDİR, FEVZI: An experimental investigation of the effect of coating material on tool wear in micro milling of Inconel 718 super alloy. In: *Wear* (2013)
- [UhPS05] UHLMANN, ECKART ; PILTZ, SASCHA ; SCHAUER, KAI: Micro milling of sintered tungsten–copper composite materials. In: *Journal of Materials Processing Technology* Bd. 167 (2005), Nr. 2–3, S. 402–407
- [UHZS07] URIARTE, L. ; HERRERO, A. ; ZATARAIN, M. ; SANTISO, G. ; DE LACALLE, L. N. LOPEZ ; LAMIKIZ, A. ; ALBIZURI, J.: Error budget and stiffness chain assessment in a micromilling machine equipped with tools less than 0.3 mm in diameter. In: *Precision Engineering-Journal of the International Societies for Precision Engineering and Nanotechnology* Bd. 31 (2007), Nr. 1, S. 1–12. — WOS:000242881800001
- [VBHJ09] VOLLERTSEN, F. ; BIERMANN, D. ; HANSEN, H. N. ; JAWAHIR, I. S. ; KUZMAN, K.: Size effects in manufacturing of metallic components. In: *CIRP Annals-Manufacturing Technology* Bd. 58 (2009), Nr. 2, S. 566–587
- [VFKM96] VASILE, M. J. ; FRIEDRICH, C. R. ; KIKKERI, B. ; MCELHANNON, R.: Micrometer scale machining: tool fabrication and initial results. In: *Precision Engineering* Bd. 19 (1996), S. 180–186

-
- [VoDK03] VOGLER, M. P. ; DEVOR, R. E. ; KAPOOR, S. G.: Microstructure-level force prediction model for micro-milling of multi-phase materials. In: *Journal of manufacturing science and engineering* Bd. 125 (2003), Nr. 2, S. 202–209
- [WDKO98] WALDORF, D.J. ; DEVOR, R.E. ; KAPOOR, S. ; OTHERS: A slip-line field for ploughing during orthogonal cutting. In: *Journal of manufacturing science and engineering* Bd. 120 (1998), Nr. 4, S. 693
- [WeHT01] WEULE, H. ; HÜNTRUP, V. ; TRITSCHLER, H.: Micro-cutting of steel to meet new requirements in miniaturization. In: *CIRP Annals-Manufacturing Technology* Bd. 50 (2001), Nr. 1, S. 61–64
- [WePe08] WEINERT, K. ; PETZOLDT, V.: Machining NiTi micro-parts by micro-milling. In: *Materials Science and Engineering: A* Bd. 481 (2008), S. 672–675
- [WRNL08] WOON ; RAHMAN ; NEO ; LIU: The effect of tool edge radius on the contact phenomenon of tool-based micromachining. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* Bd. 48 (2008), Nr. 12, S. 1395–1407
- [Yole15] YOLE DÉVELOPPEMENT: *Status of the MEMS Industry 2015*. URL <http://www.i-micronews.com/component/hikashop/product/status-of-the-mems-industry-2015.html?Itemid=0>

Expérimentation et modélisation de la micro-coupe pour une application au micro-fraisage

Les procédés de micro-fabrication connaissent actuellement une croissance importante dans les applications industrielles et pour des secteurs majeurs. Parmi les techniques d'usinage en micro-fabrication, le micro-fraisage est sans doute le plus polyvalent que ce soit en termes de matériau usiné ou de géométrie obtenue. La fabrication de micro-fraises est encore limitée par un certain nombre de paramètres (comme le rayon d'acuité d'arête) et demande alors à être optimisée. L'approche utilisée consistant à reproduire à petite échelle ce qui se fait de mieux à une échelle conventionnelle n'est alors plus forcément adaptée. Il en résulte que le micro-fraisage est un procédé encore mal maîtrisé (usure prématurée de l'outil, bris d'outil, trajectoire non maîtrisée, bavures...).

L'objectif de la thèse est donc de comprendre les mécanismes mis en jeu lors de l'enlèvement de matière en micro-usinage et d'en établir un modèle permettant de prédire les efforts de coupe selon les conditions choisies et qui permettra par la suite de faciliter l'optimisation de la géométrie des outils coupant

Dans un premier temps, une étude expérimentale s'attache à observer la micro-coupe élémentaire d'un acier dur à l'aide de dispositifs réalisés dans le cadre de ces travaux. Un premier dispositif permet de mesurer les efforts d'usinage en micro-coupe élémentaire et un deuxième dispositif innovant permet d'étudier la formation du copeau par coupe interrompue.

Par la suite, une démarche de modélisation de la micro-coupe élémentaire est proposée en complément de l'étude expérimentale. Une approche par loi de coupe basée sur les résultats des essais de micro-coupe élémentaire permet de modéliser les efforts d'usinage. En complément, des simulations numériques utilisant la méthode SPH donnent aussi des informations intéressantes sur la formation du copeau, notamment au niveau des zones de déformation.

Enfin la loi de coupe associée à un modèle géométrique du micro-fraisage permet de prédire les efforts de coupe lors de l'usinage du même acier. Le modèle géométrique basé sur des travaux précédents a été complété pour prendre en compte la flexion d'outil ainsi que le faux-rond. Ce faux-rond est mesuré directement sur la machine à l'aide d'un moyen d'observation spécialement développé. Les résultats obtenus montrent une concordance entre les efforts expérimentaux et les efforts prédits.

Mots-clés : micro-usinage, micro-fraisage, expérimentation, modélisation

Experimentation and modelling of micro-cutting for micro-milling application

Micro-manufacturing processes are undergoing a significant growth in industrial applications and in a number of major sectors. Among the micro-machining techniques, micro-milling is probably the most versatile both in terms of machined material and in terms geometrical achievability. However, micro-end-mill manufacturing is still limited by some parameters (such as cutting edge radius) and needs improvement. The top-down approach used to reproduce what is best from conventional scale to micro-scale is not necessarily suitable. As a result, micro-milling is still a poorly controlled process (tool wear, tool breakage, path control, burrs...).

The aim of the thesis is to understand the mechanisms occurring during the material removal with micro-cutting and to propose a model to predict cutting forces according to cutting conditions, which will then make the optimization of micro-end-mills geometry easier.

First, an experimental study is used to observe the elementary micro-cutting operation of a hardened tool steel using specially designed devices. A first device is used to measure cutting forces in elementary micro-cutting and a second innovative device is used to study chip formation by quick-stop tests.

Then, modelling approaches of elementary micro-cutting are proposed to complete the experimental study. A cutting law approach based on the results of the elementary micro-cutting tests allows the cutting forces to be modelled. In addition, numerical simulations using the SPH method investigate chip formation and particularly deformation and shear zones.

Finally, the proposed cutting law combined with a micro-milling geometric model allows the prediction of cutting forces when micro-milling the same hardened tool steel. The geometric model based on previous work has been completed to consider static tool deflection and run-out. This run-out is measured directly on the machine using a specially developed device. The results obtained show a good correlation between experimental and predicted forces.

Keywords: micro-machining, micro-milling, experimentation, modelling

The logo for SPIM (School of Doctoral Studies in Mechanical Engineering) features the letters 'S', 'P', 'I', and 'M' in a large, white, sans-serif font. The 'S' is stylized with a thick, curved stroke. The 'P', 'I', and 'M' are also in a bold, white font. The logo is set against a dark background.