



HAL
open science

Etude expérimentale et modélisation par éléments finis du procédé de fraisage : Applications à l'identification paramétrique des lois de comportement.

Aurelien Maurel-Pantel

► To cite this version:

Aurelien Maurel-Pantel. Etude expérimentale et modélisation par éléments finis du procédé de fraisage : Applications à l'identification paramétrique des lois de comportement.. Mécanique [physics.med-ph]. Université de Franche-Comté, 2009. Français. NNT : 2009BESA2017 . tel-00561446

HAL Id: tel-00561446

<https://theses.hal.science/tel-00561446>

Submitted on 1 Feb 2011

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.



Thèse de Doctorat

Spécialité Sciences pour l'Ingénieur et Microtechniques

présentée par

Aurelien Maurel-Pantel

Etude expérimentale et modélisation par
éléments finis du procédé de fraisage :
Applications à l'identification paramétrique des
lois de comportement.

soutenue le 08/09/2009

Président du jury :	L. DUBAR	Professeur, Université de Valenciennes
Rapporteurs :	L. FOURMENT	Chargé de Recherche CNRS HDR, Mines ParisTech
	J. RECH	Maître de conférences HDR, ENISE
Examineurs :	P. LORONG	Professeur, Arts et Métiers ParisTech
	P. PICART	Professeur, Université de Franche-Comté
Directeurs de thèse :	J.C GELIN	Professeur, ENSMM de Besançon
Co-directeurs de thèse :	M. FONTAINE	Maître de conférences, ENSMM de Besançon
	S. THIBAUD	Maître de conférences, Université de Franche-Comté
Invité	R. SPATARO	Ingénieur de Recherche au CETIM

*A Marlène et Christian, mes parents à jamais dans mon cœur.
A Virginie, la plus jolie fleur de mon cœur.
A Brice, Paul-Antoine et Roberto, mes amis d'enfance, mes frères de cœurs.
A Guilhem et Géraldine, mes petits princes de l'amitié.
A tous les autres, merci d'avoir de près ou de loin croiser mon chemin.*

*Que dites vous?...C'est inutile?...Je le sais!
Mais on ne se bat pas dans l'espoir du succès!
Non! non! c'est bien plus beau lorsque c'est inutile!
Qu'est ce que c'est que tous ceux là? Vous êtes mille?
Ah! Je vous reconnais, tous mes vieux ennemis!
Le mensonge, les préjugés, les lachetés, les compromis
(Cyrano de Bergerac)*

*On n'est pas condamné à l'échec, voilà le chant des combattants
(Kery James)*

*Il en est d'autres qui, tout en affectant les formes et les visages
du dévouement, gardent dans leur coeur la préoccupation d'eux-mêmes, et qui, ne jetant
à leurs seigneurs que des semblants de dévouement, prospèrent à leurs dépens, puis, une
fois leurs habits bien garnis, se font hommage à eux mêmes. (Shakespeare)*

Remerciements

Ce travail a été réalisé au département de mécanique appliquée de l'institut FEMTO-ST de Besançon et au sein de l'Université de Franche Comté.

Je tiens à remercier tout d'abord messieurs Lionel Fourment et Joël Rech pour avoir accepté de rapporter mon travail, mais aussi messieurs Philippe Lorong, Laurent Dubar et Philippe Picart pour avoir accepté d'examiner mon travail.

Je tiens à exprimer ma reconnaissance à monsieur Jean Claude Gelin pour avoir proposé le sujet et assuré le support financier.

J'adresse aussi mes remerciements à monsieur Sébastien Thibaud pour ses idées et pour son travail sur l'identification par méthode inverse.

Je voudrais également remercier de tout coeur monsieur Michaël Fontaine pour son appui sur l'expérimental, pour sa connaissance de l'usinage plus particulièrement du fraisage et pour sa profonde détermination à travailler en équipe, à écouter et à faire participer l'ensemble des intervenants.

J'adresse mes plus profonds remerciements à madame Nathalie Boudeau et à monsieur Philippe Picart pour le soutien technique et matériel qu'ils m'ont apporté dans un moment de grande difficulté. Sans leur confiance, les résultats n'auraient pas été aussi bons. Plus particulièrement, je remercie madame Nathalie Boudeau pour ses bons moments à discuter avec elle.

Je remercie immensément et sans commune mesure monsieur Gérard Michel pour l'aide et le soutien qu'il m'a apportés au cours de ma première année ainsi que pour tous les bons moments passés en salle grise avec lui. Je le remercie pour sa disponibilité, sa patience, son investissement, son dévouement et sa pertinence.

Je remercie aussi tous les personnels de l'atelier de l'ENSMM (Alain Royer, Pascal Ludwig) mais aussi tous les personnels enseignants avec lesquels j'ai travaillé (Nathalie Boudeau, Christophe Dielemans, Violaine Guichet, Morvan Ouisse, Michaël Fontaine, Steeve Desjardin) et pour finir tous les personnels administratifs de l'ENSMM, plus particulièrement Bernard Desmoulins à la reprographie, Sylvie Cuche et Lydie Vernier-Fricot au service du personnel, Monique Pugin, Pascale Berta et Nicole Vernier à la scolarité.

J'adresse mes remerciements les plus sincères à tous les collègues non permanents (Thierry Verdot, Delphine Mengus, Olivia Petillot-Arbey, Yan Xia, Benoît Delobelle, Olivier Comond, Cyrille Stephan, Stéphanie Livet, Guillaume Ham, Mylène Villars, Fanny Chevergne, Didier Mamosser, Christophe Avril, Ludovic Farines, Jiupeng Song, Aurélien Besnard, Olivier Favrat, Christophe Vincent, Hamid Makich, Elie Gibeau, Cedric Quinard) et à tous les permanents ouverts vers les doctorants comme Patrick Delobelle.

Bien sûr, je n'oublie pas le 44H (Youssef Georges, Hichem Nouira, Hung Tran), le bureau international de la joie et du débat sociologique. Je remercie Petr David pour sa merveilleuse compagnie, je suis particulièrement heureux d'avoir trouvé un ami sincère. Mais également tout ceux que j'ai vu passer dans le bureau. J'ai aussi une pensée pour ceux qui ont abandonné avec courage leur thèse car ils ne supportaient plus la condition difficile du doctorant (Laurent Lesellier, Kedja Saïdi).

Je remercie de même mes amis de Besançon Samuele Peverelli, Catherine Peverelli, Martine, le petit Marco et tous les autres pour leur bonne humeur, leur affection et pour toutes les soirées et les discussions à boire du Jura et à refaire le monde.

Je remercie aussi tous mes amis chronos que je vois moins souvent mais qui je l'avoue me manque un peu. Plus particulièrement, Adrien Barrioz le berger des alpes, Nicolas Kerninon le marin submersible et parfois surfeur, Axel Kondratoff le joueur d'échec shao lin, Bruno Denner l'alsaco du sud de la france, Amélie Le Louarn la mémé de l'équipe. Euh...Breton ? ... non rien !

Je lance des millions de milliers de milliards de galaxies de remerciements à la plus jolie fleur de mon coeur Virginie Taillebot pour son soutien solide et sans faille au cours de ses quatres années. Notamment durant la troisième année pour m'avoir supporté dans tous les sens du terme. Sans elle, je n'aurai pas terminé ma thèse et je l'aurai regretté pendant longtemps.

Je remercie aussi mes amis d'enfance et plus particulièrement Brice Varraud, Paul Antoine Talafre, Roberto Ezagouri, Guilhem Péralta, et Géraldine Cayssiols avec qui j'ai passé les meilleures années de ma vie. Tous ces moments de joie et d'insouciance ont permis de faire de moi ce que je suis aujourd'hui. Même si la nostalgie est présente, le souvenir de ces moments est un trésor caché au fond de mon coeur.

J'ai une reconnaissance éternelle pour mes parents, pour leur amour, leur éducation et leur dévouement.

Résumé

Le fraisage est un procédé très répandu dans les industries mécaniques et micromécaniques. Ses qualités du point de vue du rendement, de la finition et de la précision en ont fait un domaine incontournable des procédés d'usinage. La compréhension des phénomènes physiques mis en oeuvre dans l'usinage est un enjeu majeur pour l'optimisation des procédés industriels. Ces travaux concernent le couplage étroit entre simulations et expérimentations. L'objectif est d'identifier les paramètres physiques intervenant dans les lois de comportement qui seront utilisées pour la modélisation et la simulation de l'usinage. La finalité consiste à fournir une nouvelle méthodologie, ainsi que les composants logiciels associés, pour permettre l'ajustement optimal des paramètres des procédés, tout au long des phases de développement relatives à l'utilisation de nouveaux matériaux ou de nouvelles conditions opératoires.

L'investigation s'articule autour de trois principales activités :

La mise en place d'une instrumentation comprenant capteurs et chaînes d'acquisitions pour permettre, la mesure des efforts nécessaires à la coupe ainsi que la visualisation des formes de copeaux et des modes de fragmentation. Cette étude expérimentale s'accompagne aussi d'une campagne d'essais de caractérisation dans différentes configurations du comportement du matériau choisi pour l'étude (l'acier inoxydable 304L).

Par la suite, le développement des simulations numériques sous LS DYNA des procédés d'usinage en utilisant les différents résultats obtenus sur le matériau. L'objectif étant de développer un modèle numérique fiable du procédé de fraisage permettant d'obtenir des formes et des valeurs d'efforts de coupe comparables à celles observées expérimentalement.

Et pour finir, la réalisation de procédures d'identification par méthode inverse en corrélant des résultats expérimentaux et numériques provenant de modèle analytiques ou éléments finis, et en s'appuyant sur la mise en place de méthodes d'analyse de sensibilité couplées au logiciel de simulation. Afin de permettre l'ajustement optimal des paramètres des modèles intervenants dans les lois de comportement thermomécaniques du matériau témoin. L'objectif final étant d'obtenir des modèles prédictifs sur une large gamme d'utilisation.

Mots Clés : fraisage, modélisation numérique, mesure d'efforts, identification, méthode inverse, essais mécanique de caractérisation, loi de comportement.

Abstract

Milling is among machining processes one of the most frequently used, but although milling processes operations are very used in mechanical engineering industries and as a lot of experimental results are available, some essential physical phenomena present difficulties of understanding. In-deed milling is a very complex process with physical interactions between shearing, compression, ploughing, friction, very high strain rate, thermal effects and failure.

Actually the machining industry needs to use new methodologies to optimise milling operations, investigations relate three main activities :

In this context, a three dimensional finite element model of milling process, using an explicit commercial code, was developed in the proposed works. The workpiece material behaviour is in a first approach described using a Johnson-Cook constitutive law. In the same time, milling tests have been conducted to furnish cutting forces data in a shoulder milling configuration.

In this way, a milling machine has been instrumented with a dynamometer linked to a specific realtime data acquisition system in order to measure milling cutting forces curves. Then, a confrontation has been led between the numerical and the experimental results.

These experimental and numerical methods are here applied for a 304L stainless steel. Finally a behaviour model parameters identification procedure have been set up with the correlation of numerical and experimental results. All results are furnished by an analytical of finite element models of milling and by the experimental measure directly in milling process. The final consist to obtain predictive models on a wide working zone.

Keywords : milling process, finite element modelling, cutting forces measures, identification, inverse method, mechanical tests, material behaviour law.

Table des matières

Remerciements	v
Résumé	vii
Abstract	ix
Table des matières	xi
Table des figures	xv
Liste des tableaux	xxi
Liste des abréviations	xxiii
Liste des notations	xxv
Introduction	1
1 Procédés d’usinage, applications, études et modélisations	7
1.1 Les procédés d’usinage	8
1.1.1 Les procédés physico-chimiques	8
1.1.2 Les procédés mécaniques	8
1.2 Les opérations classiques d’usinage	10
1.2.1 Le procédé de tournage	10
1.2.2 Le procédé de fraisage	15
1.3 Outils industriels d’études des procédés d’usinage	22
1.3.1 La méthodologie du Couple Outil Matière (COM)	22
1.3.2 Les logiciels éléments finis dédiés à l’usinage	23
1.4 Les perspectives industrielles du domaine	26
1.4.1 Analyse du marché	27
1.4.2 Usinage à sec	27
1.4.3 Usinage Grande Vitesse (UGV)	28
1.4.4 Un nouvel enjeu le micro-usinage	29
1.5 Mécanismes physiques de la coupe	30
1.5.1 La coupe orthogonale	30
1.5.2 La coupe oblique	33

1.6	Approche mécaniste de la coupe	34
1.7	Modélisation analytique de la coupe	36
1.7.1	Modèle de Merchant (1945)	37
1.7.2	Modèle d'Oxley	39
1.7.3	Modèle de la bande de cisaillement	41
1.7.4	Modèle analytique du fraisage	48
1.8	Modélisation numérique de la coupe	63
1.8.1	Enlèvement de matière et procédés de coupe en général	63
1.8.2	Effets des géométries et des paramètres du procédé	65
1.8.3	Aspects thermiques en usinage	67
1.8.4	Mécanismes de formation du copeau	69
1.8.5	Contraintes résiduelles en usinage	71
1.8.6	Les outils, l'usure et la rupture	73
1.8.7	Analyse dynamique et contrôle des machines-outils	73
1.8.8	Etude des lois de comportement choisies	74
1.8.9	Identification et optimisation	74
1.8.10	Modélisation par éléments finis du fraisage	75
1.9	Conclusions	77
2	Loi de comportement de l'acier inoxydable 304L pour l'usinage	79
2.1	Les aciers inoxydables	80
2.1.1	Éléments d'alliage et transformations de phase dans les aciers inoxydables	80
2.1.2	Classification des aciers inoxydables	81
2.1.3	Aciers inoxydables austénitiques	82
2.1.4	L'acier inoxydable 304L	82
2.2	Rhéologie du 304L	85
2.2.1	Campagne expérimentale associée au projet PGV	85
2.2.2	Essais de traction menés au laboratoire	86
2.2.3	Essais de torsion	88
2.2.4	Essais de double cisaillement	93
2.2.5	Essais sur barre de hopkinson	99
2.2.6	Observations des courbes expérimentales	102
2.3	Les lois de comportement	105
2.4	Modèles de comportement associés au 304L	108
2.4.1	Loi de Johnson et Cook (CETIM)	108
2.4.2	Loi de Johnson et Cook (<i>Soldani, 2008</i>)[1]	109
2.4.3	Loi de Voce (<i>Lurdos, 2007</i>)[2]	109
2.4.4	Loi de comportement proposée	110
2.5	Conclusions	116
3	Essais instrumentés en fraisage	119
3.1	Dispositif expérimental	120
3.1.1	Machines outils	120
3.1.2	Outils testés	120

3.1.3	Systèmes de mesure d'efforts	121
3.1.4	Géométries des pièces usinées	124
3.1.5	Systèmes d'analyse complémentaires utilisés	124
3.2	Mesures des efforts de coupe	128
3.2.1	Configuration d'usinage	128
3.2.2	Campagnes d'essais	140
3.2.3	Domaine de validité des mesures	140
3.3	Analyse des essais menés avec les fraises A	143
3.3.1	Usinabilité de l'acier inoxydable 304L	143
3.3.2	Le faux-rond d'outil	145
3.3.3	Etats de surface	148
3.3.4	Formation des copeaux	152
3.3.5	Usure des fraises	156
3.4	Analyse des essais menés avec les fraises B	163
3.4.1	Usinabilité de l'acier inoxydable 304L	163
3.5	Conclusions	167
4	Modélisation éléments finis du fraisage d'épaulement du 304L	169
4.1	La méthodes des éléments finis	170
4.1.1	Description de la cinématique d'un milieu continu	170
4.1.2	Formulation faible dans le cadre de la méthode utilisée	173
4.1.3	Algorithme d'intégration temporelle	178
4.1.4	Choix des formulations d'éléments	181
4.1.5	Modélisation du contact aux interfaces	183
4.1.6	Récapitulatif	187
4.2	Comportement matériel et aux interfaces	188
4.2.1	Loi de comportement de l'acier inoxydable 304L	188
4.2.2	Critère de séparation des éléments - Formation du copeau	188
4.2.3	Prise en compte du frottement aux interfaces	189
4.3	Modélisation de la coupe oblique de l'acier 304L	190
4.3.1	Conditions de coupe de l'opération de tournage	191
4.3.2	Modèle proposé	191
4.3.3	Maillage initial et conditions aux limites	194
4.3.4	Résultats de la simulation	194
4.3.5	Etude par les plans d'expériences	200
4.4	Modèle du fraisage d'épaulement	205
4.4.1	Conditions de coupe de l'opération de fraisage	206
4.4.2	Modélisation de l'essai académique	206
4.4.3	Modélisation de l'essai industriel avec les fraises de type A	223
4.5	Conclusions	227
5	Méthodologie d'identification paramétrique, applications au fraisage	229
5.1	Notion de problème inverse	230
5.1.1	Identification paramétrique	231
5.1.2	Méthodes d'optimisation disponibles et utilisables	232

5.2	Méthodologie proposée et résolution	233
5.2.1	Présentation du problème inverse étudié	233
5.2.2	Méthode de Levenberg-Marquardt	235
5.3	Applications au modèle analytique du fraisage	239
5.3.1	Identification des coefficients spécifiques de coupe	239
5.3.2	Identification de la loi de comportement de l'acier inoxydable 304L	244
5.4	Conclusions	249
Conclusions et perspectives		251
Annexes		255
A Méthodologie du Couple Outil Matière (COM)		257
A.1	Etape 1 - Déterminer un point de qualification	258
A.2	Etape 2 - Fixer la plage de vitesse de coupe	259
A.3	Etape 3 - Définir les plages de prises de passe et de l'avance	259
A.4	Etape 4 - Quantifier l'usure de l'outil	259
A.5	Etape 5 - Déterminer les valeurs des paramètres auxiliaires	259
Bibliographie		260

Table des figures

1.1	Images de différentes opérations de tournage industrielles. (<i>Sandvik, 2008</i>)[3]	10
1.2	Les opérations classiques en tournage. (<i>Techniques de l'Ingénieur</i>)[4]	11
1.3	Paramètres de l'opération de tournage.	12
1.4	Exemples de différentes plaquettes de tournage disponibles. (<i>Sandvik, 2008</i>)[3]	14
1.5	Images de différentes opérations de fraisage industrielles. (<i>Sandvik, 2008</i>)[3]	15
1.6	Cinématique de la coupe pour une fraise deux dents. (a) Fraisage en opposition, (b) Trajectoire des dents, (c) Fraisage en avalant. (<i>Fontaine, 2004</i>)[5]	16
1.7	Directions de repérage pour le fraisage.	18
1.8	Norme des directions et repérages sur une machine outil. (<i>NF Z 68-020 (1968)</i>)	18
1.9	Opérations classiques en fraisage 3 axes. (<i>Sandvik, 2008</i>)[3]	20
1.10	Géométrie des fraises monoblocs usuelles. (a) Fraise deux tailles (ou droite), (b) Fraise rayonnée (ou torique), (c) Fraise boule (ou hémisphérique).	20
1.11	Quelques exemples de simulations avec le logiciel <i>AdvantEdgeTM</i> .	23
1.12	Résultats sur la modélisation du procédé de perçage. (Marusich et al., 2007)	24
1.13	Quelques exemples de simulation avec le code <i>DEFORMTM - 3D</i> .	25
1.14	Formation du copeau en coupe orthogonale avec ses zones de déformation[6][7]	30
1.15	Exemples de configurations expérimentales de coupe orthogonale. (a) usinage d'un disque avec une avance radiale de l'outil. (b) usinage d'un tube avec une avance axiale de l'outil.	31
1.16	Formation du copeau en coupe oblique	33
1.17	Géométrie du modèle de (<i>Merchant, 1945</i>)[8][9].	36
1.18	Géométrie du modèle d'Oxley (1989). (<i>Oxley, 1989</i>)[10]	39
1.19	Géométrie du modèle de la bande de cisaillement	41
1.20	Diagramme des vitesses aux limites de la bande de cisaillement	42
1.21	Comparaison entre modélisation et résultats expérimentaux pour 2 valeurs de t_0 sur un acier 42CrMo4 avec $\alpha_n = 0$ et $w=1$ mm. (<i>Moufki et al., 2002</i>)[11][12]	47
1.22	Description paramétrique des fraises monoblocs usuelles. ($r = 0$) Fraise cylindrique, ($0 < r < R_0$) Fraise rayonnée, ($r = R_0$) Fraise boule. (<i>Fontaine, 2004</i>)[5]	48
1.23	Géométrie et discrétisation de l'arête d'une fraise générique. (a) Géométrie globale, (b) Repère sphérique, (c) arête de coupe élémentaire. (<i>Fontaine, 2004</i>)[5]	50

1.24	Comparaison entre le point courant P et les surfaces initiales de la pièce (ici un parallépipède).(<i>Fontaine, 2004</i>)[5]	52
1.25	Comparaison entre le point courant P et la surface pré-générée (initiale ou résultante de la passe précédente).(<i>Fontaine, 2004</i>)[5]	53
1.26	Comparaison entre le point courant P de la j-ième dent et la passe précédente pour une trajectoire linéaire dans le plan (x,y) à $z = z_p$ (ici $\Delta p > 0$).(<i>Fontaine, 2004</i>)[5]	54
1.27	Comparaison entre le point courant P de la j-ième dent et la passe précédente pour une trajectoire courbe dans le plan (x,y) à $z = z_p$ (ici $\Delta p > 0$).(<i>Fontaine, 2004</i>)[5]	54
1.28	Epaisseur de copeau non déformé t_0 pour une fraise générique. (a) cas simple, (b) détail au niveau de l'arête de coupe, (c) cas général, (d) détail de la projection sur de l'avance la normale le long de l'arête. (<i>Fontaine, 2004</i>)[5]	57
1.29	Mise en place du faux-rond radial, (a) $\theta = 0^\circ$, (b) $\theta > 0^\circ$.(<i>Fontaine, 2004</i>)[5]	57
1.30	(a) Paramètres géométriques de la coupe oblique pour une arête élémentaire de l'outil, (b) Vue dans le plan P_n .(<i>Fontaine, 2004</i>)[5]	60
1.31	Valeurs de F_x , F_y et F_z avec prise en compte du faux-rond radial. $\Omega=2653$ $tr.min^{-1}$, $f_t=0.1$ $mm.dent^{-1}$, $\Delta p=12$ mm (rainurage), $e=0,01$ mm et $\Psi_e=0^\circ$.(<i>Fontaine, 2004</i>)[5]	62
1.32	Différents profils de plaquettes utilisées pour les opérations de tournage. (<i>Yen et al., 2004</i>)[13]	66
1.33	Champs des vitesses obtenus en coupe orthogonale avec différentes géométries d'outils : trois outils chanfreinés avec différents angles (10° , 25° , 35°) et un outil possédant un rayon de $75 \mu m$.(<i>Movahhedy et al., 2002</i>)[14]	66
1.34	Prédiction et validation expérimentale à l'aide de thermocouples en coupe orthogonale des phénomènes thermiques à l'interface outil/copeau. (<i>Umbrello et al., 2007</i>)[15]	68
1.35	Etude des bandes de cisaillement dans le cas des travaux de Bäker. (Résultats du projet PGV) (<i>Delalondre et al., 2007</i>)[16]	70
1.36	Résultats obtenus sur les contraintes résiduelles par (a) (<i>Outeiro et al., 2007</i>)[17] et (b) (<i>Attanasio et al., 2007</i>)[18].	72
1.37	Simulation du fraisage dans le cas d'une fraise à plaquette dans un aluminium avec le logiciel Deform3D. (<i>Denkena et al., 2007</i>)[19]	76
2.1	Diagramme de Schaeffler de constitution des aciers inoxydables. (<i>Techniques de l'ingénieur, 2000</i>)[20]	80
2.2	Les différentes nuances d'aciers inoxydables issues de la nuance 304.	83
2.3	Géométrie et photographie des éprouvettes de traction utilisées.	85
2.4	Courbes de traction en déformation vraie en condition quasi-statique obtenues au laboratoire.	87
2.5	Schéma de principe de la machine d'essais de torsion.	88
2.6	Schéma des éprouvettes de torsion.	90
2.7	Courbes de torsion pour deux vitesses de déformation. (<i>Lurdos, 2007</i>)[2]	91
2.8	Courbes de torsion pour les deux températures limites. (<i>Lurdos, 2007</i>)[2]	92

2.9	Géométrie de l'éprouvette de double cisaillement et photographies avant et après déformation.	93
2.10	Courbes d'écrouissage obtenues à température ambiante pour différentes vitesses de déformation.	97
2.11	(a) Courbe d'écrouissage en double cisaillement pour différentes températures. (b) courbes d'évolution de la contrainte en fonction de la température à différents stades de déformation.	98
2.12	Schéma de principe du dispositif de compression Kolsky-Hopkinson utilisé.	100
2.13	Courbes d'écrouissage obtenues sur barre de Hopkinson.	101
2.14	Mise en évidence des différentes zones d'essais rhéologiques disponibles. . .	104
3.1	Descriptif des machines utilisées pour les essais de fraisage.	120
3.2	Descriptif des fraises utilisées pour les essais de fraisage.	121
3.3	Platine d'acquisition Kistler 9272 et son amplificateur de charge Kistler 5070.	122
3.4	Photos illustrant la mise en place du système d'acquisition sur la machine KERN.	123
3.5	Schéma de positionnement de l'échantillon sur la platine d'acquisition. . . .	123
3.6	Appareil de mesure optique sans contact InfiniteFocus.	125
3.7	Image en 3D d'une empreinte de dureté Vickers sur du cuivre réalisée à l'aide du topomicroscope.	125
3.8	Photographies d'un rugosimètre à palpeur mécanique.	126
3.9	Courbes d'efforts de coupe mesurées accompagnés du zoom dans la zone stabilisée : (a) Rainurage, (b) Opposition, (c) Avalant.	127
3.10	Engagement de la fraise en condition de rainurage.	129
3.11	Parcours d'une dent dans la matière en condition de rainurage.	129
3.12	Courbes analytiques d'efforts de coupe en rainurage pour un passage de dent.	132
3.13	Comparaison qualitative des courbes d'efforts de coupe en rainurage avec des fraises deux tailles ϕ 6 mm. (a) Courbes d'efforts dans le cas rigide obtenues analytiquement. (b) Courbes d'efforts à une vitesse de 70 m.min^{-1} . (c) Courbes d'efforts à une vitesse de 310 m.min^{-1} . (d) Courbes d'efforts à une vitesse de 590 m.min^{-1} . ($f_z=0,015 \text{ mm.dt}^{-1}$, $a_e=6 \text{ mm}$, $a_p=1 \text{ mm}$)	132
3.14	Engagement de la fraise en condition d'épaulement et en configuration d'opposition.	133
3.15	Parcours d'une dent dans la matière en condition d'épaulement et en configuration d'opposition.	133
3.16	Courbes analytiques d'efforts de coupe en condition d'épaulement et en configuration d'opposition pour un passage de dent.	136
3.17	Comparaison qualitative des courbes d'efforts de coupe en condition d'épaulement et en configuration d'opposition avec les fraises A (voir figure 3.2). (a) Courbes d'efforts dans le cas rigide obtenues analytiquement. (b) Courbes d'efforts à une vitesse de 70 m.min^{-1} . (c) Courbes d'efforts à une vitesse de 370 m.min^{-1} . (d) Courbes d'efforts à une vitesse de 650 m.min^{-1} . ($f_z=0,03 \text{ mm.dt}^{-1}$, $a_e=3 \text{ mm}$, $a_p=1 \text{ mm}$)	136
3.18	Engagement de la fraise en condition d'épaulement et en configuration avalant.	137

3.19	Parcours d'une dent dans la matière en condition d'épaulement et en configuration avalant.	137
3.20	Courbes analytiques d'efforts de coupe en condition d'épaulement et en configuration avalant pour un passage de dent.	139
3.21	Comparaison qualitative des courbes d'efforts de coupe en condition d'épaulement et en configuration avalant avec les fraises B (voir figure 3.2). (a) Courbes d'efforts dans le cas rigide obtenues analytiquement. (b) Courbes d'efforts à une vitesse de 70 m.min^{-1} . (c) Courbes d'efforts à une vitesse de 370 m.min^{-1} . (d) Courbes d'efforts à une vitesse de 590 m.min^{-1} . ($f_z=0,045 \text{ mm.dt}^{-1}$, $a_e=6 \text{ mm}$, $a_p=1 \text{ mm}$)	139
3.22	Domaine de mesure accessible avec une fraise $\phi 6 \text{ mm}$ illustré par le nombre de point d'échantillonnage maximum autorisé par l'équipement en fonction de la vitesse de coupe.	141
3.23	Domaine de mesure accessible avec une fraise $\phi 600 \mu\text{m}$ illustré par le nombre de point d'échantillonnage maximum autorisé par l'équipement en fonction de la vitesse de coupe.	142
3.24	Evolution de l'amplitude des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe pour différentes avances obtenues en opposition avec les fraises A (voir figure 3.2). ($a_e=3 \text{ mm}$, $a_p=1 \text{ mm}$)	144
3.25	Montage permettant la mesure du faux-rond radial par contact sur l'outil.	145
3.26	Schéma du repérage du faux rond sur l'outil. (<i>Fontaine, 2004</i>)[5]	146
3.27	Courbes d'évolution de la surcharge induite sur une dent par le faux-rond en fonction de la vitesse de coupe.	146
3.28	Courbes d'efforts de coupe illustrant l'effet de deux valeurs différentes du faux rond sur les charges de chacune des dents de l'outil.	147
3.29	Mesures de rugosité et d'ondulation pour différentes vitesses de coupe testées avec les fraises A non revêtues pour une avance de $0,03 \text{ mm.dent}^{-1}$	149
3.30	Mesures optiques des états de surface et illustration des différences de l'engagement initial de l'outil dans la matière pour trois vitesses de coupe. (a) et (b) illustre les états de surface présents en entrée ou en sortie de la pièce échantillon. (c) représente les états de surface dans la zone centrale de la pièce échantillon.	151
3.31	Forme caractéristique d'un copeau en fraisage. Observation de la tranche pour des mesures d'épaisseur (échelle indiquée $100\mu\text{m}$).	152
3.32	Evolution des copeaux observés à différentes vitesses de coupe.	153
3.33	Courbes d'évolution de la longueur et de l'épaisseur du copeau en fonction de la vitesse de coupe pour différentes avances.	155
3.34	Photographie de l'usure des différents fraises A utilisés pour les séries d'essais menés à différentes avances.	157
3.35	Images topographiques et mesures de l'acuité d'arêtes sur une fraise A neuve.	159
3.36	Images topographiques et mesures de l'acuité d'arêtes sur une fraise A utilisée pour les essais réalisés avec une avance de $0,015 \text{ mm.dent}^{-1}$	160
3.37	Images topographiques et mesures de l'acuité d'arêtes sur une fraise A utilisée pour les essais réalisés avec une avance de $0,03 \text{ mm.dent}^{-1}$	161

3.38	Evolution de l'amplitude des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe pour différentes avances pour des fraisages en opposition avec les fraises B (voir figure 3.2).($a_e=3\text{ mm}$, $a_p=1\text{ mm}$)	164
3.39	Evolution de l'amplitude des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe pour différentes avances pour des fraisages en avalant avec les fraises B (voir figure 3.2).($a_e=3\text{ mm}$, $a_p=1\text{ mm}$)	166
3.40	Usinabilité de l'acier inoxydable 304L.	167
4.1	Représentation dans le plan d'un mode à énergie de déformation nulle. . .	181
4.2	Contrôle des modes d'Hourglass : a. en raideur (a.) - b. visqueux.	182
4.3	Principe de recherche et projection de l'algorithme de pénalité.	184
4.4	Principe du calcul des efforts de contact par l'algorithme de pénalité. . .	185
4.5	Formation du copeau en coupe oblique.	190
4.6	Maillage initial avec les conditions aux limites imposées.	192
4.7	Maillage de la matière brute modélisée.	193
4.8	Maillage de l'outil de tournage.	193
4.9	Contraintes de von Mises pour des cas de coupe orthogonale et oblique à différents stades de la simulation.	195
4.10	Bilan des énergies du calcul réalisé avec le logiciel LS-Dyna. Dans les conditions de coupe décrites en table 4.4.	195
4.11	Contraintes de von Mises obtenues à différentes étapes de la simulation. Dans les conditions de coupe décrites en table 4.4.	197
4.12	Déformations plastiques équivalentes obtenues à différentes étapes de la simulation. Dans les conditions de coupe décrites en table 4.4.	198
4.13	Efforts de coupe obtenus en coupe oblique. Dans les conditions de coupe décrites en table 4.4.	199
4.14	Les différentes géométries d'outil paramétrées.	200
4.15	Les configurations de fraisage en opposition et en avalant.	205
4.16	Vue du maillage réglé de la matière à usiner.	208
4.17	Vue du maillage composé d'éléments tétraédriques de la fraise de l'essai académique.	208
4.18	Maillage initial et conditions aux limites imposées pour la simulation du fraisage.	210
4.19	Valeurs des déformations à différents stades précédent l'arrachement du copeau dans les conditions de l'essai académique (table 4.10).	211
4.20	Contraintes de von Mises lors de la formation d'un copeau pour deux passages de dent dans les conditions de l'essai académique (table 4.10).	212
4.21	Contraintes de von mises à différents stades précédent l'arrachement du copeau dans les conditions de l'essai académique (table 4.10).	213
4.22	Contraintes de von Mises de la surface usinée après arrachement du copeau par l'outil dans les conditions de l'essai académique (table 4.10).	214
4.23	Efforts de coupe obtenus avec le calcul par éléments finis dans les conditions de l'essai académique (table 4.10) pour trois passages de dent.	215
4.24	Bilan des énergies du calcul éléments finis dans les conditions de l'essai académique (table 4.10).	216

4.25	Efforts de coupe obtenus avec la simulation éléments finis dans les conditions de l'essai académique (table 4.10) pour trois passages de dent.	218
4.26	Efforts de coupe obtenus avec le modèle analytique dans les conditions de l'essai académique (table 4.10) pour trois passages de dent.	219
4.27	Efforts de coupe obtenus expérimentalement dans les conditions de l'essai académique (table 4.10) pour trois passages de dent.	220
4.28	Confrontation des efforts de coupe numériques et expérimentaux dans les conditions de l'essai académique (table 4.10) pour trois passages de dents.	222
4.29	Difficultés posées par la C.A.O de l'outil lors du maillage et modèle simplifié réalisé.	225
4.30	Fraises deux tailles de diamètre 12 mm digitalisée et maillée.	225
4.31	Maillage initial de la simulation de l'opération industrielle avec les fraises Diager.	226
5.1	Méthodologie proposée pour l'identification de modèles de comportement associés à la coupe des métaux en tournage et fraisage.	234
5.2	Evolutions identifiées des trois coefficients (K_1 , K_2 , K_3) par les régressions polynomiales illustrants les lois d'évolution dans les différentes zones.	241
5.3	Comparaison entre les courbes du modèle analytique obtenues avec les lois de coupes et les courbes expérimentales mesurées pour différentes vitesses de coupe du chapitre 3.	242
5.4	Comparaison entre les courbes du modèle analytique obtenues avec le jeu de paramètres p identifié et les courbes expérimentales mesurées pour différentes vitesses de coupe du chapitre 3.	246
5.5	Comparaison entre les courbes du modèle analytique obtenues avec le jeu de paramètres p identifié et les courbes expérimentales mesurées pour différentes vitesses de coupe du chapitre 3.	247
5.6	Diagramme des écarts en pourcentage entre les courbes expérimentales et le modèle analytique identifié.	248
A.1	Synopsis de la méthodologie du COM. (<i>Techniques de l'Ingénieur</i>)[21]	258

Liste des tableaux

1.1	Caractéristiques des différents matériaux dans lesquels les outils sont réalisés. (<i>Techniques de l'Ingénieur</i>)[22]	21
1.2	Caractéristiques des différents revêtements pour outils disponibles. (<i>Techniques de l'Ingénieur</i>)[22]	21
2.1	Composition chimique de l'acier du projet PGV	82
2.2	Caractéristiques physiques de l'acier 304L	84
2.3	Caractéristiques physiques de l'acier 304L	84
2.4	Différentes formes disponibles pour les composantes des modèles empiriques.	104
2.5	Lois de Johnson et Cook disponibles dans la littérature pour différents matériaux.	106
3.1	Caractéristiques de la platine Kistler 9272.	122
3.2	Essais de fraisage effectués au cours de l'étude avec les fraises A et B.	140
4.1	Coefficients associés à la loi de Johnson-Cook définie pour l'acier 304L	188
4.2	Définition du seuil de déformation plastique pour le critère de séparation des éléments	189
4.3	Coefficient de frottement statique choisis.	189
4.4	Conditions de coupe utilisées pour la simulation de la coupe oblique.	191
4.5	Paramètres du plan d'expériences et leurs valeurs.	201
4.6	Table des expériences effectuées dans le plan complet.	201
4.7	Résultats des essais du plan d'expériences.	201
4.8	Résultats obtenus sur les efforts de coupe pour différentes valeurs du frottement.	203
4.9	Résultats obtenus sur les efforts de coupe pour différentes valeurs de la vitesse de coupe.	203
4.10	Conditions de coupe de l'essai académique et industriel modélisé.	206
4.11	Outils utilisés pour les différents essais.	206
5.1	Intervalles et valeurs identifiées du jeu de paramètres p	245

Liste des abréviations

Pour des raisons de lisibilité, la signification d'une abréviation ou d'un acronyme n'est souvent rappelée qu'à sa première apparition dans le texte d'un chapitre. Par ailleurs, puisque nous utilisons toujours l'abréviation la plus usuelle, il est fréquent que ce soit le terme anglais qui soit employé, auquel cas nous présentons une traduction.

PGV	Procédés grandes vitesses	
UGV	Usinages grandes vitesses	
MOCN	Machines outils à comande numérique	
CFAO	Conception fabrication assistée par ordinateur	
CETIM	Centre technique des industries mécaniques	
CVD	Chemical Vapor Deposition	
PVD	Physical Vapor Deposition	
MTVD	Medium Temperature Vapor Deposition	
COM	Couple outil matière	
ALE	Arbitrary Lagrangian Eulerian	Eulérien Lagrangien Arbitraire
CIRP		
R&D	Recherche & Développement	

Liste des notations

Nous avons regroupé ci-dessous les principales notations employées dans les différents chapitres du document. Dans la mesure du possible, nous avons tenté de conserver les mêmes notations d'un chapitre à l'autre, celles apparaissant uniquement de manière ponctuelle, ont été omises.

Notations générales

V_C	Vitesse de coupe
V_f	Vitesse d'avance
v_f	Vitesse d'avance en fraisage
N	Vitesse de rotation
f	Avance par tour
f_z	Avance à la dent
Z	Nombre de dents de la fraise
a_p	Profondeur de passe (axiale en fraisage)
a_e	Profondeur de passe radiale en fraisage
D	Diamètre de la fraise
(X, Y, Z)	Repère d'usinage
(X)	Axe perpendiculaire à l'avance
(Y)	Axe de l'avance
(Z)	Axe de l'outil
F_v	Effort de coupe
F_f	Effort d'avance
F_r	Effort radial de coupe
ρ	La masse volumique
μ	Coefficient statique de frottement
$\bar{\mu}$	Coefficient de frottement moyen
A_1, A_2	Coefficient de la loi de Merchant
A	La limite élastique de la loi de Johnson et Cook
B	La consistance de la loi de Johnson et Cook
n	Le coefficient d'écrouissage de la loi de Johnson et Cook
C	La sensibilité à la vitesse de la loi de Johnson et Cook
m	Le coefficient de dépendance à la température de la loi de Johnson et Cook
T_f	Température de fusion du matériau
T_0	Température ambiante

- k La conduction thermique
 c La capacité calorifique
 $\tilde{\beta}$ Le coefficient de Taylor-Quinney

Chapitre 1

- w Largeur de coupe
 t_0 Epaisseur de copeau non déformé
 V Vitesse de coupe réelle avec laquelle la matière rencontre l'outil
 ϕ Angle de cisaillement
 α Angle de coupe en coupe orthogonale
 α_n Angle normal de coupe en coupe oblique
 η_C Angle d'écoulement du copeau
 λ_S Angle d'inclinaison d'arête
 ϕ_n Angle de cisaillement dans le plan normal à l'arête de coupe
 P_C Puissance de coupe
 F_C Effort de coupe
 K_C Pression spécifique de coupe
 q_p Débit de volume matière
 A_0 Aire du copeau non déformé
 K_v Pression spécifique de coupe
 K_f Pression spécifique d'avance
 τ Contrainte d'écoulement en cisaillement
 λ Angle de frottement
 F_S Résultante des forces de cisaillement
 N_S Résultante des contraintes normales de cisaillement
 l_{OA} Longueur de la bande de cisaillement
 U Puissance totale dissipée
 l_C Longueur de la zone de contact outil copeau
 h Epaisseur de la bande de cisaillement
 t_1 Epaisseur du copeau
 $\dot{\gamma}$ Vitesse de glissement
 T_w Température courante de la pièce

Chapitre 2

- a Paramètre de maille cristallographique
 b Amplitude vecteur de Burgers
 μ Module de cisaillement
 ρ_i Densité des dislocations immobiles
 r La source de chaleur volumique

Chapitre 3

F_x	Effort de coupe orthogonal à l'avance en fraisage
F_y	Effort de coupe dans la direction de l'avance en fraisage
F_z	Effort de coupe dans la direction de l'axe de l'outil en fraisage
R_a	Rugosité
R_t	Rugosité
W_a	Ondulation
W_t	Ondulation

Chapitre 4

β	Critère de séparation des éléments
$\bar{\epsilon}_\infty$	Seuil de déformation plastique à la rupture
μ_S	Coefficient de frottement statique
r_a	Rayon en bout de l'outil de tournage ou accuité d'arête
A_{elem}	Taille de l'élément caractéristique de maillage

Chapitre 5

$S(x)$	Critère de séparation des éléments
F_x^{num}	Effort de coupe orthogonal à l'avance calculé numériquement
F_x^{exp}	Effort de coupe orthogonal à l'avance mesuré expérimentalement
F_y^{num}	Effort de coupe dans la direction de l'avance calculé numériquement
F_y^{exp}	Effort de coupe dans la direction de l'avance mesuré expérimentalement
F_z^{num}	Effort de coupe vertical calculé numériquement
F_z^{exp}	Effort de coupe vertical mesuré expérimentalement
K_1	Coefficient spécifique de coupe
K_2	Coefficient spécifique de coupe
K_3	Coefficient spécifique de coupe
λ_f	Angle de frottement défini par Merchant

Introduction

De nos jours, les procédés d'enlèvement de matière à l'outil coupant occupent une place prépondérante parmi les procédés de mise en forme des métaux. Ces procédés d'usinage sont communément utilisés pour obtenir la forme finale des produits manufacturés. L'amélioration constante des performances des Machines-Outils à Commande Numérique (MOCN) révolutionne en permanence l'usinage en termes de productivité, de précision et de possibilités cinématiques pour réaliser des formes complexes. De plus, l'accroissement des performances des outils de coupe et des fonctionnalités des logiciels de Conception et Fabrication Assistée par Ordinateur (CFAO) ont apporté des gains de productivité et de qualité importants qui ont contribué à développer les performances de ces procédés. Les améliorations apportées aux actionneurs des MOCN ont permis aussi le développement récent de l'Usinage Grande Vitesse (UGV), qui consiste à augmenter les vitesses de coupe et d'avance des opérations. Cependant, l'utilisation rationnelle de cette technologie est encore fortement pénalisée par le manque de connaissance des phénomènes physiques mis en jeu lors de la coupe. Si bien que ces procédés possèdent encore des zones d'ombre et exigent de l'utilisateur un bon niveau de savoir-faire et parfois d'empirisme pour exploiter au mieux les capacités des moyens de production. Dans le cadre de la mondialisation, aucun secteur industriel n'est épargné. Les industries se trouvent aujourd'hui confrontées à une concurrence exacerbée par les entreprises implantées dans des pays à faibles coûts salariaux. Aujourd'hui il n'y a pas d'autre solution que de proposer aux clients des prix conformes au prix du marché en offrant une qualité irréprochable. Ainsi, la maîtrise des procédés et l'amélioration de leurs performances devient un des objectifs des entreprises face à un marché fortement concurrentiel.

Dans ce contexte, il est indispensable d'améliorer la productivité, de mettre en place des méthodes d'optimisation efficaces et de comprendre les phénomènes thermomécaniques et chimiques se produisant au sein des matériaux et à l'interface entre l'outil et la matière usinée. La modélisation des procédés d'usinage est devenue une voie majeure sur laquelle les scientifiques et les industriels se sont engagés. Mais cette modélisation doit relever des défis majeurs et surmonter d'importants verrous scientifiques. Elle doit en effet prendre en compte des phénomènes thermomécaniques complexes et couplés pour des gammes de matériaux très différents. Elle doit aussi prendre en compte les différentes configurations géométriques des opérations et les phénomènes vibratoires résultants du mouvement de l'outil, ainsi que la dynamique de la machine-outil. Elle vise aussi à fournir des moyens d'étude exhaustifs permettant de mieux appréhender les phénomènes

physiques difficiles à atteindre expérimentalement. Et, elle a finalement pour objectif de proposer des méthodologies de modélisation performants permettant de quantifier et d'optimiser les opérations d'usinage, afin d'aider à la mise en œuvre et à l'optimisation des procédés.

Classiquement trois approches différentes sont disponibles pour modéliser la coupe. La première, la plus simple, est l'approche mécanistique qui s'attache à calculer les efforts de coupe de façon simple et efficace en utilisant des mesures expérimentales de référence. La seconde, la plus mathématique, est l'approche analytique qui vise à décrire les géométries et les phénomènes thermomécaniques mis en jeu lors de la coupe. La dernière, la plus récente, est l'approche par éléments finis qui consiste à décrire de manière détaillée le procédé mais qui se limitent pour le moment à des configurations particulières simples. Les méthodes analytiques s'appuient sur des démarches très rigoureuses et permettent d'obtenir de bons résultats notamment sur la prédiction des efforts de coupe et des températures pour des procédés très complexes comme le fraisage. Les méthodes par éléments finis sont complémentaires des méthodes analytiques, utilisées pour modéliser et simuler les procédés d'usinage, elles permettent d'accéder à des grandeurs thermomécaniques très intéressantes du point de vue de la compréhension des phénomènes physiques et de la mise au point des procédés. Mais elles restent délicates à mettre en place, et elles se limitent pour l'instant à des configurations simples car elles sont très gourmandes en puissance de calcul. La validation expérimentale des modèles est devenue la principale préoccupation des chercheurs du domaine.

Toutefois, les mesures expérimentales possibles pour les procédés d'usinage comme le tournage et le fraisage sont encore limitées. En effet, il est relativement aisé d'accéder aux résultats finaux de l'usinage (copeaux, états de surface, usure, métallurgie...). Mais, il est difficile de relier ces mesures aux résultats des modélisations et donc de les utiliser pour l'interprétation des phénomènes physiques associés à la coupe. La seule possibilité consiste donc à effectuer des mesures expérimentales au cours du procédé, comme les mesures d'efforts de coupe, ou de puissances à la broche, de champs de température, ou de visualiser la formation du copeau grâce à une caméra rapide. Seules ces grandeurs sont réellement accessibles, mais uniquement sur des plages de travail limitées, nécessitant des efforts importants de mise en œuvre. Les mesures expérimentales permettent d'offrir des possibilités intéressantes de comparaison avec les simulations numériques ou les modèles analytiques.

Par ailleurs, les modélisations phénoménologiques reposent sur une description thermomécanique du matériau usiné, qui conditionne fortement les résultats obtenus, et de ce fait la pertinence des confrontations avec l'expérimental. De plus les lois physiques décrivant le comportement des matériaux sont généralement identifiées grâce à des essais rhéologiques standards ne permettant pas de recréer les conditions de sollicitations du procédé. Une approximation importante sur le comportement du matériau est donc réalisée et son influence sur le résultat n'est pas actuellement quantifiée. Il est donc nécessaire de proposer des méthodologies pour essayer d'affiner la description de la loi de comportement afin d'améliorer les capacités prédictives des modèles phénoménologiques.

Dans ce cadre, le travail présenté ici a pour but de développer une méthodologie permettant, à l'aide de mesures expérimentales fiables et d'un modèle numérique adapté au procédé de fraisage, d'identifier par analyse inverse une loi de comportement dédiée pour l'usinage. Cette étude se divise en trois développements majeurs :

- Le premier consiste à mettre en place un système de mesures permettant d'identifier les efforts de coupe sur une gamme de vitesses de coupe allant de l'usinage traditionnel à l'usinage à grande vitesse.
- Le second s'attache à développer une modélisation thermomécanique par éléments finis prédictive du procédé le plus complexe en usinage par enlèvement de copeaux : le fraisage d'épaulement.
- Le dernier vise à mettre en place une procédure d'identification paramétrique par méthode inverse de la loi de comportement du matériau basée sur la comparaison des efforts de coupe expérimentaux et numériques.

Cette démarche est décrite dans cinq chapitres de la façon suivante :

Le premier chapitre présente une bibliographie exhaustive, sur les principaux procédés d'usinage en insistant notamment sur leur mise en œuvre, les moyens d'étude et les différentes modélisations développées. En premier lieu les principaux procédés de coupe sont présentés, ainsi que les moyens d'étude des procédés actuellement disponibles sur le marché au travers de méthodes expérimentales, ainsi que des codes de calcul par éléments finis dédiés. Puis, les mécanismes physiques de la coupe sont présentés sur les configurations de coupe élémentaires : la coupe orthogonale et la coupe oblique. La plus grande partie du chapitre est ensuite consacrée à l'état de l'art de la modélisation et simulation numérique de ces procédés : en partant des approches mécanistiques empiriques, en passant par les approches analytiques, jusqu'aux approches par éléments finis.

Le second chapitre traite de la modélisation thermomécanique du matériau : l'acier inoxydable 304L. Le matériau est tout d'abord présenté par des éléments issues de la bibliographie. Ensuite, le comportement du matériau est illustré sur une large gamme de modes de sollicitations, de vitesses de déformations et de températures, à l'aide des essais rhéologiques réalisés dans le cadre du projet PGV. Pour finir, l'expression mathématique de la loi de comportement développée au laboratoire, et celles développées par les autres laboratoires partenaires du projet.

Le troisième chapitre est consacré à l'étude expérimentale menée sur le procédé de fraisage pour le matériau 304L. Cette étude est essentiellement basée sur la mise en place d'un système de mesure permettant de réaliser l'acquisition des efforts de coupe au cours d'une opération de fraisage. Une campagne d'essais a été menée sur deux types d'outils possédant des géométries différentes, pour une large gamme de vitesses de coupe et d'avances. Ces essais permettent d'étudier le comportement du matériau usiné, de l'usinage tradi-

tionnel jusqu'à la plage d'usinage à grandes vitesses, en se focalisant sur les efforts de coupe mais en abordant aussi les états de surface, les modes de formation des copeaux, et le comportement de l'outil en cours de procédé. Ces différentes investigations permettent finalement d'aboutir à une vision assez large concernant les possibilités et les limites des mesures effectuées en fraisage, ainsi que sur les difficultés à analyser les phénomènes physiques ou les éléments géométriques associés résultants de la coupe.

Le quatrième chapitre présente les différents travaux menés pour aboutir à une simulation par éléments finis du fraisage. Les choix réalisés concernant le formalisme de la modélisation sont présentés et justifiés. Ensuite, un travail préliminaire a consisté à mettre au point une simulation de la coupe oblique pour s'assurer des possibilités et de la pertinence du code de calcul. Faute de données expérimentales, une étude du modèle a été menée à l'aide d'un plan d'expériences complet sur trois paramètres. D'une part, des simulations du fraisage d'épaulement dans les conditions d'un cas académique ont été mises en place et ses différents résultats sont présentés. Les efforts de coupe simulés et mesurés dans ces conditions sont comparés et discutés. D'autre part, un cas industriel est considéré. Les problématiques, les solutions retenues et les perspectives pour mettre en place la simulation de cet essai sont détaillées. Une conclusion est alors proposée concernant les résultats très encourageants obtenus, et insiste sur la problématique des puissances de calcul ne permettant pas encore la mise en place de l'identification paramétrique directement sur le modèle éléments finis.

Le cinquième chapitre traite de la méthode d'identification inverse mise en place pour identifier les paramètres matériaux de l'acier inoxydable 304L. La méthodologie consiste à utiliser les courbes d'efforts de coupe obtenues expérimentalement, puis à les comparer à celles obtenues numériquement. Les problématiques abordées dans le chapitre précédent imposent l'utilisation du modèle analytique développé par des membres de l'équipe pour tester la méthode. En effet, ce modèle fournit une réponse proche de celle obtenue expérimentalement. Il sera alors possible de transposer la méthode directement au cas du modèle par éléments finis. Les résultats d'identification obtenus sont ensuite détaillés et la validité du modèle est discutée.

Une conclusion générale est enfin proposée, et synthétise les résultats obtenus en y ajoutant des remarques concernant les travaux réalisés et des perspectives pour des développements futurs. Enfin, une bibliographie et des annexes complètent le manuscrit.

Présentation du projet Procédés Grandes Vitesses (PGV)

Cette thèse s'est déroulée dans le cadre du projet PGV ou Procédés à Grandes Vitesses financé par la fondation CETIM et initié par plusieurs industriels. Le projet PGV a pour but de réaliser des études sur les procédés industriels à grandes vitesses tant du point de vue du comportement des matériaux ainsi que du point de vue des phénomènes multiphysiques couplés mis en jeu et des modèles rhéologiques disponibles, jusqu'à la capacité des logiciels de simulation par éléments finis. On entend par procédés à grande vitesse, les opérations de fabrication de pièces métalliques qui font intervenir des vitesses de réalisation importantes synonymes de hautes vitesses de déformation. Ces opérations sont réalisées à chaud ou à froid et concernent différents domaines et procédés, de l'usinage au découpage. La modélisation de ces procédés est un défi pour les chercheurs du fait de la complexité et des couplages des phénomènes physiques mis en jeu. Mais aussi un pari pour les industriels de ces domaines dont les objectifs sont la maîtrise et l'optimisation, l'extension ou la complexification à de nouvelles applications plus complexes.

Ce projet se divise en deux entités de travail regroupant chacune quatre laboratoires de recherche, respectivement nommées PGV1 et PGV2. Mais tout au long de leur travail, ces entités ont collaboré sur les différentes problématiques et se sont partagées les résultats de recherche. Ces deux groupes rassemblent donc un certain nombre de doctorants : F. Delalondre et P. De Micheli du CEMEF de l'Ecole des Mines de Paris, O. Lurdos de l'Ecole des Mines de St Etienne, I. Amran de l'ENSAM Paris, J. Brocaïl du LAMIH de Valenciennes, E. Guillot du LTN de Nantes, X. Soldani du LPMM de Metz et A. Maurel du Département Mécanique Appliquée de l'institut FEMTO-ST à Besançon. Les talents et contributions de ces laboratoires ont été distribués de la façon suivante : de la modélisation du matériau choisi dans le projet l'acier inoxydable 304L, à l'étude des phénomènes physiques des procédés, à la simulation numérique des procédés en passant par des méthodologies expérimentales synthétisant les deux approches. Les sujets abordant les différents domaines s'ordonnent donc de la manière suivante :

- Les travaux de thèse de O. Lurdos a pour but de caractériser le comportement mécanique du matériau et de proposer un modèle physique adéquat. Pour ce faire, des essais de torsion à grandes vitesses de déformation ont été proposés, un modèle de recristallisation dynamique du matériau à l'échelle des dislocations a été développé, un modèle empirique basé sur la loi de Voce a par ailleurs été proposé en vue d'une implémentation future dans un code par éléments finis.
 - Les travaux de X. Soldani du Laboratoire de Physique et Mécanique des Matériaux de Metz consistent à réaliser des essais en dynamique rapide sur barres de Hopkinson, complétés par des essais de double cisaillement et des essais de traction. Ensuite une loi de comportement adaptée a été construite à partir des données résultantes de ces essais et intégré dans les modèles analytiques développés au LPMM.
 - Les travaux de thèse de E. Guillot au Laboratoire de Thermocinétique de Nantes porte quant à elle sur les problématiques liées aux phénomènes thermiques en usi-
-

nage. Ces travaux proposent un modèle numérique du contact entre la pièce fixe et l'outil mobile, reposant sur les études et expérimentations conduites au LAMIH à Valenciennes. Ce modèle permet premièrement de valider la position des thermocouples choisis dans les essais, et ensuite de mettre en place une méthode d'identification inverse pour déterminer le coefficient d'échange thermique.

- La thèse de J. Brocail au Laboratoire d'Automatique de Mécanique et d'informatiques Industrielles et Humaines de Valenciennes aborde à son tour la problématique du frottement. Deux zones de frottement sont considérées dans l'analyse mécanique de la coupe, pour chacune d'entre elles deux essais différents ont été mis en place dans le but de déterminer les deux lois de frottements spécifiques. Une simulation avec le logiciel Abaqus de la coupe a été réalisée pour identifier par méthode inverse la loi de frottement proposée.
 - La thèse de A. Maurel au Laboratoire FEMTO-ST de Besançon, s'attache à développer une méthodologie d'identification par méthode inverse à partir de mesures d'efforts de coupe directement réalisées sur le procédé. Dans ces travaux le procédé choisi est le fraisage, une simulation du fraisage est développée, et des mesures d'efforts de coupe sont effectuées in situ, en parallèle une loi de comportement matériel adaptée aux sollicitations est construite. Ces éléments permettant ensuite de tester la méthodologie d'identification par méthode inverse des paramètres matériaux.
 - Les thèses de F. Delalondre et de P. De Micheli au Centre de Mise en Forme des Matériaux (CEMEF) concernent les simulations numériques en 3D sur des phénomènes adiabatiques (apparition de bandes de cisaillement) par la méthode des éléments finis. Les techniques de raffinement et d'adaptation de maillage, les formulations explicites ou semi-explicites et le développement d'algorithmes de couplage entre les équations mécaniques et thermiques ont ainsi été développés, en vue de leur implémentation dans le code de simulation par éléments finis FORGE 3, développé au CEMEF.
 - La thèse de I. Amran du Laboratoire de Mécanique des Systèmes et des Procédés de l'ENSAM Paris (LMSP) consiste à étudier la méthode de discrétisation C-NEM en tant qu'alternative aux méthodes de maillage fixe et de remaillage associées. Cette méthode semble particulièrement adaptée à la simulation des procédés à grandes vitesses, du fait de sa capacité à simuler des états à forts niveaux de déformations à l'aide de nouvelles approches topologiques pour la gestion des maillages.
-

Chapitre 1

Procédés d'usinage, applications, études et modélisations

Dans tous les produits avec lesquels, l'homme facilite sa vie, du téléphone portable à l'électroménager en passant par l'automobile jusqu'à la bijouterie s'assemblent des pièces mécaniques. Ces pièces peuvent être réalisées avec différents matériaux (métal, bois, verre, polymère...), mais dans la plupart des cas, la forme finale de ces pièces a nécessité au cours de leur fabrication au moins une ou plusieurs opérations d'usinage. L'appellation usinage fait classiquement référence aux procédés d'enlèvement de matière à l'aide d'outils coupant permettant de réaliser des surfaces sur des composants définis par des dimensions, une géométrie et un état de surfaces souhaité. Ces opérations d'usinage sont classiquement divisées en deux catégories : l'usinage physico-chimique, l'usinage mécanique (procédés de coupe ou procédés abrasif).

Ce dernier est très couramment utilisé dans l'industrie, car il est capable d'enlever des volumes de matières très importants en un temps relativement court, il permet donc d'obtenir des pièces de formes complexes avec un coût raisonnable et ce pour différents matériaux. Ces procédés sont assez faciles à appréhender si on les assimile au travail du rabot de menuisier, mais pourtant d'innombrables problématiques technologiques ou scientifiques apparaissent face à la complexité croissante des formes et des matériaux utilisés.

Dans ce chapitre, nous illustrerons de façon concise comment l'industrie et la recherche, dans leurs objectifs et domaine respectifs ont évolué du principe de la lame simple du rabot à des outils de géométries très évoluées présentant des matériaux constitutifs et des revêtements très variables.

1.1 Les procédés d'usinage

La sphère des procédés d'usinage est extrêmement vaste, ils sont généralement caractérisés par l'action d'un outil sur un matériau pour obtenir une nouvelle forme. Mais depuis quelques années, le terme usinage est utilisé pour des procédés sans présence d'outil, mais qui font intervenir un milieu agressif. Traditionnellement, les procédés d'usinage mécanique sont divisés entre les opérations dites traditionnelles et les non traditionnelles en distinguant les techniques d'usinage classique des autres. Mais il semble pertinent de classer schématiquement les procédés d'usinage selon les phénomènes physiques mis en jeu. Ils peuvent être alors classifiés en deux grandes catégories :

1.1.1 Les procédés physico-chimiques

Tous ces procédés sont qualifiés de non traditionnels. L'enlèvement de matière se fait ici par l'intermédiaire d'actions non mécaniques. Ils font tous appel à des processus physico-chimiques produisant l'énergie nécessaire à la séparation de la matière usinée :

- l'énergie thermo-électrique d'un arc électrique (électro-érosion) d'un plasma ou d'un faisceau de lumière cohérente (laser) ou d'électrons,
- l'énergie thermo-chimique de la flamme d'un chalumeau (oxycoupage),
- l'énergie chimique ou électrochimique à l'aide d'un liquide abrasif ou d'un électrolyte (usinage chimique ou électrochimique).

1.1.2 Les procédés mécaniques

Ces procédés se scindent en deux groupes les procédés d'abrasion et les procédés de coupe.

1.1.2.1 les procédés d'abrasion

Dans cette catégorie, l'enlèvement de matière est dû à l'action mécanique d'une multitude de particules abrasives possédant des tailles variables et des géométries multiformes, et d'une grande dureté. Ces grains peuvent agir selon deux modes distincts :

- Ils peuvent être liés à un support solide, type abrasion à deux corps (meulage, rectification),
-

- ou bien ils peuvent être intégrés dans un fluide plus ou moins visqueux, type abrasion à trois corps (rodage et polissage à la pâte abrasive, usinage par ultrason ou par jet d'eau ou de fluide abrasif).

1.1.2.2 Les procédés de coupe

De tous les procédés d'usinage, ce sont les procédés les plus couramment utilisés. L'enlèvement de matière se fait ici à l'aide de l'action mécanique d'un outil coupant permettant de retirer un volume de matière donné. On différencie alors les procédés de découpe permettant de diviser ou de détourner une pièce, des procédés de coupe par enlèvement de copeaux pouvant produire en plusieurs passes des surfaces plus complexes en deux ou trois dimensions. Un très grands nombres de procédés de coupe sont disponibles, mais on se concentre ici sur l'usinage par enlèvement de copeaux à l'aide des procédés offrant un grand débit de matière comme le fraisage, le tournage et le perçage.

1.2 Les opérations classiques d'usinage

En usinage, les procédés de coupe sont de loin les plus utilisés, car dans les années 60 ils ont acquis une vitalité considérable grâce au développement des machines-outils à commande numérique. Depuis cette époque, les avancées technologiques dans l'automatisation, dans les directions de déplacement possibles des machines, dans la conception/fabrication assistée par ordinateur et les outillages ont rendu les procédés de tournage, de fraisage et de perçage incontournables dans la fabrication des biens de consommation. Les travaux présentés dans ce manuscrit concernent le fraisage et le tournage, on se limitera donc dans la suite à présenter ces deux procédés.

1.2.1 Le procédé de tournage

Le tournage est un procédé mettant en jeu des outils à arête de coupe unique. La pièce à réaliser est animée d'un mouvement de rotation imposé par la machine outil assimilable au mouvement de coupe, c'est généralement le mouvement principal du procédé. L'outil quant à lui est animé d'un mouvement complémentaire de translation (rectiligne ou non) appelé mouvement d'avance et permettant de définir le profil de la pièce. La combinaison de ces deux mouvements permet de positionner la partie active de l'outil (arête tranchante de l'outil) et permet d'obtenir des formes de révolution complexes. Bien que les cinématiques du procédé et des outils soient simples, le procédé de tournage est essentiel au vu de l'importance de ses applications dans l'industrie.

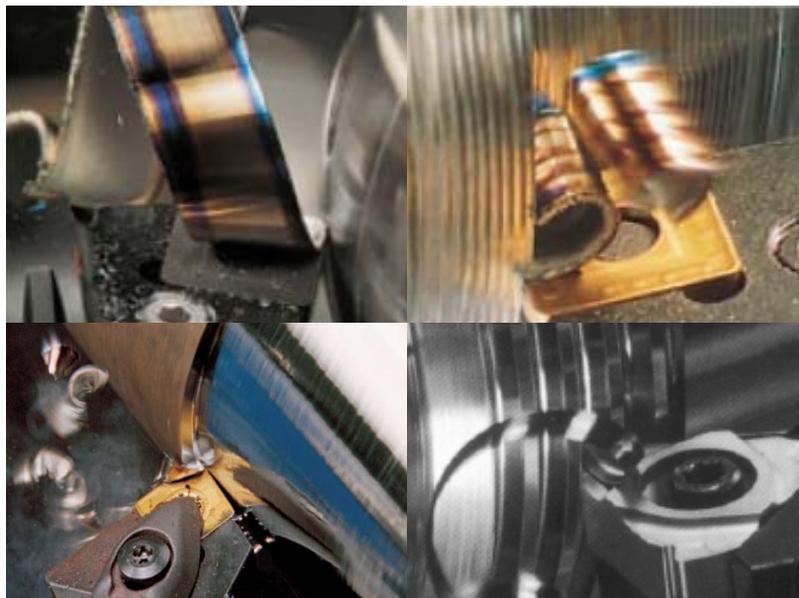


FIG. 1.1 – Images de différentes opérations de tournage industrielles. (*Sandvik, 2008*)[3]

1.2.1.1 Opérations de bases

En tournage, les pièces complexes sont facilement décomposables en profils de coupe élémentaire. Chacun de ces profils correspondant à une des cinq opérations de bases existant en tournage (Voir Figure 1.2) :

- Le tournage longitudinal ou chariotage (1), où le mouvement d'avance correspond à une translation rectiligne de l'outil parallèlement à l'axe de révolution de la pièce, ce qui permet de réaliser des cylindres.
- le dressage (2), où le mouvement d'avance est une translation rectiligne de l'outil perpendiculairement à l'axe de révolution de la pièce, ce qui permet d'ajuster la longueur de la pièce et génère un plan orthogonal à l'axe.
- le tournage de cônes (3), combine les deux types d'opérations précédentes pour générer des cônes de révolution.
- le contournage (4), consiste à imposer une trajectoire plane quelconque à l'outil, des formes de révolution quelconques peuvent alors être réalisées.

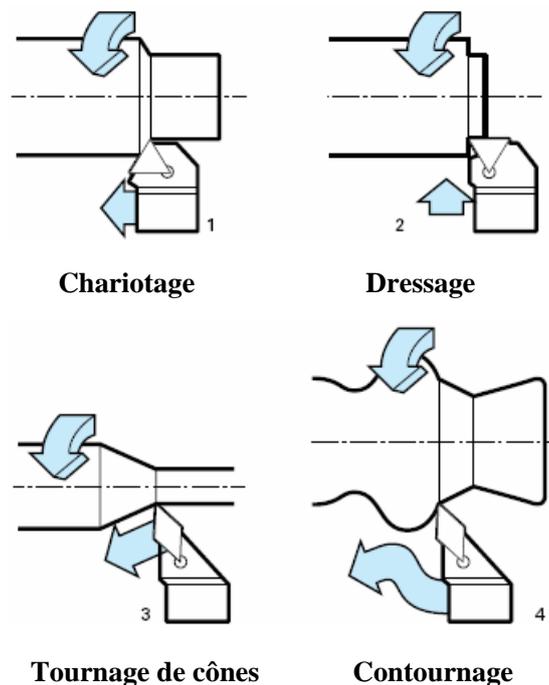


FIG. 1.2 – Les opérations classiques en tournage. (*Techniques de l'Ingénieur*)[4]

Toutes les opérations présentées ici correspondent à un usinage dit de génération ou d'enveloppe, car la forme obtenue n'est pas générée par la forme de l'outil. En d'autres termes la forme dépend uniquement de la trajectoire de l'outil. Lorsque des formes sont obtenues par reproduction du profil de l'outil dans la pièce, il s'agit d'usinage de forme. Les travaux de forme classiques sont le filetage ou encore la réalisation de gorges.

Il est à noter qu'il existe des homologues de toutes les opérations précédentes en travail intérieur de la pièce, par exemple l'alésage s'identifie au dressage. Les cinématiques sont en effet les mêmes, mais les outils et les problématiques d'encombrement ou d'évacuation de copeaux sont plus complexes que pour le tournage extérieur. Les opérations d'usinage se règlent via différents paramètres de coupe illustré sur la figure 1.3, dont les réglages respectent certaines règles précises qui conditionnent l'efficacité et les résultats du procédé.

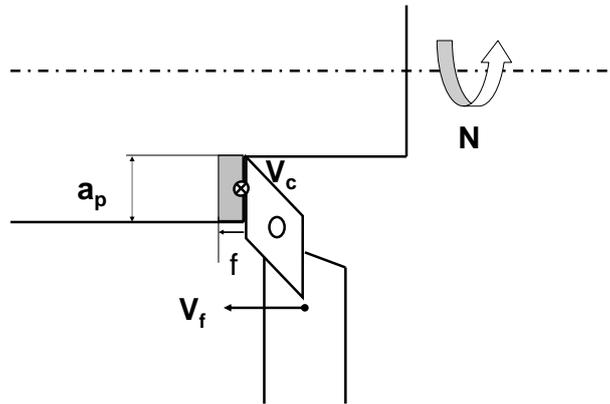


FIG. 1.3 – Paramètres de l'opération de tournage.

1.2.1.2 La vitesse de coupe V_C

Elle constitue le premier paramètre de l'opération de tournage, car elle impose la cinématique et la dynamique du procédé, c'est à dire la rotation de la pièce. Sur un tour, la pièce est entraînée à une certaine vitesse noté ω (en $rad.s^{-1}$) ou N (en $tr.min^{-1}$) par l'intermédiaire de la broche via le porte-pièce. Cette vitesse est une donnée de réglage pour l'opérateur sur la machine-outil. Pour une opération donnée, le point d'usinage se situant sur un diamètre D (en m), la vitesse relative de la pièce ou vitesse de coupe V_C (en $m.s^{-1}$) en ce point se calcule de la façon suivante :

$$V_C = \frac{D}{2} \times \omega \quad (1.1)$$

La fréquence de rotation N de la pièce s'exprime alors traditionnellement avec les unités

de la mécanique par :

$$N = \frac{1000 \times V_C}{\pi D} \quad (1.2)$$

Avec N (en $tr.min^{-1}$), V_C (en $m.min^{-1}$) et D (en mm). Il est à noter que la vitesse de rotation est inversement proportionnelle au diamètre du point générateur, donc dans le cas de très petits diamètres, la vitesse de rotation augmente très rapidement à vitesse de coupe constante. De plus la vitesse de coupe n'est constante que si la vitesse de broche et le diamètre de la pièce demeurent inchangés. Pour le dressage par exemple la vitesse de coupe varie continuellement, mais sur un grand nombre de tours modernes, la vitesse de broche varie pour assurer une vitesse de coupe constante. Le choix de la vitesse de coupe se fait généralement en fonction des matériaux de la pièce et de l'outil, des paramètres d'avance, de la profondeur de passe, de la lubrification et de la durée de vie souhaitée des outils.

1.2.1.3 La vitesse d'avance V_f ou l'avance par tour f

La vitesse d'avance notée V_f (en $mm.min^{-1}$) correspond à la vitesse de déplacement de l'outil par rapport au bâti. L'avance par tour f (en $mm.tr^{-1}$) quant à elle correspond à la valeur du déplacement de l'outil ou de la pièce pour un tour de la pièce. Elle est prise comme référence car elle conditionne la qualité de la surface usinée et le chargement de l'outil. L'avance influence également l'épaisseur des copeaux et leur mode de segmentation. Toutes ces données sont liées par la formule suivante :

$$V_f = f \times N \quad (1.3)$$

1.2.1.4 La profondeur de passe a_p

Elle est toujours mesurée perpendiculairement à la direction de l'avance et non pas selon l'arête de l'outil. En chariotage par exemple elle correspond à la différence de rayon entre la surface usinée et la surface précédente. C'est un critère important pour choisir le mode de travail en ébauche ou en finition, mais il reste secondaire par rapport aux précédents. La profondeur de passe est souvent limitée technologiquement au 2/3 de la longueur utile de l'arête de coupe utilisée et aussi par la puissance utile disponible sur la broche.

1.2.1.5 L'arête de l'outil

Le choix de l'outil et de son mode de coupe sont directement déterminés par le type d'opérations à réaliser. Il existe ainsi une multitude d'outils avec des caractéristiques spécifiques concernant leurs géométries, leurs matériaux ou leurs revêtements. Quelques exemples sont présentés en figure 1.4.

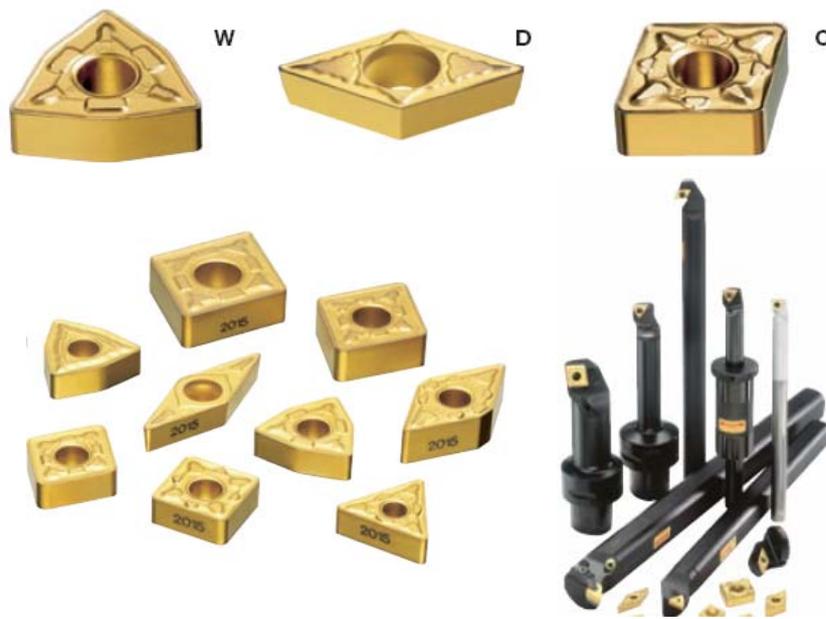


FIG. 1.4 – Exemples de différentes plaquettes de tournage disponibles. (Sandvik, 2008)[3]

1.2.2 Le procédé de fraisage

Le fraisage est dans son principe un procédé de fabrication faisant intervenir simultanément, le mouvement de rotation d'un outil possédant une ou plusieurs arêtes de coupe (mouvement de coupe) et la combinaison de translations rectilignes voire de rotations entre l'outil et la pièce (mouvement d'avance). L'outil de fraisage, appelé fraise, comporte plusieurs arêtes de coupe dont chacune retire une certaine quantité de matière sous forme de copeaux. Ce procédé possède un rendement élevé, procure une bonne finition des surfaces et une haute précision dimensionnelle ainsi que de grandes possibilités au niveau de la génération de différentes formes. Il est le plus souvent utilisé pour réaliser des surfaces planes, des épaulements et des gorges, mais avec l'évolution des machines à commande numérique son efficacité pour la réalisation des surfaces gauches est croissante. Le fraisage est en passe de devenir la méthode d'usinage universelle pour les formes tridimensionnelles complexes.



FIG. 1.5 – Images de différentes opérations de fraisage industrielles. (*Sandvik, 2008*)[3]

1.2.2.1 Définitions cinématiques et géométriques

Le fraisage se caractérise par une coupe discontinue de la matière à l'aide d'un outil (la fraise) possédant une ou plusieurs arêtes de coupes (ou dents). La fraise est fixée dans un porte-outil lui même monté sur la broche de la machine-outil. Les dents décrivent une trajectoire trochoïdale produisant des copeaux d'épaisseur variable mais périodique. Dans toute la suite, l'exposé se limitera principalement au cas de l'usinage 3 axes. (translations de l'outil par rapport à la pièce selon trois axes X, Y et Z et aucune rotation supplémentaires) En fraisage conventionnel, le mouvement d'avance est dans le même sens que la rotation de la fraise dans la zone de coupe. L'épaisseur des copeaux est nulle au départ et augmente jusqu'à la fin du passage de la dent. Cette configuration est couramment appelée fraisage en opposition. A l'inverse, pour le fraisage en avalant ou en concordance, le mouvement d'avance de la pièce est à l'opposé du sens de rotation de la fraise. L'épaisseur de copeau est non nulle puis diminue jusqu'à être égale à zéro à la fin du passage de la dent. Le fraisage en avalant est couramment utilisé pour les opérations de finition et le fraisage en opposition pour les opérations d'ébauche. (voir figure 1.6)

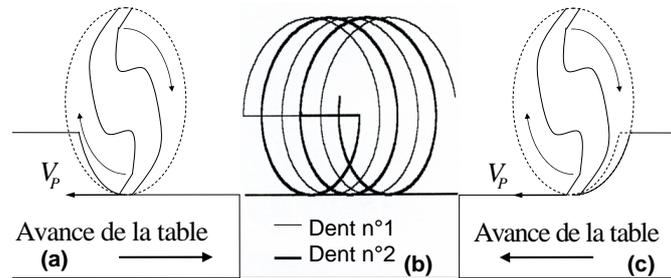


FIG. 1.6 – Cinématique de la coupe pour une fraise deux dents. (a) Fraisage en opposition, (b) Trajectoire des dents, (c) Fraisage en avalant. (Fontaine, 2004)[5]

1.2.2.2 Paramètres de coupe

Les opérations de fraisage sont conditionnées par les paramètres principaux paramètres suivants :

La fréquence de rotation de la broche notée N (en $tr.min^{-1}$), elle correspond au nombre de révolutions réalisées par la fraise en une minute. Cette donnée est beaucoup plus utilisée comme une valeur de réglage machine.

La vitesse de coupe notée V_C (en $m.min^{-1}$) représente la vitesse linéaire avec laquelle l'arête de coupe parcourt la surface de la pièce. Elle fait partie intégrante de l'ensemble des conditions de coupe et constitue un paramètre important de l'opération de fraisage. La vitesse de broche, le diamètre de l'outil et la vitesse de coupe sont naturellement liées par les formules suivantes :

$$N = \frac{1000 \times V_C}{\pi D} \quad \text{et} \quad V_C = \frac{\pi D N}{1000} \quad (1.4)$$

Où D représente le diamètre de l'outil en mm , N la fréquence de rotation de la broche (en $tr.min^{-1}$) et V_C la vitesse de coupe (en $m.min^{-1}$).

L'avance ou vitesse d'avance notée v_f (en $mm.min^{-1}$) définit la vitesse de déplacement de l'axe de l'outil par rapport à la pièce. Elle correspond à une donnée de réglage machine, dépend de l'avance à la dent, du nombre de dents et de la fréquence de rotation.

L'avance à la dent, notée f_z , est un paramètre très important en fraisage, car elle conditionne la capacité d'enlèvement de matière par les dents de la fraise. C'est l'élément le plus limitatif au niveau des performances de l'outil. Elle indique l'épaisseur de copeau maximale que va retirer la dent ou bien encore la charge maximale admise sur la dent de l'outil. Ce paramètre est une donnée essentielle des conditions de coupe choisies pour une opération donnée. Elle est liée aux paramètres technologiques par la relation suivante :

$$v_f = f_z \times Z \times N \quad (1.5)$$

Où Z représente le nombre de dents de la fraise. Pour compléter les paramètres associés aux conditions de coupe, deux paramètres sont indispensables puisqu'ils conditionnent l'engagement de l'outil dans la matière, caractérisé par la profondeur de passe axiale dans la direction de l'axe de révolution notée a_p et la profondeur de passe radiale dans une direction perpendiculaire à l'axe de révolution notée a_e . Dans le chapitre 3, sur les figures 3.10, 3.14 et 3.18 des vues tridimensionnelles pour différentes configurations d'usinage sont proposées.

Pour résumer, les paramètres définissant les conditions de coupe sont :

- la vitesse de coupe V_C ,
- l'avance à la dent f_z ,
- la profondeur de passe axiale a_p ,
- la profondeur de passe radiale a_e .

En effet ce jeu de paramètres (V_C , f_z , a_p , a_e) doit être adapté aux choix d'outil, du matériau, de l'environnement machine et de l'opération de fraisage choisie.

1.2.2.3 Machines-outils et repères de référence

Les machines-outils permettant les opérations de fraisage sont classiquement composées d'une broche verticale permettant la rotation et la translation suivant l'axe de l'outil et d'une table de travail horizontale sur laquelle la pièce est bridée. Elle présente deux translations horizontales et orthogonales entre elles. C'est la configuration basique pour une machine 3 axes bien qu'il existe des machines à broche horizontale ou des machines où les mouvements peuvent être répartis de différentes manières. Pour les machines à 4 ou 5 axes les degrés de liberté supplémentaires sont des rotations ajoutées à la broche ou à la pièce.

Toutefois depuis la fin des années 60, les axes et mouvements des machines à commande numérique sont normalisés pour faciliter la compréhension et les échanges de données. Cette norme suppose que seul l'outil se déplace par rapport au système de coordonnées associé à la pièce considérée comme fixe. En d'autres termes lorsque la table se déplace dans une direction, la norme considère que c'est l'outil qui se déplace et non la pièce. Le système de coordonnées de référence est un système cartésien direct lié au bâti de la machine et ayant ses directions parallèles aux glissières de la machine. Il est noté (X,Y,Z) . (Voir figure 1.7 et figure 1.8)

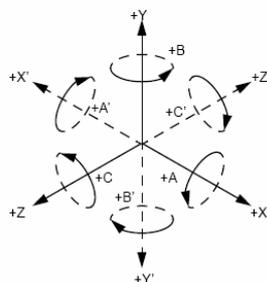


FIG. 1.7 – Directions de repérage pour le fraisage.

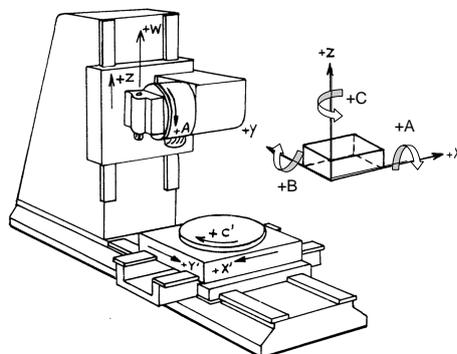


FIG. 1.8 – Norme des directions et repérages sur une machine outil. (NF Z 68-020 (1968))

L'axe Z est défini comme l'axe imposant le mouvement principal de rotation, c'est-à-dire l'axe de la broche principale. Dans les cas d'une machine ayant des mouvements de rotation, l'axe parallèle à la surface de travail sur la pièce est choisi. Généralement l'axe Z est vertical et un mouvement le long de Z dans le sens positif accroît toujours la distance entre l'outil et la pièce.

Pour l'axe X, le sens positif est généralement défini avec un axe Z vertical vers la droite lorsque l'on regarde de la broche principale vers le montant de la machine. Avec un axe Z horizontal, le sens positif est dirigé vers la droite lorsque l'on regarde de la broche principale vers la pièce.

L'axe Y est finalement défini pour former un trièdre direct avec les axes X et Z.

A ces translations, des angles A, B et C peuvent être associés pour définir des positions angulaires autour d'axes parallèles à X, Y et Z. Les valeurs positives sont comptées de façon qu'une vis pas à droite, tournant dans le sens positif, avance respectivement en direction de +X, +Y et +Z. La figure 1.8 montre un exemple classique de fraiseuse 5 axes et les axes normalisés correspondants. L'axe Z est ici vertical avec le sens positif orienté vers le haut, l'axe X est à droite lorsqu'un observateur se trouve face à la machine et enfin l'axe Y est défini pour compléter le trièdre. C'est avec ces axes et dans cette configuration que tous les résultats suivants seront présentés.

1.2.2.4 Opérations de fraisage usuelles

La figure 1.9 illustre les opérations de fraisages les plus communes utilisées sur des machines 3 axes.

1.2.2.5 Les fraises, géométries, matériaux et revêtements

En fraisage, l'outil est l'élément indispensable du procédé, il possède des caractéristiques géométriques complexes, les matériaux qui le constituent sont de plus en plus durs, les revêtements de plus en plus évolués. Le choix des outils est généralement déterminé par le matériau à usiner et les opérations associées, ainsi que les conditions de coupe souhaitées tout en considérant les limitations de la machine-outil. Il existe toutefois deux types de fraises, les fraises monoblocs et les fraises à plaquettes. Pour les outils monoblocs, trois géométries classiques sont à considérer, les fraises deux tailles, les fraises rayonnées ou toriques et les fraises boules ou hémisphériques. Sur la figure 1.10 quelques exemples de ces fraises sont proposés. Plusieurs grandes classes de matériaux sont disponibles et adaptés à des matériaux usinés plus ou moins durs. Les principales familles de matériaux constituant les fraises sont les aciers rapides, les carbures métalliques, les céramiques, les cermets, les diamants et le nitrure de bore cubique. En table 1.1 quelques caractéristiques de ces matériaux sont données.

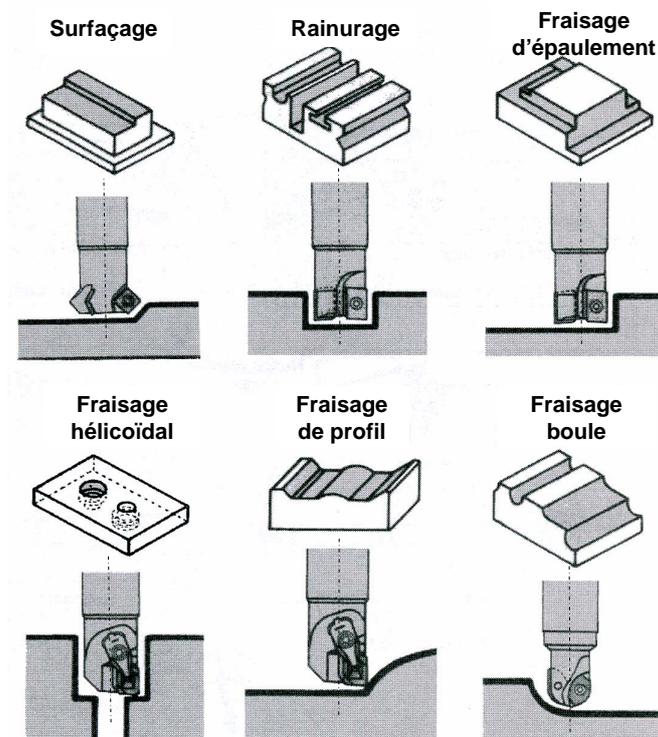


FIG. 1.9 – Opérations classiques en fraisage 3 axes. (Sandvik, 2008)[3]

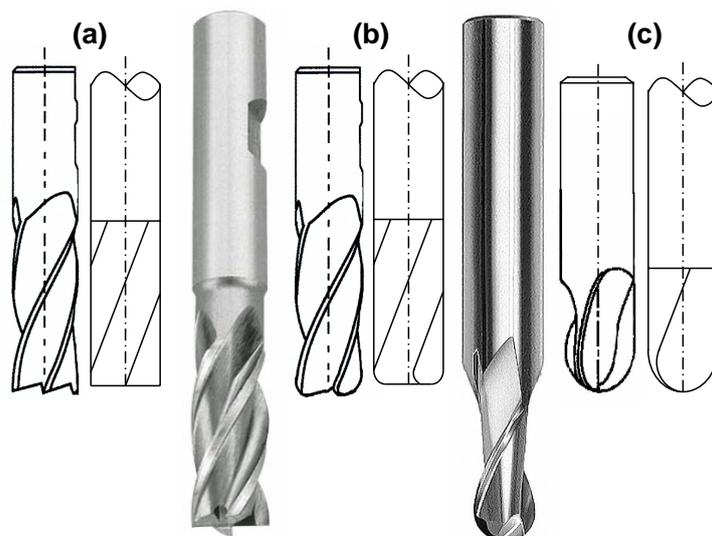


FIG. 1.10 – Géométrie des fraises monoblocs usuelles. (a) Fraise deux tailles (ou droite), (b) Fraise rayonnée (ou torique), (c) Fraise boule (ou hémisphérique).

Dans les années 80 de nouvelles techniques de dépôt ionique se sont développées permettant de déposer des couches dures de 2000 à 4000 HV. Ces revêtements d'une épaisseur de l'ordre de $5 \mu m$, permettent à la fraise d'usiner des matériaux plus durs dans des conditions plus extrêmes. Aujourd'hui les méthodes se sont développées et il existe trois procédés majeurs de dépôt, le procédé CVD (Chemical Vapor Deposition), le procédé PVD (Physical Vapor Deposition) et le procédé combinant les deux premiers le MTVD (Medium Temperature Vapor Deposition). La dureté et l'épaisseur des principaux dépôts sont fournies en table 1.2.

Matériaux	Masse volumique ($kg \cdot m^{-3}$)	Module d'élasticité (GPa)	Rupture en flexion (MPa)	Dureté Vickers (HV_{30})	Coefficient de dilatation linéique ($10^{-6} K^{-1}$)	Conductivité thermique à $20^\circ C$ ($W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$)	Tenacité ($MPa \cdot \sqrt{m}$)
Aciers rapides	8000 à 8160	217	-	800 à 1100	12 à 12,5	19	-
Carbures métalliques	10000 à 15000	530 à 650	1000 à 1600	1500 à 1800	5,5 à 6	35 à 80	10 à 13
Céramiques	3200 à 4200	310 à 410	400 à 1000	1500 à 2600	3 à 10	15 à 30	4 à 9
Cermets	6000 à 8000	390	1500 à 2000	1500 à 1700	7 à 8	18	-
Diamants	3520 à 3860	920 à 1140	920	5000 à 12000	3 à 6	560 à 2000	3 à 9
Nitrure de bore cubique	3100	680	570	2500 à 4000	5	80 à 120	6

TAB. 1.1 – Caractéristiques des différents matériaux dans lesquels les outils sont réalisés. (*Techniques de l'Ingénieur*)[22]

Dépôts	Dureté HV	Epaisseur (μm)
Procédé CVD		
<i>TiN</i>	2000 à 5000	3
<i>TiC</i>	3000 à 3500	2 à 3
<i>Ti(C, N)</i>	2500 à 3100	3
<i>Al₂O₃</i>	2500 à 3100	3
<i>CBN</i>	3000 à 4000	3
<i>Diamant</i>	7000 à 10000	5 à 10
Procédé PVD		
<i>TiN</i>	2000 à 2500	3 à 5
<i>Ti(C, N)</i>	3000 à 3400	3 à 5
<i>(Ti, Al)N</i>	2000 à 2400	3 à 5
<i>CrC</i>	1850	3
<i>CrN</i>	1750 à 2900	3

TAB. 1.2 – Caractéristiques des différents revêtements pour outils disponibles. (*Techniques de l'Ingénieur*)[22]

1.3 Outils industriels d'études des procédés d'usinage

Les industriels ont d'ores et déjà mis en place des moyens d'études des procédés de coupe au dans le cadre de leurs travaux d'amélioration continue des conditions de production (coût, productivité...). Une grande partie de ces méthodes sont dérivées de modèles ou de démarches aujourd'hui bien connus et qui ont déjà fait leurs preuves. Ce sont par exemple, la notion de couple outil matière dérivée des approches mécanistes (ou semi-analytiques) de la coupe ou bien les méthodes de mesures acoustiques en usinage. Certaines comme les méthodes éléments finis, sont beaucoup plus novatrices et certains éditeurs de logiciels mènent une guerre commerciale afin de s'imposer dans le domaine de la simulation numérique des procédés d'usinage.

1.3.1 La méthodologie du Couple Outil Matière (COM)

La méthodologie du couple outil matière communément notée (COM) est beaucoup utilisée dans le domaine de l'usinage par outil coupant. C'est une méthode essentiellement expérimentale qui consiste, grâce à des séries d'essais, à déterminer les zones d'utilisation d'un outil sur une machine dans une plage de conditions de coupe. En effet, définir un COM consiste à définir des plages de fonctionnement des paramètres de coupe (vitesse de coupe V_C , avance f ou f_z , profondeur de passe axiale a_p , ou radiale a_e) et de la durée de vie de l'outil (T).

La méthode est basée sur cinq étapes qui s'enchaînent séquentiellement :

- Déterminer un point de qualification
- Définir la plage de vitesse de coupe
- Définir les plages d'engagement de l'outil (a_p, a_e) et d'avances
- Quantifier l'usure de l'outil
- Déterminer les valeurs des paramètres auxiliaires

La méthode du COM comporte des données d'entrée correspondant aux descriptions des matériaux constituant l'outil et la pièce, les géométries de l'outil et des opérations d'usinage. En sortie les plages d'utilisation des paramètres de coupe, sont définies par une valeur minimale et une valeur maximale. Toutes les activités se déroulent sur une machine outil de production équipée d'un wattmètre ou d'un dynamomètre pour mesurer la puissance consommée ou les efforts de coupe. En production, pour une matière à usiner définie, cette approche COM permet de choisir un outil et les conditions de coupe adaptées parmi toutes celles qui ont déjà été testées dans la matière concernée. Pour la métallurgie classique, l'expérience et les données acquises pour certains aciers peuvent être transposées à des compositions voisines. Mais la méthode nécessite tout de même un grand nombre d'essais coûteux et difficiles à mettre en œuvre de façon rigoureuse. Un descriptif détaillé de la méthodologie du COM pour le tournage est proposé en annexe.

1.3.2 Les logiciels éléments finis dédiés à l'usinage

Actuellement il existe de nombreux logiciels basés sur des méthodes par éléments finis pour résoudre des problèmes de physique et en particulier de mécanique. Mais seulement deux logiciels commerciaux présentent des modélisations des procédés d'usinage et prétendent être adaptés pour simuler l'usinage 3D. Ces logiciels sont *AdvantEdgeTM* et *Deform3DTM*. L'exposé se limitera aux informations obtenues via les sites internet des logiciels et les éventuelles publications scientifiques réalisées.

1.3.2.1 *ThirdwaveAdvantedgeTM5.1*

AdvantEdgeTMFEM5.1 se présente comme une solution efficace pour l'optimisation des procédés de coupe des métaux. Ce logiciel de simulation et de modélisation propose de nombreuses méthodologies d'analyse pour les procédés de fraisage, perçage et tournage. Il propose d'améliorer le débit de copeau, la qualité des pièces finales et même d'augmenter la performance des outils en diminuant le nombre d'essais expérimentaux. En plus de prédire les efforts et les températures, le logiciel apporte aussi des capacités de prédiction d'usure des outils, et aussi d'analyse des contraintes résiduelles, de prévision des températures dans les outils. A ce jour, peu de publications scientifiques sont disponibles dans la littérature, seulement sept publications peuvent étayer cette offre commerciale.[23] Toutefois ces publications montrent les différentes possibilités qu'offre le logiciel sur des cas concrets.

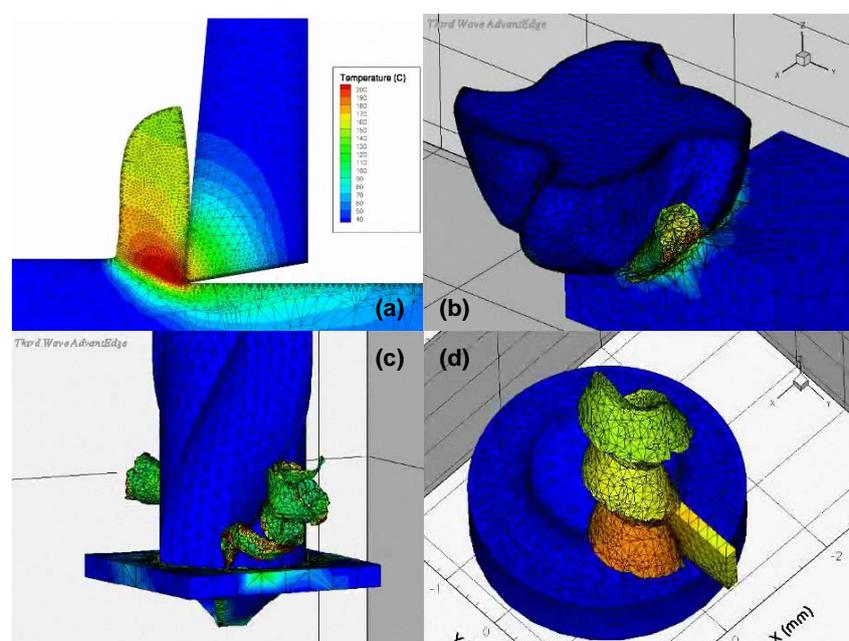


FIG. 1.11 – Quelques exemples de simulations avec le logiciel *AdvantEdgeTM*.

Depuis que les travaux sur le perçage de (Marusich et al., 2007)[24] ont été présentés au CIRP, les fondateurs de Third Wave Systems proposent une simulation 3D du perçage à l'aide de leur logiciel AdvantEdge. Ils comparent les valeurs de couple et d'efforts avec les mesures réalisées sur une machine à commande numérique de l'université du Michigan (voir figure 1.12). Les prédictions sont bonnes mais elles surestiment un peu les valeurs. En conclusion les éditeurs du logiciel continuent leurs phases de validation et d'amélioration de leur logiciel. La procédure de remaillage basée sur la description lagrangien eulérien arbitraire. semble fonctionner tout à fait correctement, sur la figure 1.12, les copeaux se forment de chaque côté de façon convenable en limitant le nombre d'éléments nécessaires, afin de diminuer le temps de calcul. C'est le résultat le plus abouti des publications issues de ce code de calculs.

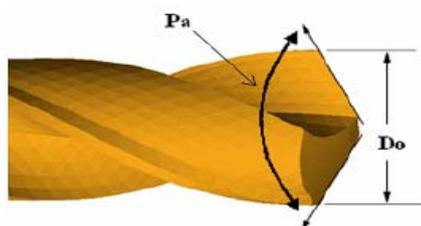


Figure 1. Parameterization of a two fluted twist drill is shown with design parameters.

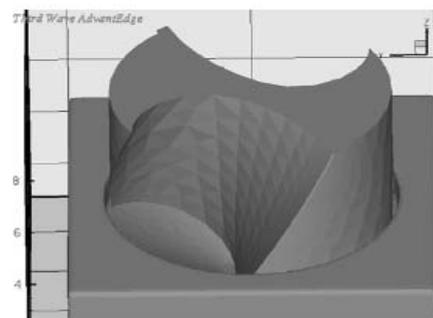


Figure 5. The initial mesh for the twist drill simulation is shown with an initial starting depth.

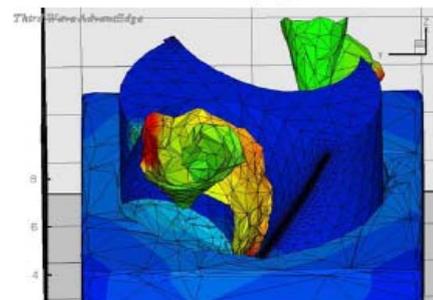


Figure 6. The final chip formation for the twist drill simulation is shown. The finite element mesh is overlaid on the drill, workpiece and chips. Contours of

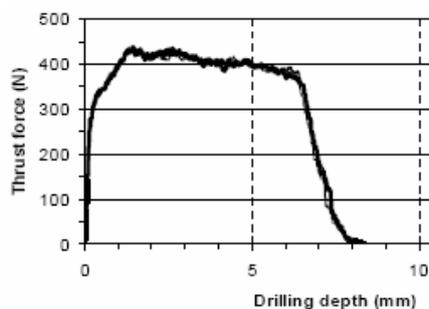


Figure 9. Experimental Thrust Force data from University of Michigan, for drill diameter of 3.97mm, 734 Rev/Min and 0.050 mm/rev.

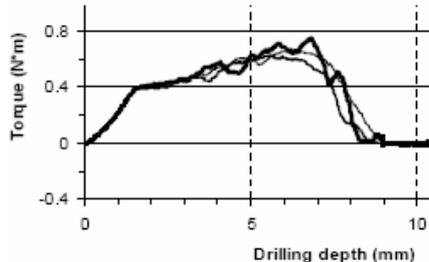


Figure 10. Experimental Torque data from University of Michigan, for drill diameter of 3.97mm, 734 Rev/Min and 0.050 mm/rev.

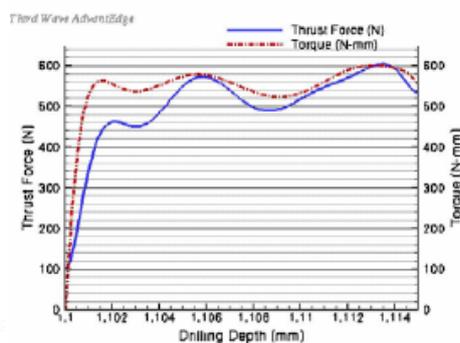


Figure 11. Model predicted Torque and Thrust Force.

FIG. 1.12 – Résultats sur la modélisation du procédé de perçage.(Marusich et al., 2007)

1.3.2.2 *DEFORM*TM – 3DTM

*DEFORM*TM – 3D se présente comme un puissant système de simulation des procédés réalisé pour analyser les procédés complexes de mise en forme. Il se présente comme un outil pratique et efficace basé sur la méthode des éléments finis. Il inclut un générateur de maillage automatique. *DEFORM*TM – 3D se propose aussi de fournir des capacités évoluées d'analyses, l'interface graphique est présentée comme intuitive et facile à prendre en main. Le logiciel existe sur le marché depuis les années 1980, il est référencé dans de nombreuses publications internationales sur des configurations de coupe élémentaires comme la coupe orthogonale et la coupe oblique. Plus récemment, il a montré ses capacités dans un acte de conférence du CIRP pour la modélisation d'une opération de fraisage avec un outil à plaquette dans le but d'étudier les contraintes résiduelles. Ces travaux sur le fraisage sont détaillés à la fin de ce chapitre (*Denkena et al., 2007*)[19].

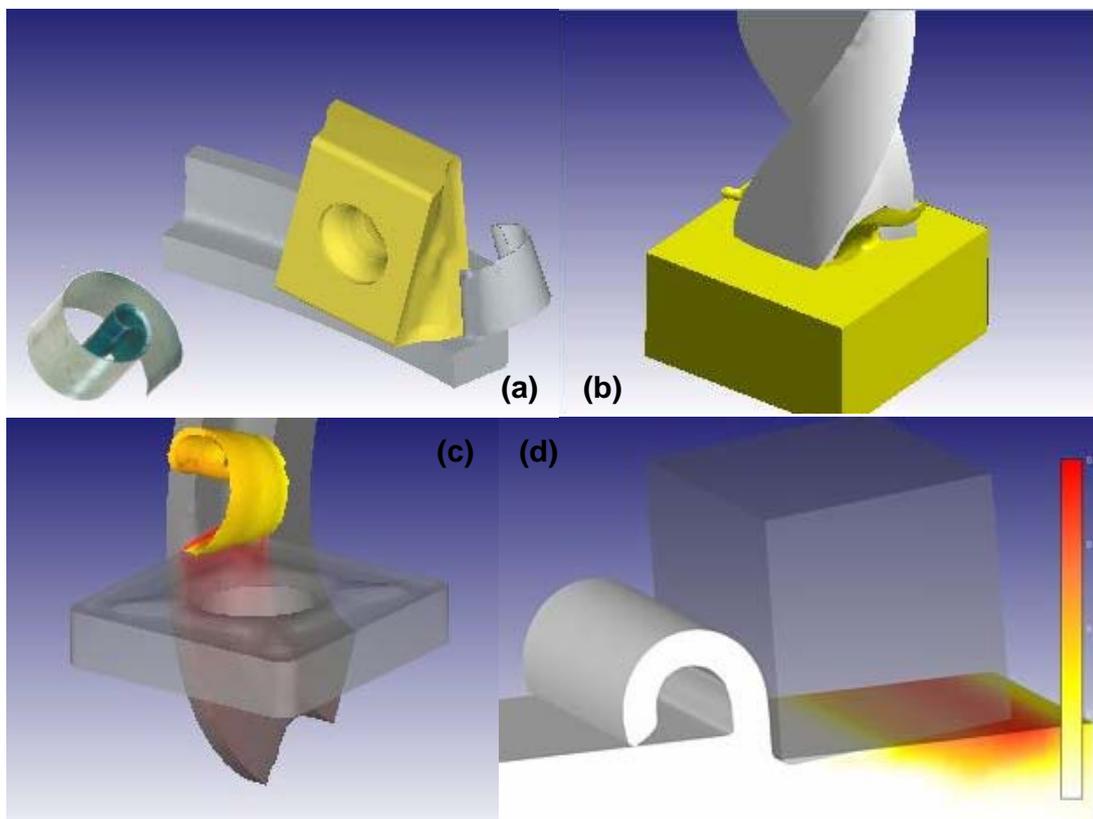


FIG. 1.13 – Quelques exemples de simulation avec le code *DEFORM*TM – 3D.

1.4 Les perspectives industrielles du domaine

Les besoins exprimés par les industriels et les utilisateurs indique clairement que les investissements en matière de machines et d'outils sont désormais systématiquement ramenés au coût de revient de la pièce. Le domaine de l'usinage est donc un enjeu important pour la rentabilité des produits, ce qui fait naître un besoin croissant de développements et d'innovation dans le domaine. En s'appuyant sur les témoignages des industriels, des fabricants d'outils coupants et des constructeurs de machines, une vision de l'avenir des technologies d'usinage est proposée ici au travers de différents points de vue technologique : économique et écologique. (*Industrie et Technologies, 2007*)[25] et (*Usine nouvelle, 2007*)[26]

Aujourd'hui, l'usinage concerne des secteurs d'activité très divers qui expriment des besoins différents et imposent des problématiques différentes. Par exemple dans l'automobile, une tendance se dessine qui conduit à des volumes de copeaux en diminution, les ébauches étant plus près de la cote finie. Il en résulte une proportion d'opérations de finition croissante. Pour l'évolution du parc machines, deux tiers des industriels soulignent la nécessité d'augmenter les vitesses de travail. La polyvalence des machines est considérée en seconde position. Puis apparaît l'automatisation, qui permet d'obtenir un meilleur taux d'utilisation des machines. Mais paradoxalement les professionnels ne recherchent pas la performance optimale par machine. La précision accessible est souvent située aux alentours de $5 \mu m$ tout confondu, mais elle reste au-dessus du centième pour 75 % des utilisateurs.

Pour les outils coupants, le coût outil/pièce et la durée de vie des outils se valent également en termes de priorités. De plus, les besoins sont équilibrés entre un développement plus complet des outils standards (rationalisation) ou des outils spéciaux (adaptation). En ce qui concerne la lubrification, sa suppression totale est une évidence pour la moitié des industriels, la microlubrification et la lubrification haute pression complètent les solutions d'avenir envisagées dans ce domaine.

Les services Recherche et Développement des sociétés d'outillage partagent les points de vue suivant considèrent les choses de la manière suivante. Chacune des entités du triplet pièce-machine-outil est potentiellement source d'évolutions importantes. Les pièces qui sont de plus en plus ductiles ou celles qui ont des caractéristiques mécaniques élevées doivent être usinées avec des tolérances toujours plus serrées. Les machines, dont la précision et la rapidité des déplacements évoluent continuellement, grâce aux systèmes de CFAO performants, doivent faire face aujourd'hui à des problèmes de rigidité, de répartition de masses et de qualité d'amortissements (chocs, vibrations,...). Les outils se doivent d'être polyvalents, ce qui signifie qu'un même outil doit pouvoir exécuter différentes opérations.

Concernant les plaquettes des outils, celles-ci tendent à être miniaturisées, avec des préparations d'arêtes très fines et des géométries de plus en plus complexes. Les revête-

ments d'outils s'uniformisent et se généralisent permettant de s'orienter vers l'usinage à sec et d'obtenir des durées de vie d'outils supérieures. Les corps d'outils deviennent plus précis, pré-équilibrés à la conception et le choix des matériaux et des traitements est fait en fonction des opérations envisagées.

1.4.1 Analyse du marché

Selon les fabricants d'outils, il serait présomptueux de vouloir décrire les outils de 2015. Il est toutefois intéressant d'étudier le processus amenant au lancement d'une nouvelle gamme. Si la recherche offre de nouveaux alliages ou revêtements pour élaborer les outils, ce sont néanmoins les besoins exprimés par l'industrie qui conditionnent la définition des outils du futur, à travers l'expertise du fabricant d'outils. Les tendances perçues aujourd'hui par les fabricants vont dans le sens d'une plus grande précision dimensionnelle, d'une meilleure intégrité de surface, et de la miniaturisation des opérations, mais aussi vers l'usinage de matériaux légers, abrasifs, ou de nouveaux alliages, plus durs ou indéformables. En plus, toutes ces performances accrues visent la réduction du coût de production des pièces grâce à la diminution des temps d'usinage.

1.4.2 Usinage à sec

Les axes R&D des fabricants d'outils naissent en premier lieu d'une constatation, l'industrie mécanique en France consomme 12000 tonnes par an de fluides de coupe. Selon ces fabricants, la lubrification coûte jusqu'à 15 % de la production d'une pièce, et engendre un risque pour la santé des opérateurs. L'usinage à sec répond donc pleinement aux contraintes économiques, aux normes d'hygiène et de sécurité mises en place dans la plupart des pays industrialisés, ainsi qu'aux exigences de la norme ISO 14001, tout en évitant le nettoyage des pièces et en diminuant les coûts d'usinage.

Mais en contrepartie l'usinage à sec pose le problème de l'évacuation de la chaleur liée à la coupe qui peut avoir comme conséquence l'usure prématurée des outils, la modification de la structure des matériaux et une mauvaise évacuation des copeaux. Les axes R&D pour l'usinage à sec concerne donc l'amélioration des matériaux de coupe, l'optimisation des conditions de coupe, et les revêtements innovants facilitant le mouvement du copeau et assurant une barrière thermique. Actuellement, des essais ont déjà été réalisés pour explorer cette voie, des gains de l'ordre de 30% en durée de vie par rapport à un usinage sous lubrification ont été obtenus. Pour les cas où la suppression de la lubrification n'est pas viable, des techniques permettant d'économiser les fluides de coupe se généralisent et se complètent (brouillard de fluide, lubrification par le centre outil...)

1.4.3 Usinage Grande Vitesse (UGV)

La première caractéristique de l'UGV est l'augmentation des sollicitations dynamiques appliquées à la cellule élémentaire d'usinage. La fréquence de rotation de la broche et les vitesses d'avance sont décuplées. Au cours d'une opération d'usinage standard sans incident d'usinage, les sollicitations dynamiques (flexions, vibrations) supportées sont multipliées et ne peuvent plus être négligées lors de la conception de la phase de fabrication. La cellule d'usinage ne peut donc pas supporter en plus des augmentations instantanées des sollicitations mécaniques dues à une modification de la configuration d'usinage, comme en particulier lors de changements brusques de la section du copeau, ou de la direction d'usinage. Une mauvaise évaluation des sollicitations durant l'usinage peut entraîner rapidement un bris de l'outil, voire une destruction de la broche. Ainsi la prise en compte des aspects dynamiques de la coupe est le facteur d'analyse prépondérant lors de la préparation d'une opération de fabrication.

La seconde caractéristique intéresse la qualité des pièces obtenues. Utilisé dans de bonnes conditions, l'UGV réalise des pièces respectant des spécifications géométriques exigeantes, sans qu'il soit nécessaire de pratiquer des opérations longues de rectification ou de polissage. L'obtention de ce niveau de qualité passe par une préparation soignée de l'opération de finition et donc des opérations d'ébauche et de demi-finition. Le travail de préparation de la fabrication doit adapter les gammes et stratégies d'usinage de façon à les rendre conformes aux conditions d'emploi de l'UGV.

La troisième caractéristique concerne le mode de formation du copeau et les phénomènes thermiques différents. En effet, en UGV la plus grande partie de la chaleur créée par la coupe est évacuée dans le copeau et l'outil. Ce qui permet de soulager les contraintes thermiques sur la pièce mais qui en contre partie pose des problèmes concernant la résistance des outils.

Les fabricants d'outils ont également beaucoup orienté leurs stratégies sur le développement permanent d'outils destinés à l'UGV. Dans cet esprit, ils ont investi dès 1993 dans des centres d'usinage 3,4 ou 5 axes équipés de broche de plus en plus rapide. L'objectif était entre autre de réaliser des essais d'outils destinés à l'usinage de matériaux réputés difficiles à usiner tels que les aciers durs, les alliages à base de titane, de nickel ou de cobalt.

Un fabricant d'outils résume ainsi cette démarche : "Des résultats favorables se font très vite connaître, nous incitant à poursuivre dans cette voie. En effet après une année de recherche, nos clients qui usinaient eux-mêmes de l'inox à des vitesses de coupe de 60 à 80 $m.min^{-1}$ et des avances de 100 à 120 $m.min^{-1}$ sont parvenus à 80 à 180 $m.min^{-1}$ et surtout ont réussi à augmenter considérablement les avances pour les faire passer de 100 à 900 $m.min^{-1}$ ". Aujourd'hui, les machines, les nuances de carbure et les revêtements étant toujours plus performants, la R&D s'oriente vers des outils capables d'usiner ces mêmes aciers inoxydables à plus de 300 $m.min^{-1}$ avec des avances de 1800 à 2000 $m.min^{-1}$.

Les industriels pratiquant abondamment l'usinage sont en veille permanente, et n'hésitent pas à s'équiper de machines de plus en plus performantes. L'outil se doit lui aussi d'être adapté, non seulement à l'évolution des matériaux, mais aussi aux nouvelles caractéristiques des machines. Pour envisager l'avenir à l'horizon des années 2020, cette remarque pertinente a été retenue et transformée en un objectif concret : en 1990 l'acier inox s'usinait à 100 m.min^{-1} , en 1996 l'acier inox s'usinait à 200 m.min^{-1} , en 2008 l'acier inox s'usine à 300 m.min^{-1} . Et pour demain, pourquoi ne pas envisager un usinage à 600 m.min^{-1} ? Le défi est d'ores et déjà lancé.

1.4.4 Un nouvel enjeu le micro-usinage

Depuis quelques années, la miniaturisation des biens de consommation est en marche, de la même façon les domaines du biomédical ou de la micro-électronique prennent une place importante sur les marchés et utilisent de plus en plus les domaines de la micro-fabrication. Dans ce mouvement le micro-usinage n'est pas en reste, déjà beaucoup utilisé dans l'horlogerie ou la bijouterie, il tend à s'étendre à d'autres secteurs d'activité et de ce fait à d'autres formes d'utilisation sur de nombreux matériaux. Le micro-fraisage est encore un procédé globalement méconnu, et qui offre de nombreuses possibilités d'amélioration des rendements de fabrication des pièces millimétriques complexes. Actuellement beaucoup de fabricants d'outils se lancent dans cette niche. Durant ces dernières années de nombreux fabricants de tailles moyennes ont investigué le domaine et tenté de proposer leurs outils de micro-usinage sur un marché dominé par les outilleurs japonais. De nombreux développements et travaux sont en cours aujourd'hui aussi bien au sein des entreprises qu'au sein de la recherche académique.

1.5 Mécanismes physiques de la coupe

1.5.1 La coupe orthogonale

Les opérations d'usinage modernes sont généralement réalisées dans des directions ou des trajectoires multi-axiales, avec des outils possédant des géométries d'arêtes de coupe très complexes. Mais on retrouve les principaux mécanismes physiques régissant la coupe et la formation du copeau dans la configuration de coupe la plus simple, la coupe orthogonale qui consiste à utiliser un outil à arête tranchante rectiligne positionné perpendiculairement à la direction d'arrivée de la matière.

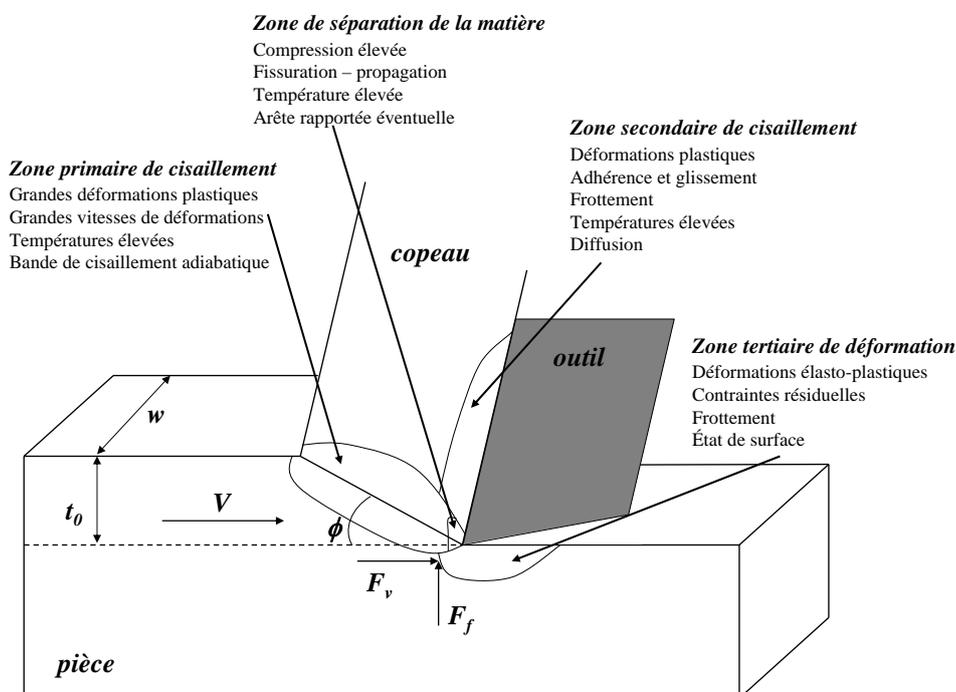


FIG. 1.14 – Formation du copeau en coupe orthogonale avec ses zones de déformation[6][7]

Dans cette configuration, le copeau se sépare de la pièce le long de l'arête de coupe et forme une nouvelle surface couramment nommée surface usinée (voir figure 1.14). On définit sur la figure la largeur de coupe w , l'épaisseur de copeau non déformé notée t_0 , et la vitesse de coupe V qui correspond à la vitesse avec laquelle la matière rencontre l'outil.

La coupe orthogonale repose sur les principales hypothèses suivantes :

- L'arête de coupe est rectiligne et orthogonale à la direction de la vitesse de coupe.
- La coupe est supposée uniforme le long de l'arête.

- La largeur de coupe w est grande devant l'épaisseur du copeau non déformé t_0 .

La coupe orthogonale suppose donc que le copeau se forme en déformation plane, avec les surfaces latérales de la pièce et du copeau libres. Les efforts appliqués par la matière sur l'outil se décomposent uniquement dans deux directions, celle de coupe (direction de l'arête de coupe) et celle d'avance (direction perpendiculaire à l'arête de coupe et à la vitesse de coupe). Ils sont notés habituellement F_v et F_f . Comme l'illustre la figure 1.14, quatre zones de déformations sont classiquement considérées en coupe orthogonale.

Une zone primaire de cisaillement où le copeau se forme par cisaillement intense le long d'une bande inclinée d'un angle de cisaillement ϕ par rapport à la direction de coupe. Les sollicitations mécaniques, les vitesses de déformation (10^4 à 10^6 s^{-1}) et les températures (400 à $600^\circ C$ dans les métaux) y sont sévères.[5] Les déformations sont très importantes de l'ordre de 200% et la dissipation sous forme de chaleur est significative.

Dans la zone secondaire de cisaillement, le copeau est maintenant formé, il s'appuie et se déplace le long de la face de coupe de l'outil. Le frottement généré et la déformation plastique produite sur la face de coupe provoquent un échauffement pouvant générer des températures parfois supérieures à $1000^\circ C$ dans les métaux.

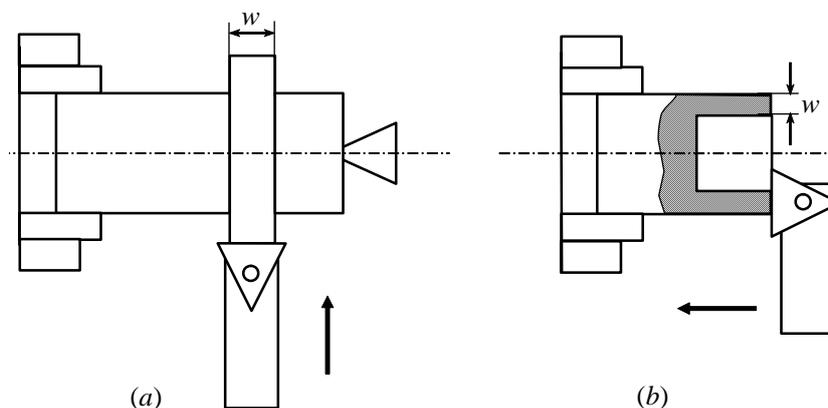


FIG. 1.15 – Exemples de configurations expérimentales de coupe orthogonale. (a) usinage d'un disque avec une avance radiale de l'outil. (b) usinage d'un tube avec une avance axiale de l'outil.

Dans la troisième zone communément appelée zone tertiaire de déformation, le passage de l'outil, le frottement de la face de dépouille et les stigmates de la formation du copeau font apparaître de nouvelles zones de déformation où l'apparition de contraintes résiduelles et d'éventuelles transformations métallurgiques sont constatées en surface de la pièce usinée.

Dans la dernière zone, la zone de fissuration de la matière, la pointe de l'outil joue un rôle très important. Très localement une compression très élevée suivi d'une fissuration de la matière et de très hautes températures sont observées. Dans certains cas une arête rapportée peut se former sur la face de coupe de l'outil.

Du point de vue expérimental, les conditions de la coupe orthogonale sur un tour peuvent être obtenues dans deux configurations de coupe simples. L'usinage d'un disque (la largeur de coupe w est associée à l'épaisseur du disque, l'avance de l'outil est radiale figure 1.15 (a)) ou l'usinage d'un tube (la largeur de coupe w est associée à l'épaisseur du tube, l'avance de l'outil est axiale figure 1.15 (b)). Dans la deuxième solution, la vitesse n'est pas uniforme le long de l'arête, mais si l'on choisit l'épaisseur w du tube faible devant le rayon du tube alors la variation de vitesse est négligeable.

Le mécanisme physique de la coupe est un processus thermomécanique complexe où interviennent différents phénomènes concomitants ou concurrents, comme les frottements aux différentes interfaces, les sollicitations mécaniques, les déformations élasto-visco-plastiques, et les phénomènes thermiques générés, transférés ou dissipés. La coupe orthogonale est du point de vue scientifique, un cas d'école qui permet de poser les bases bidimensionnelles de la compréhension des phénomènes présents lors de la coupe. Mais en pratique, elle n'intervient pas dans les procédés industriels, qui eux utilisent plutôt la coupe oblique l'extension tridimensionnelle directe de la coupe orthogonale, obtenue en imposant un angle entre l'arête de coupe et la direction de coupe.

1.5.2 La coupe oblique

La coupe oblique consiste à imposer un angle λ_s entre l'arête de coupe et la normale à la direction de coupe. (voir figure 1.16) Cet angle est appelé angle d'inclinaison d'arête. La coupe oblique est tridimensionnelle, la résultante des efforts appliqués par la matière sur l'outil possède donc trois composantes :

- L'effort de coupe F_v suivant la direction de coupe,
- L'effort d'avance F_f suivant la direction d'avance,
- L'effort radial F_r perpendiculaire aux précédentes composantes.

En coupe orthogonale, le copeau s'écoulait le long de la face de coupe de l'outil orthogonalement à l'arête de coupe. Alors qu'en coupe oblique, il s'écoule avec un angle d'écoulement non nul avec la normale à l'arête de coupe projetée sur la face de coupe, appelé angle d'écoulement du copeau et noté η_c . En revanche, ici l'angle de cisaillement est noté ϕ_n et il est défini dans un plan normal à l'arête de coupe.

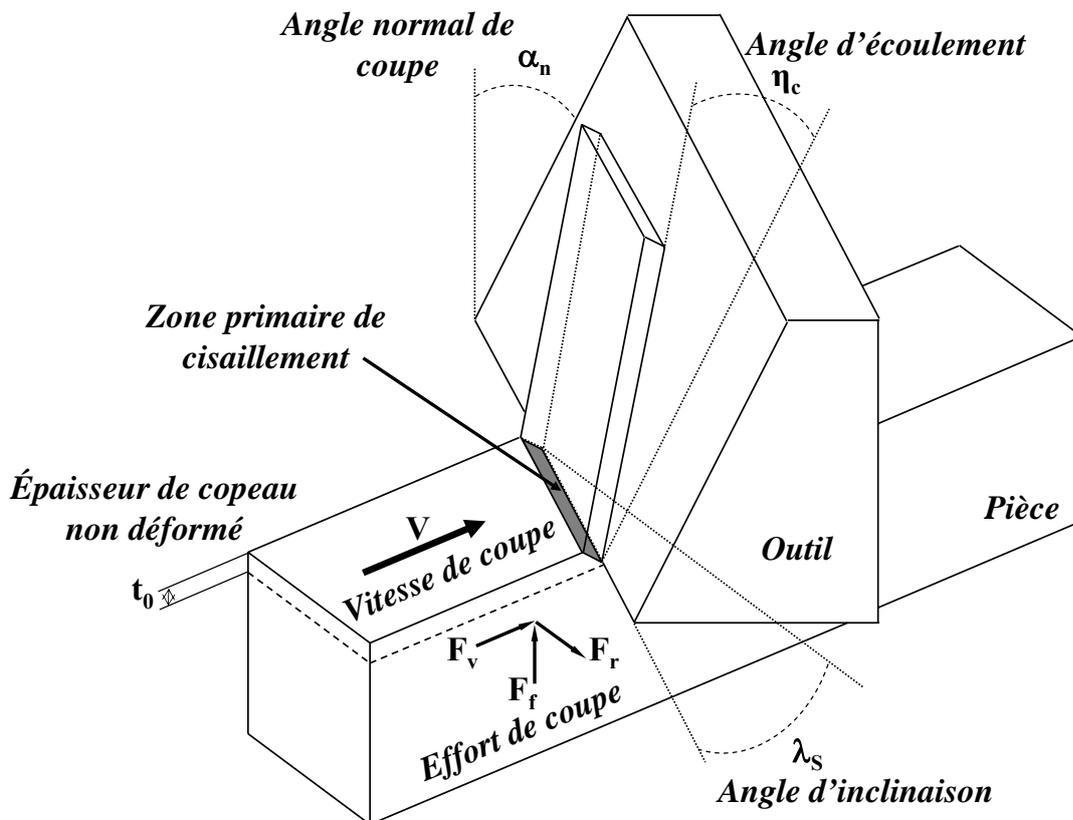


FIG. 1.16 – Formation du copeau en coupe oblique

1.6 Approche mécaniste de la coupe

L'approche dite mécaniste ou mécanistique de la coupe est la base du concept de Couple Outil Matière (COM), c'est une approche très expérimentale basée sur les premiers travaux de modélisation analytique de (*Merchant, 1945*)[8][9] qui seront présentés par la suite. En effet les modèles analytiques sont limités par certaines hypothèses, des outils possédant des géométries spécifiques avec des rayons d'arêtes non négligeables ou des brise-copeaux, ainsi que des outils présentant des usures ne sont pas facilement modélisés. L'intérêt de cette approche est donc de construire un modèle simplifié basé sur des séries d'essais appropriés. Tout d'abord, la puissance nécessaire à la coupe est définie :

$$P_c = F_c V \quad (1.6)$$

Où F_c est l'effort de coupe et V la vitesse de coupe. La pression spécifique de coupe correspondant au rapport entre la puissance de coupe P_c et le débit de volume matière q_p arrivant dans la zone de formation du copeau peut alors s'écrire :

$$K_c = \frac{P_c}{q_p} \quad \text{avec} \quad q_p = V t_0 w = V A_0 \quad (1.7)$$

Il est aussi possible de l'exprimer par le rapport entre l'effort de coupe F_c et l'aire du copeau non déformé A_0 , soit :

$$K_c = \frac{F_c}{A_0} = \frac{\cos(\lambda - \alpha)}{\sin\phi \cos(\phi + \lambda - \alpha)} \tau \quad (1.8)$$

Où λ est l'angle de frottement à l'interface outil-copeau, α l'angle de coupe, ϕ l'angle de cisaillement et τ la contrainte de cisaillement dans le matériau. Cette pression spécifique de coupe dépend principalement du couple outil-matière utilisé et des conditions de coupe. Dans la méthode du COM présentée précédemment, seule la composante de coupe est prise en compte et dans le cas du tournage l'effort de coupe par l'approche mécaniste s'écrit de la façon suivante :

$$F_v = K_v a_p f \quad (1.9)$$

avec F_v l'effort de coupe (en N), K_v la pression spécifique de coupe (en N/mm^2), a_p la profondeur de passe (en mm) et f l'avance par tour (en mm). De la même façon, on peut définir un rapport noté K_f basé sur le rapport entre l'effort d'avance F_f et l'aire du copeau non déformé, celui-ci s'écrit :

$$K_f = \frac{F_f}{A_0} = \frac{\sin(\lambda - \alpha)}{\sin\phi \cos(\phi + \lambda - \alpha)} \tau \quad (1.10)$$

Une autre convention est elle aussi couramment utilisée, en supposant l'effort d'avance proportionnel à l'effort de coupe avec le rapport :

$$K_f = \frac{F_f}{F_v} = \tan(\lambda - \alpha) \quad (1.11)$$

Mais les outils sont loin de correspondre aux hypothèses de l'arête de coupe parfaitement tranchante ou de l'inexistence du rayon de bec. Il semble donc que face à des outils usés où les arêtes sont chanfreinées ou cratérisées, la matière ne se déforme plus seulement par cisaillement. De même, les phénomènes annexes au cisaillement apparaissent lorsque la vitesse de coupe ou l'angle en dépouille diminuent. Le modèle est alors insuffisant, mais pour améliorer le modèle il est possible de décomposer les pressions spécifiques de coupe en constantes de cisaillement (K_{vc} et K_{fc}) et en coefficients linéiques de coupe (K_{ve} et K_{fe}), les efforts s'écrivent alors :

$$F_v = K_{vc}wt_0 + K_{ve}w \quad \text{et} \quad F_f = K_{fc}wt_0 + K_{fe}w \quad (1.12)$$

Une dépendance par rapport à certains paramètres importants peut être aussi ajoutée, comme par exemple la profondeur de coupe t_0 ou la vitesse de coupe V , par exemple :

$$K_c = K_a t_0^{-a} \quad \text{et} \quad K_q = K_b t_0^{-b} \quad \text{ou} \quad K_c = K_{ref} \left(\frac{V}{V_{ref}} \right)^m \quad (1.13)$$

Ces formules empiriques, ou lois de coupe, sont toutefois très limitatives et très longues à développer et identifier expérimentalement. Mais les coefficients spécifiques de coupe sont des outils simples et utiles pour obtenir une approximation des efforts dans une certaine plage d'utilisation. En effet toutes ces méthodes nécessitent des essais pour obtenir des valeurs de référence. Les essais sont généralement réalisés dans une certaine plage de validité et en configuration de coupe orthogonale dans le cas du tournage.

1.7 Modélisation analytique de la coupe

La modélisation analytique de la coupe a constitué la première approche scientifique de ces procédés. Elle s'attache essentiellement à décrire la coupe orthogonale et oblique, et plus récemment elle a évolué vers le fraisage et le perçage. Ces démarches se développent sur un modèle de coupe élémentaire étendu par discrétisation géométrique des outils et utilisent des hypothèses physiques de la mécanique des milieux continus. Le calcul des efforts de coupe sur l'outil et l'obtention de la température à l'interface outil/copeau ont beaucoup préoccupé les scientifiques avec pour objectif de corrélérer ces résultats aux conditions de coupe choisies pour l'opération du procédé. La modélisation analytique commence donc en 1945 avec la coupe orthogonale et les travaux de (*Merchant, 1945*)[8][9], elle sera ensuite complétée par (*Oxley, 1963*)[27](*Oxley, 1989*)[10] qui y ajoutera des hypothèses thermomécaniques. Ces travaux seront ensuite complétés par le modèle de la bande de cisaillement de (*Molinari et Dudzinski, 1992*)[28] et (*Dudzinski et Molinari, 1997*)[29], puis étendus de nos jours à la coupe oblique par (Moufki et al., 2000)(Moufki et al., 2002)[30][12][11][31] au fraisage 3 axes par (*Fontaine, 2004*)[5] et au perçage par (*Jrad, 2008*)[32].

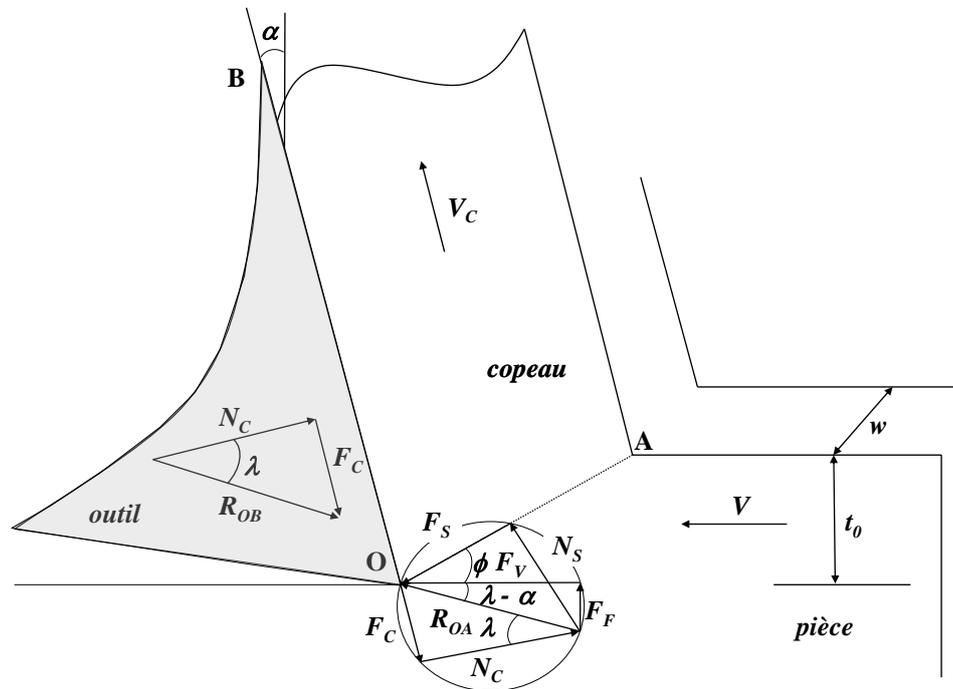


FIG. 1.17 – Géométrie du modèle de (*Merchant, 1945*)[8][9].

1.7.1 Modèle de Merchant (1945)

Merchant[8][9] est le précurseur de la modélisation analytique de la coupe orthogonale. Dans son modèle, la formation du copeau est supposée être due à un cisaillement intense dans un plan dit de cisaillement incliné d'un angle ϕ par rapport à la direction de la vitesse de coupe. Ce plan est décrit par la droite (OA) et la direction orthogonale à l'arête de coupe (voir figure 1.17). Dans ce modèle ce plan correspond à la zone primaire présentée précédemment. Le modèle repose sur la géométrie présentée à la figure 1.17, et sur les hypothèses physiques principales suivantes :

- Le copeau se forme en condition de déformations planes et de façon stationnaire.
- Le matériau usiné est supposé parfaitement plastique, on définit une contrainte d'écoulement en cisaillement τ .
- Le frottement défini à l'interface outil-copeau est de type Coulomb (coefficient statique μ , angle λ), ce frottement est supposé constant.
- La zone secondaire de cisaillement n'est pas prise en compte.
- L'angle de cisaillement ϕ minimise la puissance totale dissipée lors de la coupe.

Les données d'entrée du modèle sont :

- La vitesse de coupe V , l'angle de coupe α , la profondeur de coupe t_0 et la largeur de coupe w .
- Les conditions de frottement, via l'angle de frottement.
- Le comportement du matériau usiné via la contrainte de cisaillement τ .

Le choix du comportement parfaitement plastique par Merchant, suppose que la répartition de pression est uniforme dans la zone primaire de cisaillement. De plus, il nous impose la constance de la contrainte de cisaillement le long du segment [OA]. La résultante des forces de cisaillement F_S dans la zone primaire est alors donnée par la relation suivante :

$$F_S = w.l_{OA}.\tau = \frac{w.t_0}{\sin \phi}.\tau \quad (1.14)$$

w désigne la largeur de coupe, t_0 l'épaisseur de copeau non déformé et l_{OA} la longueur de [OA]. Les efforts de coupe sont calculés à partir de l'équilibre du copeau, illustré par le modèle géométrique.

$$\begin{aligned}
F_v &= F_S \cos \phi + N_S \sin \phi \\
F_f &= -F_S \sin \phi + N_S \cos \phi \\
N_S &= F_S \tan(\phi + \lambda - \alpha)
\end{aligned}
\tag{1.15}$$

F_v et F_f représentent respectivement les efforts de coupe et d'avance, N_S correspond à la résultante des contraintes normales du plan de cisaillement (OA). Dans le modèle de Merchant, l'angle de cisaillement ϕ est déterminé en minimisant la puissance totale U dissipée pendant la coupe que l'on écrit de la façon suivante :

$$U = F_v V = \frac{\cos(\lambda - \alpha)}{\sin \phi \cos(\phi + \lambda - \alpha)} w t_0 V \tau \tag{1.16}$$

La recherche du minimum de la puissance totale dissipée aboutit à la valeur de l'angle de cisaillement suivant :

$$\phi = \frac{\pi}{4} + \frac{\alpha - \lambda}{2} \tag{1.17}$$

Finalement, les expressions des efforts de coupe obtenues par le modèle sont :

$$F_v = 2w t_0 \tan\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\alpha - \lambda}{2}\right) \tau \tag{1.18}$$

$$F_f = 2w t_0 \tan\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\alpha - \lambda}{2}\right) \tan(\lambda - \alpha) \tau \tag{1.19}$$

Le modèle permet aussi au travers de quelques hypothèses supplémentaires de connaître la longueur de contact outil/copeau, ou encore de déterminer l'épaisseur du copeau dans la zone secondaire de cisaillement. Les résultats de ce modèle, au vue de sa simplicité permettent de montrer que les efforts de coupe sont proportionnels à la limite d'élasticité en cisaillement τ , à la largeur de coupe w et à l'avance t_0 .

Mais expérimentalement, il est facile de d'observer, par exemple, l'effet de la vitesse de coupe sur les efforts de coupe. Le modèle possède donc des limites illustrées par les points suivants :

- Les sollicitations thermomécaniques présentes dans la zone primaire de cisaillement mettent en défaut l'hypothèse parfaitement plastique.
- Le frottement à l'interface outil/copeau n'est en réalité pas indépendant des paramètres de coupe V , α , t_0 et de la sollicitation thermomécanique des matériaux.
- L'écoulement de la matière à travers le plan de cisaillement (OA) s'effectue de manière progressive et non pas par une brusque variation de la vitesse. En réalité, la vitesse de déformation est donc finie alors qu'elle est infinie dans le modèle de Merchant et le cisaillement s'applique sur une zone d'une certaine épaisseur.

1.7.2 Modèle d'Oxley

La suite de Merchant a été prise par (Oxley, 1963)[27](Oxley, 1989)[10] qui, en 1989, a proposé un modèle analytique plus performant. OÙ il intègre des formules semi-empiriques évaluant certaines variables dans les zones de déformation et s'appuie sur quelques approximations. Il inclut aussi un modèle de comportement thermomécanique du matériau usiné. Ce modèle permet de déterminer les efforts de coupe, la géométrie du copeau et la température moyenne dans les zones de cisaillement primaire et secondaire.

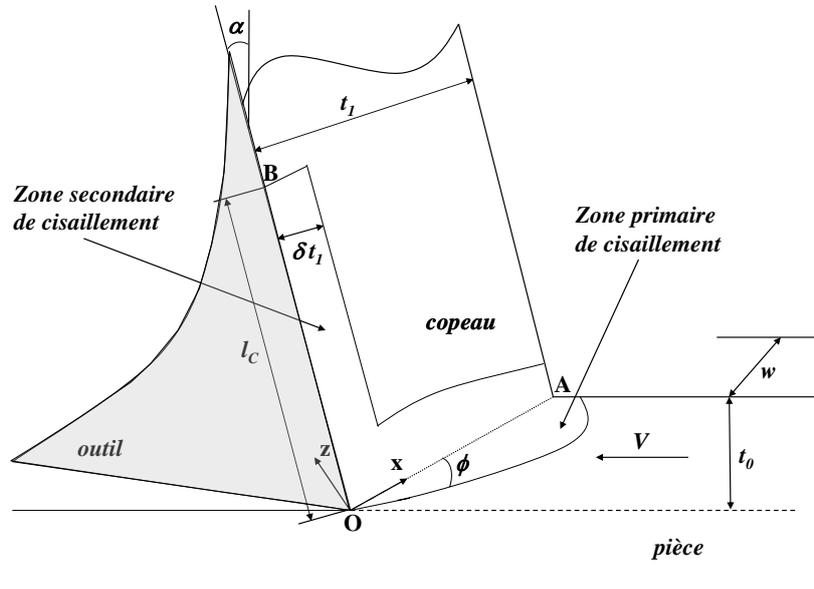


FIG. 1.18 – Géométrie du modèle d'Oxley (1989).(Oxley, 1989)[10]

On retrouve dans ce modèle les hypothèses d'arête d'outil parfaitement tranchante, de déformation plane et d'état stationnaire. Les évolutions en comparaison du modèle de Merchant se résument par les trois points suivants :

- Le cisaillement primaire s'effectue dans une zone d'une épaisseur finie.
- Le contact outil copeau l_c est supposé collant, on considère donc une zone secondaire de cisaillement localisée dans une fraction $\delta \in [0, 1]$ de l'épaisseur de copeau t_1 nommé δt_1 et illustré sur la figure 1.18.
- Le matériau est supposé isotrope, la loi de comportement prend en compte l'écroutissement du matériau, sa sensibilité à la vitesse de déformation et les effets d'adoucissement thermique. La loi s'écrit sous la forme d'une loi d'Hollomon :

$$\bar{\sigma} = \bar{\sigma}(\bar{\epsilon}, \dot{\bar{\epsilon}}, \theta) = \sigma_1(\dot{\bar{\epsilon}}, \theta) \bar{\epsilon}^{n(\dot{\bar{\epsilon}}, \theta)} \quad (1.20)$$

avec $\bar{\sigma}$ et $\bar{\varepsilon}$ étant respectivement la contrainte équivalente de von Mises et la déformation plastique équivalente cumulée, $\dot{\bar{\varepsilon}}$ la vitesse de déformation équivalente, θ la température absolue et n le paramètre d'écroutissage.

La résolution du problème consiste à déterminer les contraintes d'écoulement dans chacune de ces deux zones, pour ensuite écrire les équations d'équilibre, afin d'obtenir l'angle de cisaillement ϕ , la longueur de contact l_c et l'épaisseur de la zone secondaire δt_1 .

1.7.2.1 Conclusions

Oxley fut donc le premier à développer une modélisation complète du procédé de coupe. En effet le matériau usiné est décrit grâce à une loi de comportement thermomécanique et les zones de cisaillement primaire et secondaire sont prises en compte. Pour cette modélisation une confrontation avec l'expérience a été réalisée pour deux aciers faiblement alliés. Le modèle a permis de reproduire certains comportements expérimentaux comme la décroissance des efforts de coupe, la diminution du coefficient de frottement avec l'augmentation des vitesses de coupe, ainsi que l'augmentation de l'angle de cisaillement.

Mais certains points semblent critiquables, ainsi l'utilisation de certaines relations empiriques (*Boothroyd, 1963*)[33] ou de résultats numériques valables dans des conditions particulières de coupe (*Tay et al., 1976*)[34] pour déterminer la température dans le copeau ou la vitesse de déformation, posent la question de la possibilité de généraliser ce modèle pour de nouvelles conditions de coupe ou de nouveaux matériaux.

De plus, le comportement du matériau a été identifié à partir d'essais de compression dynamique réalisés avec des vitesses de déformation beaucoup plus faibles que celles observées dans la zone de cisaillement primaire. Pour finir, Oxley détermine le coefficient de frottement en estimant la pression le long du plan (OA) indépendamment du comportement thermomécanique du matériau ou des conditions de coupe.

1.7.3 Modèle de la bande de cisaillement

A la suite des travaux d'Oxley, un modèle analytique plus complexe de la coupe orthogonale a été proposé par (Molinari et Dudzinski, 1992)[28] et (Dudzinski et Molinari, 1997)[29]. Il s'avère que face à la complexité du processus de formation du copeau, des phénomènes prioritaires doivent être dégagés pour modéliser correctement la coupe. De plus, l'avènement de l'usinage à grande vitesse (UGV) a relancé l'intérêt de développer des outils prédictifs adaptés aux conditions sévères d'usinage.

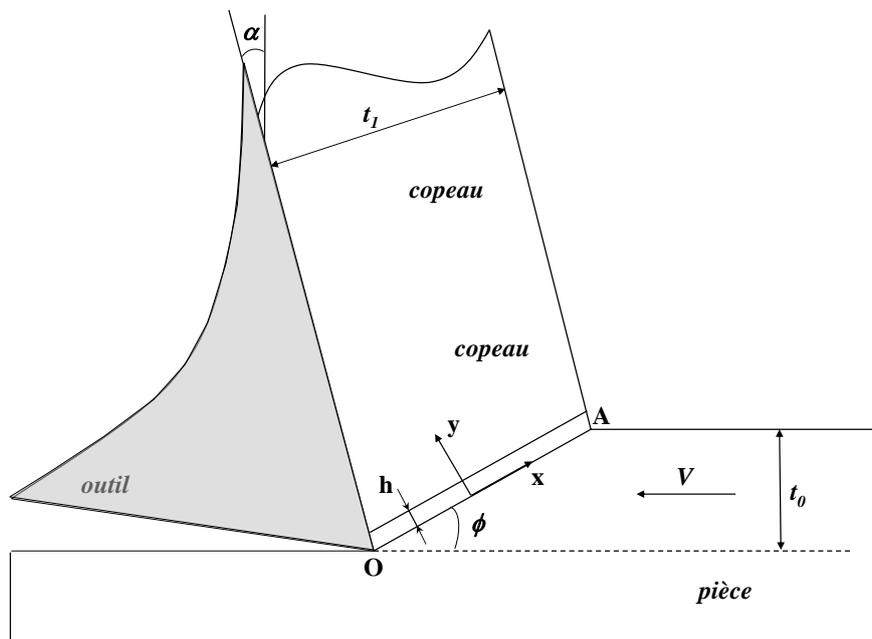


FIG. 1.19 – Géométrie du modèle de la bande de cisaillement

Dans leurs travaux Molinari & Dudzinski ont proposé une modélisation de la coupe orthogonale en considérant que la zone primaire de cisaillement s'assimile à une bande d'épaisseur h , et qu'elle est inclinée d'un angle ϕ par rapport à la direction de la vitesse de coupe V , figure 1.19.

Les hypothèses du modèle sont les suivantes :

- Le copeau se forme essentiellement dans la zone primaire de cisaillement, où les déformations plastiques se produisent seulement dans la bande de cisaillement.
- Le copeau formé est supposé continu.
- L'outil est supposé rigide ou non déformable et ne possédant pas de rayon d'arête.
- L'écoulement de la matière à travers la bande est supposé unidimensionnel et stationnaire.

- Le contact outil-copeau est supposé totalement glissant, la zone secondaire de cisaillement n'est donc pas prise en compte et cette hypothèse correspond à des conditions d'usinage à hautes vitesses de coupe. Le copeau est donc supposé non déformable lors de son déplacement sur la face de coupe.
- Le cisaillement dans la bande est supposé adiabatique.
- Le matériau usiné est considéré comme isotrope, viscoplastique et thermo-adoucissant. Le comportement thermomécanique est décrit par une loi de Johnson-Cook. Mais le modèle permet d'implémenter tous types de lois de comportement.

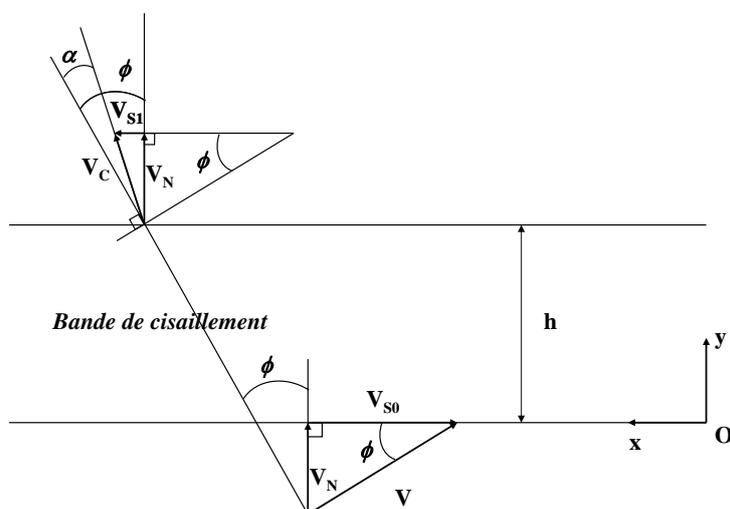


FIG. 1.20 – Diagramme des vitesses aux limites de la bande de cisaillement

L'écoulement de la matière au travers de la bande de cisaillement est supposé unidimensionnel. L'axe y sur la figure 1.20 est perpendiculaire à la bande, et les paramètres définissant le processus sont fonctions de y . Enfin, le champ des vitesses dans cette zone est donné par les composantes v_x et v_y :

$$v_x = v_x(y, t), \quad v_y = v_y(y, t) \quad (1.21)$$

Le problème est unidimensionnel, voir figure 1.19. Les conditions aux limites suivantes sont donc vérifiées :

$$\begin{aligned} v_x(0, t) &= V_{s0} = -V \cos \phi, & v_y(0, t) &= V_{n0} = V \sin \phi \\ v_x(h, t) &= V_{s1} = V_{n1} \tan(\phi - \alpha), & v_y(h, t) &= V_{n1} = V_c \cos(\phi - \alpha) \end{aligned} \quad (1.22)$$

La direction d'écoulement du copeau correspond à la direction de la face de coupe inclinée d'un angle α par rapport à la normale à la direction de la vitesse de coupe (figure 1.20) :

$$V_C = \frac{V_{N1}}{\cos(\phi - \alpha)} \quad (1.23)$$

1.7.3.1 L'incompressibilité du matériau

La condition d'incompressibilité se réduit pour cette approche à :

$$\text{div}\vec{V} = 0 \iff \frac{\partial v_y}{\partial y} = 0 \implies v_y = \text{cte} \quad (1.24)$$

Dans la bande de cisaillement, la vitesse normale est constante et on a :

$$V_{N1} = V_{N0} = V_N = V \sin\phi \quad (1.25)$$

On en déduit que :

$$V_C = \frac{V \sin\phi}{\cos(\phi - \alpha)} \quad (1.26)$$

1.7.3.2 La conservation de la quantité de mouvement

Les équations locales du mouvement s'écrivent avec l'équation suivante :

$$\frac{\partial \tau}{\partial y} = \rho \frac{Dv_x}{Dt} = \rho \left(\frac{\partial v_x}{\partial t} + \frac{\partial v_x}{\partial y} v_y \right) = \rho \left(\frac{\partial v_x}{\partial t} + \dot{\gamma} V_N \right) \quad (1.27)$$

avec ρ la masse volumique du matériau usiné et $\frac{D}{Dt}$ la dérivée particulière.

1.7.3.3 La relation de compatibilité

On définit ici la relation entre la vitesse de glissement $\dot{\gamma}$ et la vitesse de cisaillement v_x :

$$\dot{\gamma} = \frac{\partial v_x}{\partial y} \quad (1.28)$$

La vitesse de glissement quant à elle, correspond à la dérivée particulaire du glissement γ :

$$\dot{\gamma} = \frac{D\gamma}{Dt} = \frac{\partial\gamma}{\partial t} + \frac{\partial\gamma}{\partial y}v_y = \frac{\partial\gamma}{\partial t} + \frac{\partial\gamma}{\partial y}V_N \quad (1.29)$$

1.7.3.4 la loi thermomécanique

La loi d'écoulement du matériau est donnée par une loi de Johnson-Cook, elle s'écrit :

$$\tau = \frac{1}{\sqrt{3}} \left[A + B \left(\frac{\gamma}{\sqrt{3}} \right)^n \right] \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_f - T_0} \right)^m \right] \quad (1.30)$$

Où A , B , C , n et m représentent les paramètres du modèle, A la limite élastique, B la consistance, n le coefficient d'écrouissage, C la sensibilité à la vitesse, m le coefficient de dépendance à la température, T_f la température de fusion du matériau et T_0 la température ambiante.

1.7.3.5 L'équation de l'énergie

On peut écrire la conservation de l'énergie :

$$\rho c \frac{DT}{Dt} = \tilde{\beta} \tau \dot{\gamma} + k \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \quad (1.31)$$

où k est le coefficient de conduction thermique, c la capacité calorifique, $\tilde{\beta}$ le coefficient de Taylor-Quinney associé à la fraction d'énergie de déformation plastique convertie en chaleur.

Si l'on suppose l'écoulement adiabatique, $k = 0$. On se place aussi dans le cas stationnaire c'est à dire $\frac{\partial}{\partial t} = 0$. On connaît donc la contrainte de cisaillement τ , la température T et la vitesse de glissement $\dot{\gamma}$ qui s'écrivent alors en fonction de γ de la façon suivante :

$$\tau = \rho (V \sin \phi)^2 \gamma + \tau_0 \quad (1.32)$$

$$T = T_w + \frac{\tilde{\beta}}{\rho c} (\rho (V \sin \phi)^2 \frac{\gamma^2}{2} + \tau_0 \gamma) \quad (1.33)$$

$$\dot{\gamma} = \dot{\gamma}(\gamma, \tau_0) = \dot{\gamma}_0 \exp\left(\frac{\tau\sqrt{3}}{mg_1(\gamma)g_2(T)} - \frac{1}{C}\right) \quad (1.34)$$

$$g_1(\gamma) = A + B\left(\frac{\gamma}{\sqrt{3}}\right)^n, g_2(T) = 1 - \left(\frac{T - T_0}{T_f - T_0}\right)^m \quad (1.35)$$

T_w correspond à la température courante de la pièce. Le glissement γ est ensuite obtenu par intégration de l'équation (1.29) qui s'écrit dans le cas stationnaire :

$$\frac{d\gamma}{dy} = \frac{\dot{\gamma}(\gamma, \tau_0)}{V_N} = \frac{\dot{\gamma}}{V \sin\phi} \quad (1.36)$$

Avec les conditions aux limites suivantes :

– A l'entrée de la bande

$$\begin{cases} \gamma(y = 0) = 0 \\ T(y = 0) = T_w \end{cases} \quad (1.37)$$

– A la sortie de la bande

$$\gamma(y = h) = \gamma_1 = \frac{1}{V_N} \int_0^h \frac{dv_x}{dy} dy = \frac{V_{S1} - V_{S0}}{V_N} = \frac{\cos\alpha}{\sin\phi \cos(\phi - \alpha)} \quad (1.38)$$

La dernière condition aux limites est obtenue en intégrant la combinaison des relations (1.28) et (1.29), pour les conditions aux limites à l'entrée de la bande, la déformation dans le copeau est limitée à la zone primaire de cisaillement. L'équation (1.36) en tenant compte des conditions aux limites précédentes (1.38) s'écrit sous la forme intégrale suivante (Moufki et al., 2000)[31] :

$$\int_0^{\gamma_1} \frac{V \sin\phi}{\dot{\gamma}(\gamma, \tau_0)} d\gamma - h = 0 \quad (1.39)$$

On obtient alors une équation non linéaire qui sera résolue de manière itérative et qui permettra d'obtenir la contrainte de cisaillement τ_0 à l'entrée de la bande. A ce stade le modèle permet d'exprimer la contrainte, la température, la déformation et la vitesse de déformation, en fonction de la hauteur h de la bande de cisaillement et de l'angle de

cisaillement ϕ . La détermination de h s'appuie sur les estimations des observations expérimentales de (*Shaw, 1984*)[35], les auteurs ont fixé $h = 0,025mm$.

L'angle de cisaillement ϕ quant à lui est donné par une loi empirique de type Merchant modifiée :

$$\phi = A_1 + A_2(\alpha - \lambda) \quad (1.40)$$

Les paramètres A_1 et A_2 dépendent du matériau usiné et λ correspond à l'angle de frottement moyen à l'interface outil copeau, il est défini par la relation suivante :

$$\lambda = \arctan(\bar{\mu}) \quad (1.41)$$

Où $\bar{\mu}$ est le coefficient de frottement moyen à l'interface outil-copeau. Par la suite, les pressions importantes et les grandes vitesses de glissement présentes à l'interface outil-copeau, provoquent des températures intenses qui modifient les conditions de frottement. En ce sens (*Moufki et al., 2002*)[11][12] ont proposé une loi de frottement de type Coulomb, où le coefficient de frottement moyen $\bar{\mu}$ est pris dépendant de la température moyenne \bar{T}_{int} à l'interface outil copeau :

$$\bar{\mu} = \bar{\mu}(\bar{T}_{int}) = \bar{\mu}_0 \left(1 - \left(\frac{\bar{T}_{int}}{T_f} \right)^q \right) \quad (1.42)$$

Où T_f la température de fusion. Ces relations combinées à des essais expérimentaux donnent les valeurs de A_1 , A_2 , $\bar{\mu}_0$ et q . Ces paramètres sont généralement identifiés à partir d'essais de coupe orthogonale (*Moufki et al., 2002*)[11][12], mais la détermination de l'angle de cisaillement nécessite le calcul de la température moyenne à l'interface. Les efforts de coupe et d'avance F_v et F_f sont ensuite calculés avec les relations suivantes :

$$F_v = - \frac{\tau_1 w t_0 \cos(\lambda - \alpha)}{\sin \phi \cos(\phi + \lambda - \alpha)} \quad (1.43)$$

$$F_f = \frac{\tau_1 w t_0 \sin(\lambda - \alpha)}{\sin \phi \cos(\phi + \lambda - \alpha)} \quad (1.44)$$

Où τ_1 est la contrainte de cisaillement à la sortie de la bande, w la largeur de coupe, t_0 représente l'épaisseur de copeau non déformé, et λ l'angle de frottement à l'interface outil-copeau associé au coefficient moyen de frottement. Les résultats du modèle ont été comparés avec des efforts mesurés en coupe orthogonale de l'acier 42CrMo4 pour une large gamme de conditions de coupe. Cette comparaison illustrée sur la figure 1.21 semble satisfaisante.

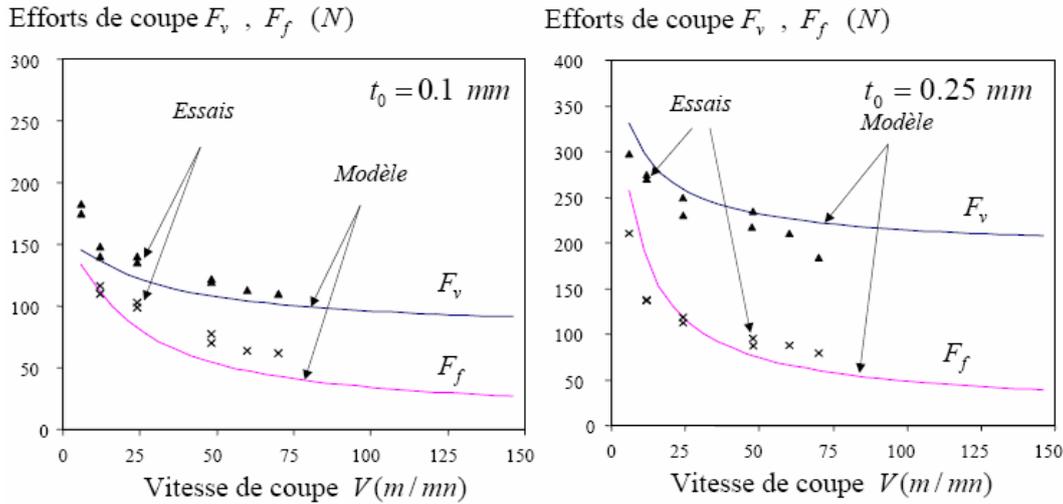


FIG. 1.21 – Comparaison entre modélisation et résultats expérimentaux pour 2 valeurs de t_0 sur un acier 42CrMo4 avec $\alpha_n = 0$ et $w=1$ mm. (Moufki et al., 2002)[11][12]

Ce modèle de la bande de cisaillement en coupe orthogonale est intéressant car il s'attache à généraliser le modèle d'Oxley. En effet, il prend en compte le comportement thermo-mécanique du matériau. En revanche, là où Oxley calcule la vitesse de déformation et le champ de température le long du plan de cisaillement puis en propose une extrapolation à l'aide de relations empiriques ou numériques, ce modèle lui prévoit de calculer leurs valeurs en entrée et en sortie à l'aide d'algorithmes itératifs plus facilement généralisables à tous couples outil-matériau et toutes conditions de coupe.

Un autre avantage majeur est l'utilisation d'une loi de frottement dépendant de la température moyenne à l'interface, elle permet ainsi de reproduire de façon plus réaliste les variations du coefficient de frottement en fonction des conditions de coupe. La détermination de ce coefficient permet aussi de déterminer en aval la distribution de température dans le copeau et à la surface de l'outil. On notera que la construction de ce modèle et les hypothèses utilisées le rendent particulièrement performant aux grandes vitesses de coupe (avec une loi de comportement appropriée). Les mêmes auteurs ont présenté une extension du modèle dans le cas de la coupe oblique, où l'angle d'écoulement du copeau est déterminé en supposant que l'effort de frottement sur la face de coupe de l'outil est colinéaire à la direction d'écoulement du copeau. (Moufki et al., 2004)[30]

Sur la base de ce modèle de la coupe oblique et en considérant une discrétisation de l'arête de coupe, des extensions pour des procédés plus complexes ont été proposées par (Fontaine, 2004)[5] pour le fraisage (présentée en annexe) et par (Jrad, 2008)[32] pour le perçage.

1.7.4 Modèle analytique du fraisage

Les travaux de (Fontaine, 2004)[5] décrits ici, consistent en une approche globale de la modélisation du fraisage de forme 3 axes basée sur le modèle de la bande de cisaillement étendue à la coupe oblique présenté précédemment[29][28]. Une approche analytique de la coupe prenant en compte les phénomènes physiques principaux se produisant au niveau du contact outil/matière et les caractéristiques géométriques des outils complexes est proposée pour les opérations de fraisage. Ce modèle permet de décrire la plupart des opérations usuelles en fraisage (rainurage, usinage d'épaulement, contournage, ébauche de poche, demi-finition, finition,...). Il propose tout d'abord une modélisation générique de la géométrie des outils de fraisage, puis ensuite une description des trajectoires, le tout pour pouvoir déterminer l'engagement de l'outil dans la matière, et ensuite le calcul des efforts de coupe basé sur le modèle de la bande de cisaillement étendue à la coupe oblique.

1.7.4.1 Géométrie d'une fraise générique

En fraisage, il existe trois principaux types de fraise : deux tailles, rayonnée et boule. Le modèle propose une géométrie paramétrique générique où le paramètre principal est le rayon r en bout d'outil variant d'une valeur proche de 0 pour une fraise deux tailles à la valeur R_0 du rayon de la fraise pour une fraise boule, les valeurs intermédiaires décrivent alors les fraises rayonnées. (Voir figure 1.22)

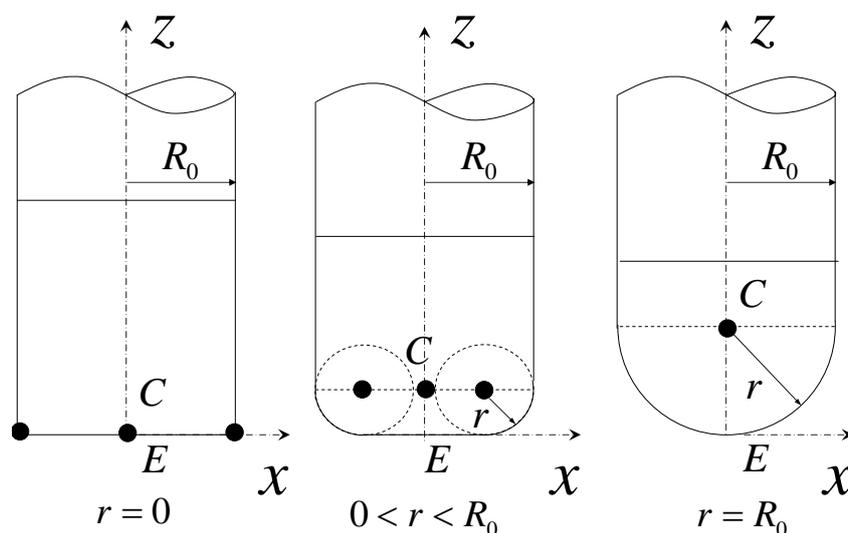


FIG. 1.22 – Description paramétrique des fraises monoblocs usuelles. ($r = 0$) Fraise cylindrique, ($0 < r < R_0$) Fraise rayonnée, ($r = R_0$) Fraise boule. (Fontaine, 2004)[5]

Cette fraise générique est décrite globalement par une enveloppe composée d'un cylindre de rayon égal au rayon nominal R_0 de l'outil et d'un tore de petit rayon r et de grand rayon $(R_0 - r)$. Le repère associé à l'outil (x, y, z) est centré en E , le point à l'extrémité de l'outil. Le centre de la section entre la fibre neutre du tore et la partie cylindrique est noté C .

Les arêtes de coupe sont décrites sur les deux parties distinctes cylindrique et torique. Sur la partie cylindrique, l'arête est décrite par l'angle d'hélice i_0 et la longueur de la partie utile L_u . Sur la partie torique, on utilise un angle supplémentaire pour repérer l'inclinaison de la normale à l'enveloppe de l'outil en un point P de l'arête par rapport à l'axe z de rotation de la fraise, cet angle noté κ est nul sur la partie plate à l'extrémité E et vaut $\frac{\pi}{2}$ sur la partie cylindrique.

Ensuite la fraise générique est décrite localement pour actualiser la configuration au niveau de l'arête de coupe élémentaire en fonction de la position du point courant P (Voir figure 1.23). L'outil est alors décomposé en disques d'épaisseur constante dz perpendiculaires à l'axe z . Pour chaque pas une arête de coupe élémentaire apparaît, elle est illustrée sur la figure 1.23(c).

L'auteur définit ensuite un repère sphérique $(\vec{e}_r, \vec{e}_\kappa, \vec{e}_\Psi)$ au niveau du point courant P , il permet de décrire la position de chaque arête élémentaire. \vec{e}_r est le vecteur unitaire orthogonal à l'enveloppe de l'outil, \vec{e}_κ le vecteur tangent incliné d'un angle κ et \vec{e}_Ψ le tangent suivant l'angle Ψ et complétant le trièdre direct. Sur la figure 1.23(c), le plan P_0 est le plan orthogonal à l'enveloppe de l'outil, P_n le plan normal à l'arête de coupe et P_s le plan tangent à l'enveloppe de l'outil, ces trois plans ayant pour intersection le point P . Les vecteurs \vec{n} et \vec{t} quant à eux, sont respectivement le vecteur normal et le vecteur tangent à l'arête de coupe (repère de Frenet).

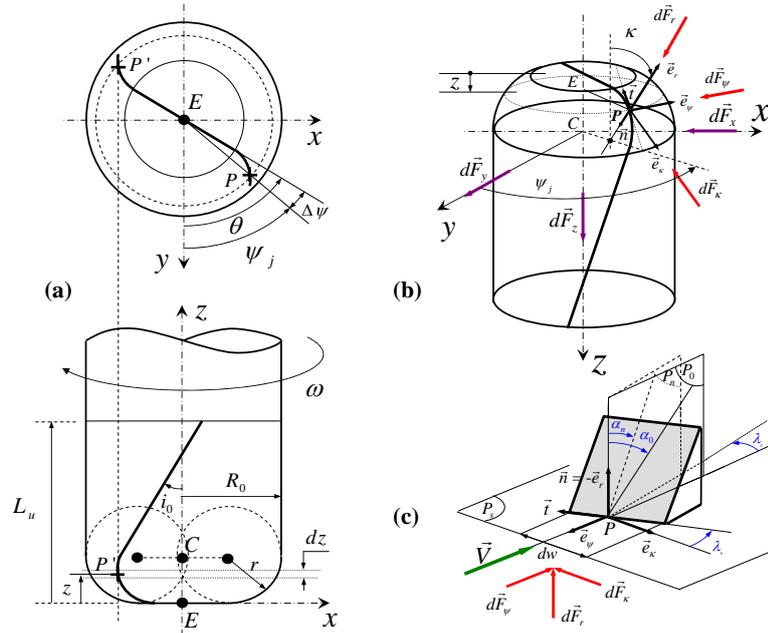


FIG. 1.23 – Géométrie et discrétisation de l'arête d'une fraise générique. (a) Géométrie globale, (b) Repère sphérique, (c) arête de coupe élémentaire. (Fontaine, 2004)[5]

Les paramétrages permettent de définir les équations géométriques de références. L'angle de position κ est ainsi calculé en fonction de l'altitude z considérée le long de l'enveloppe de l'outil avec les expressions suivantes :

$$\begin{aligned}
 \text{Si } 0 \leq z \leq R_0 : \quad \kappa &= \arccos\left(\frac{R_0 - z}{R_0}\right) \\
 \text{Si } R_0 \leq z \leq H_0 : \quad \kappa &= \frac{\pi}{2}
 \end{aligned}
 \tag{1.45}$$

Pour le point courant P, situé sur l'enveloppe de l'outil le long de l'axe de rotation à l'altitude z , le rayon local de l'outil $R(z)$ mesuré dans la section s'écrit de façon générale :

$$\begin{aligned}
 \text{Si } 0 \leq z \leq r : \quad R(z) &= (R_0 - r) + \sqrt{r^2 - (r - z)^2} \\
 \text{Si } r \leq z \leq L_u : \quad R(z) &= R_0
 \end{aligned}
 \tag{1.46}$$

De plus, par construction la vitesse de coupe \vec{V} est dirigée selon $-\vec{e}_{P_{si}}$ et le long de l'arête sa norme vaut $\omega R(z)$, avec ω la vitesse de rotation de la broche en $rad.s^{-1}$. Ensuite la position angulaire du point courant P sur le j -ième dent est définie en fonction de l'angle de rotation θ et de l'angle de décalage par rapport à la pointe de l'outil $\Delta\Psi$ qui prend différentes valeurs en fonction du type d'hélice de l'outil.

$$\Psi_j = \theta - \Delta\Psi + (j - 1) \frac{2\pi}{N_t}
 \tag{1.47}$$

L'angle de décalage $\Delta\Psi$ vaut :

$$\text{pour } 0 \leq z \leq L_u : \quad \Delta\Psi = \frac{z}{R_0} \tan(i_0) \quad (1.48)$$

L'angle d'hélice local $i(z)$ en fonction de l'altitude z est défini par :

$$\text{pour } 0 \leq z \leq L_u : \quad i(z) = \arctan\left(\frac{R(z)}{R_0} \tan(i_0)\right) \quad (1.49)$$

Ensuite, comme l'angle d'hélice local $i(z)$ et l'angle d'inclinaison d'arête λ_s sont liés au travers de l'angle κ , la valeur locale de λ_s est alors déduite :

$$\tan(\lambda_s) = \tan(i) \times \sin(\kappa) \Rightarrow \lambda_s = \arctan(\tan(i) \times \sin(\kappa)) \quad (1.50)$$

L'angle de coupe orthogonal α_0 et normal α_n se déduisent l'un de l'autre par :

$$\tan(\alpha_n) = \tan(\alpha_0) \times \cos(\lambda_s) \quad (1.51)$$

La largeur de coupe élémentaire dw est calculée par :

$$dw = \frac{dz}{\sin\kappa} \quad (1.52)$$

1.7.4.2 Détermination de l'engagement d'outil

Pour chaque arête élémentaire provenant de la discrétisation, la position du point courant P et l'engagement de l'outil dans la matière doivent être déterminés et comparés avec la forme de la surface de la pièce usinée. Tout cela dans l'optique de connaître la quantité de matière usinée par chaque dent de l'outil de fraisage. Fontaine dans ces travaux définit cette surface par quatre conditions aux limites :

- La géométrie initiale de la pièce avant usinage.
 - La position et la forme de la surface précédente.
 - La trace de la passe précédente.
 - La trace de la dent précédente.
-

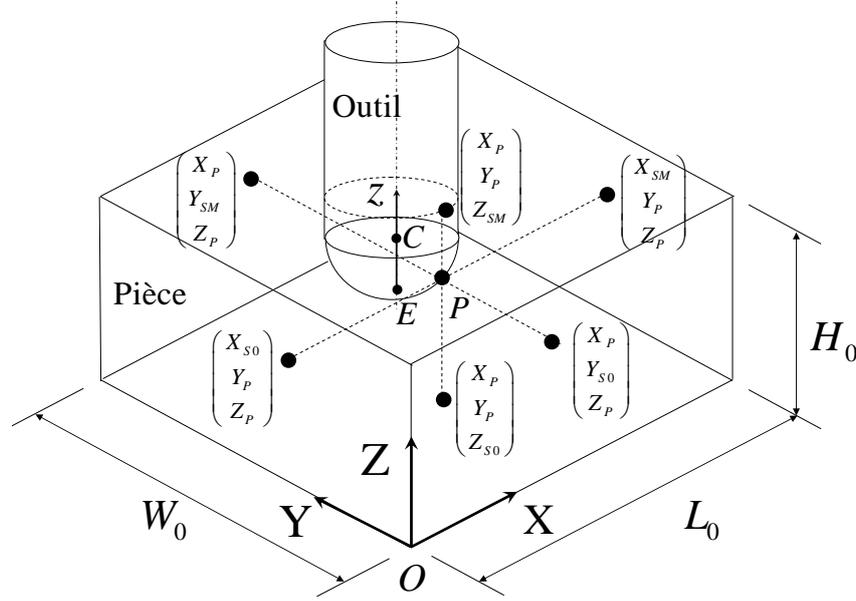


FIG. 1.24 – Comparaison entre le point courant P et les surfaces initiales de la pièce (ici un parallépipède). (Fontaine, 2004)[5]

Le point courant P d'une arête de coupe est repéré dans le repère local de l'outil à l'aide des données géométriques présentées précédemment, pour une fraise générique les coordonnées de P pour la j-ième dent et une altitude z s'écrivent dans le repère local :

$$\begin{pmatrix} x_P \\ y_P \\ z_P \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} R(z) \sin(\Psi_j(z)) \\ R(z) \cos(\Psi_j(z)) \\ z \end{pmatrix} \quad (1.53)$$

Où $R(z)$ est le rayon de l'outil à l'altitude z (equation 1.35) et $\Psi_j(z)$ la position angulaire du point courant de l'arête j à l'altitude z (equation 1.36). On définit aussi la position du point P dans le repère global qui dépend des coordonnées du point de pilotage de l'outil (E ou C).

$$\begin{pmatrix} X_P \\ Y_P \\ Z_P \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} X_E + x_P \\ Y_E + y_P \\ Z_E + z_P \end{pmatrix} \quad (1.54)$$

La première des conditions aux limites concernent la géométrie initiale de la pièce avant usinage, le point P est donc en position de coupe si ces coordonnées sont comprises dans les limites de sa géométrie, on présente les conditions pour le cas le plus simple du parallépipède figure 1.24, les coordonnées du point P doivent alors vérifier :

$$\begin{pmatrix} X_{S0} \leq X_P \leq X_{SM} \\ Y_{S0} \leq Y_P \leq Y_{SM} \\ Z_{S0} \leq Z_P \leq Z_{SM} \end{pmatrix} \quad (1.55)$$

Où $X_{S0} = Y_{S0} = Z_{S0} = 0$ et $X_{SM} = L_0, Y_{SM} = W_0, Z_{SM} = H_0$.

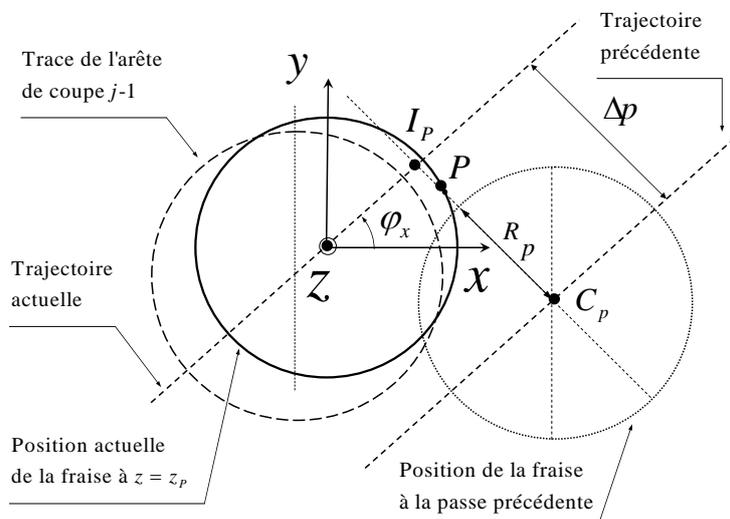


FIG. 1.26 – Comparaison entre le point courant P de la j -ième dent et la passe précédente pour une trajectoire linéaire dans le plan (x,y) à $z = z_p$ (ici $\Delta p > 0$). (Fontaine, 2004)[5]

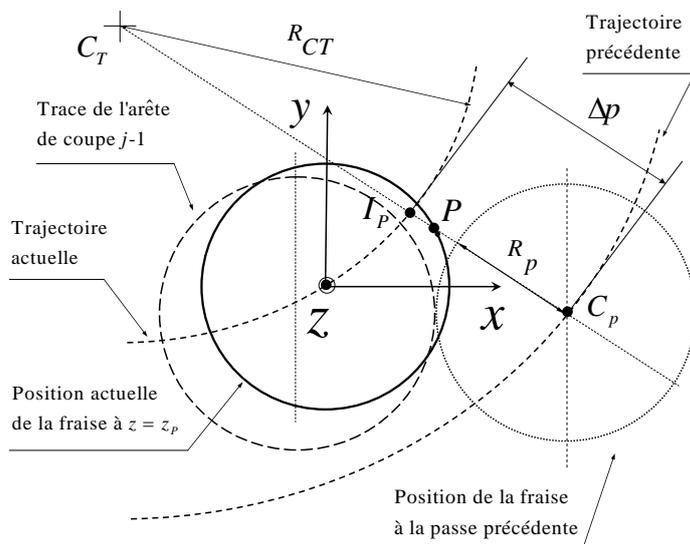


FIG. 1.27 – Comparaison entre le point courant P de la j -ième dent et la passe précédente pour une trajectoire courbe dans le plan (x,y) à $z = z_p$ (ici $\Delta p > 0$). (Fontaine, 2004)[5]

L'engagement peut donc être g er en comparant l'altitude du point P dans le repère local à la valeur de la profondeur de passe axiale si celle ci est constante, ce qui est vrai dans la plupart des opérations de fraisage 3 axes, la position de coupe sera donc atteinte si l'on vérifie la condition suivante :

$$z_P \leq d_a \quad \text{si} \quad d_a = C^{ste} \quad (1.58)$$

Après, la considération de la trace de la passe précédente constitue la troisième condition. La trace de l'outil dans la passe précédente est supposée se former sans déflexion, sans vibration et avec un état de surface parfait. Dans ce modèle deux cas particuliers représentatifs des opérations usuelles en fraisage de forme ont été développées : le cas d'une direction d'avance linéaire dans la plan (X,Y) et celui d'une direction courbe de rayon de courbure constant dans ce même plan.

Un pas de balayage Δp est tout d'abord défini, il correspond à l'écart entre deux passes dans le plan (x,y) . La position de l'axe z pour la fraise est notée C_P et le rayon de l'enveloppe à l'altitude z_P est notée R_P . Il est à noter que les rayons des enveloppes de l'outil peuvent être différents si la position de la fraise en z est différente ($f_{pz} \neq 0$).

Dans tous les cas le point P est en position de coupe si :

$$|PC_P| \geq R_P \quad (1.59)$$

Les valeurs $|PC_P|$ et du rayon R_P dépendent de la forme de la trajectoire dans le plan (X,Y) . Les résultats pour le cas linéaire et courbe sont exposés en figures 1.26 et 1.27. Pour le cas linéaire, les distances $|PC_P|$ et R_P se mettent sous la forme :

$$\begin{aligned} |PC_P| &= \left\| P\vec{C}_P \right\| = |\Delta p - x_P \sin(\varphi_x) + y_P \cos(\varphi_x)| \\ R_P &= R[z_P + Z_{E,C}(X_{E,C}, Y_{E,C}) - Z_{E,C}(X_{I_P}, Y_{I_P}) + \Delta p_z] \end{aligned} \quad (1.60)$$

Pour le cas courbe :

$$\begin{aligned} |PC_P| &= \left\| P\vec{C}_P \right\| = |\Delta p - x_P \sin(\varphi_{x,I_P}) + y_P \cos(\varphi_{x,I_P})| \\ R_P &= R[z_P + Z_{E,C}(X_{E,C}, Y_{E,C}) - Z_{E,C}(X_{I_P}, Y_{I_P}) + \Delta p_z] \end{aligned} \quad (1.61)$$

avec

$$\varphi_{x,I_P} = \arcsin\left(\frac{x_P - x_{C_T}}{R_{CT}}\right) \quad (1.62)$$

Enfin la dernière condition consiste à prendre en compte la trace de la dent précédente, comme illustrée sur la figure 1.28, deux positions successives de l'outil sont considérées le long du trajet élémentaire de l'usinage. Il est à remarquer que le vecteur d'avance par dent et par pas \vec{f}_P est défini entre deux positions successives d'un même point fixe de l'axe ou de l'enveloppe de l'outil (C ou E).

Ensuite, au point courant P de l'arête j à l'altitude z , le vecteur tangent à l'enveloppe \vec{e}_r est défini, il indique la direction de mesure de l'épaisseur de copeau non déformé t_0 , laquelle est alors calculée en projetant le vecteur d'avance \vec{f}_P sur la direction portant le vecteur \vec{e}_r , ce qui revient à calculer leur produit scalaire, donc :

$$t_0 = \vec{f}_P \cdot \vec{e}_r = f_{px} \sin \Psi_j \sin \kappa + f_{py} \cos \Psi_j \sin \kappa - f_{pz} \cos \kappa \quad (1.63)$$

avec f_{px}, f_{py}, f_{pz} les composantes de \vec{f}_P dans le repère local de l'outil.

Dans ce modèle l'auteur conclut que ce produit scalaire est une approximation acceptable qui permet de calculer de façon simple l'épaisseur de copeau non déformé pour toute géométrie d'outils et ce quelque soit le trajet d'usinage 3 axes. Mais la légère erreur qui est faite tend à sous-estimer les efforts de coupe. Toutes les conditions d'engagement décrites précédemment sont valables pour un cas rigide, ce qui correspond à de bonnes conditions de coupe. Il existe pourtant une perturbation géométrique due à l'interface de l'outil avec la broche, le faux-rond d'outil, ce défaut est principalement dû au décalage entre l'axe de rotation de la broche et l'axe de la fraise. Dans ces travaux le faux-rond axial est négligé en revanche le faux-rond radial est décrit par une valeur d'excentricité notée e entre les deux axes et par un angle de positionnement par rapport à la première dent noté Ψ_e dans le sens de rotation de la fraise (voir figure 1.29). Cette précision modifie différents paramètres comme la position angulaire Ψ_j du point P sur l'arête j à l'altitude z_P qui vaut maintenant :

$$\Psi_j(z_P) = (\theta + \Psi_e) - \Delta\Psi + (j - 1) \frac{2\pi}{N_t} \quad (1.64)$$

Où $\Delta\Psi$ est le décalage d'inclinaison de l'arête entre la pointe de l'outil E et le point P (voir figure 1.29). La position du point P dans ce repère devient alors :

$$\begin{pmatrix} x_P \\ y_P \\ z_P \end{pmatrix}_{(x,y,z)} = \begin{pmatrix} R(z) \sin(\Psi_j(z)) + e \sin \theta \\ R(z) \cos(\Psi_j(z)) + e \cos \theta \\ z \end{pmatrix} \quad (1.65)$$

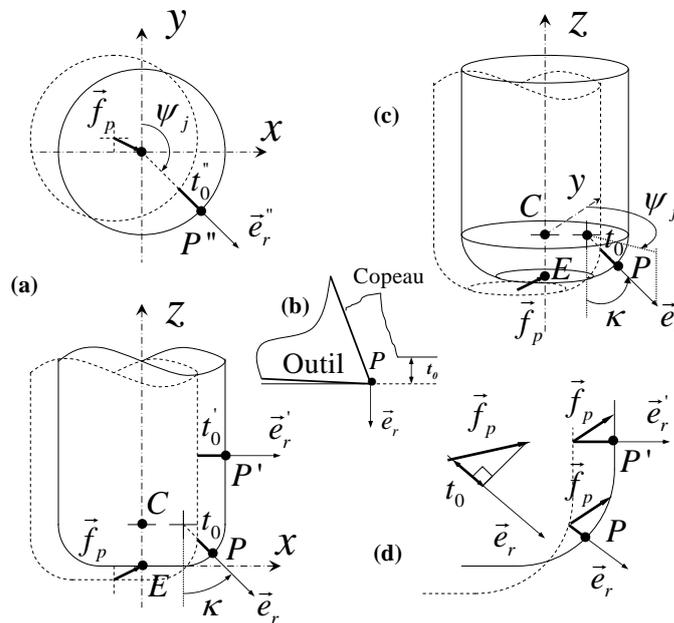


FIG. 1.28 – Epaisseur de copeau non déformé t_0 pour une fraise générique. (a) cas simple, (b) détail au niveau de l'arête de coupe, (c) cas général, (d) détail de la projection sur de l'avance la normale le long de l'arête. (Fontaine, 2004)[5]

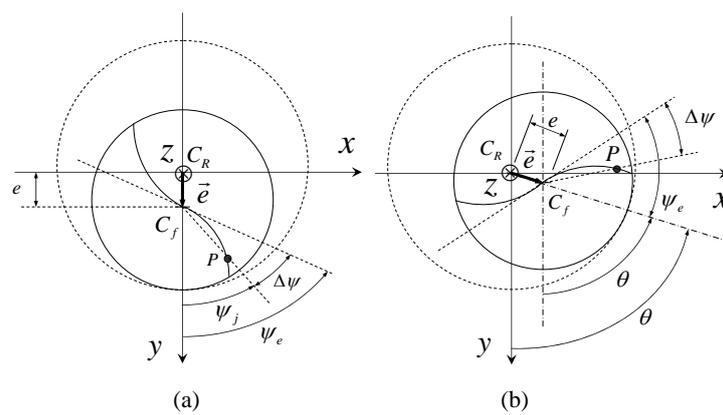


FIG. 1.29 – Mise en place du faux-round radial, (a) $\theta = 0^\circ$, (b) $\theta > 0^\circ$. (Fontaine, 2004)[5]

L'excentricité est raisonnablement supposée inférieure à l'avance par dent, l'épaisseur de copeau t_0 est défini par :

$$t_0 = (\vec{f}_P + \vec{e} - \vec{e}_{j+1}) \cdot \vec{e}_r = \vec{f}_P \cdot \vec{e}_r + (\vec{e} - \vec{e}_{j+1}) \cdot \vec{e}_r \quad (1.66)$$

avec \vec{e} le vecteur d'excentricité pour la dent considérée et \vec{e}_{j+1} celui associé à la dent $j + 1$ passée précédemment dans la même position. Le rayon équivalent $R_e(z_P)$ au point P est lui aussi modifié par le faux-rond radial et par conséquent la vitesse de coupe locale V est elle aussi différente. Les variations de la direction de la vitesse et de ce fait la variation des angles caractéristiques α_n et λ_S de l'arête élémentaire considérée sont négligées. il vient alors la relation suivante :

$$R_e(z_P) = \sqrt{R(z_P)^2 + e^2 + 2eR(z_P)\cos\left(\Psi_e - \Delta\Psi + (j-1)\frac{2\pi}{N_t}\right)}$$

$$V = \omega R_e(z_P) \quad (1.67)$$

Une fois que toutes les conditions spécifiques aux procédés ont été prises en compte dans ces calculs pour situer l'arête élémentaire en position de coupe, le modèle thermo-mécanique de la coupe oblique basé sur le modèle de la bande de cisaillement présenté précédemment doit être appliqué pour chacune des arêtes. Le but est d'obtenir une distribution d'efforts élémentaires le long de l'arête de coupe pour obtenir les efforts globaux sur l'outil.

1.7.4.3 Calcul des efforts de coupe

Sur l'arête élémentaire considérée, le copeau élémentaire est obtenu en condition de coupe oblique comme présentée précédemment. Comme dans le modèle de la bande de cisaillement, la zone primaire de cisaillement est modélisée par une bande de cisaillement d'épaisseur constante notée h comme illustrée sur la figure 1.30. Les contraintes induites par les autres zones de déformation sont négligées. L'angle normal de cisaillement ϕ est défini par la loi de Merchant (*Merchant, 1945*)[8][9] suivante :

$$\phi = A_1 + A_2(\alpha_n - \lambda_f) \quad \text{avec} \quad \lambda_f = \arctan(\mu_f) \quad (1.68)$$

Où λ_f et μ_f sont respectivement l'angle et le coefficient de frottement à l'interface outil-copeau. A_1 et A_2 sont des constantes qui dépendent du matériau usiné et qui peuvent être identifiées par des essais de coupe.

Le calcul des efforts de coupe repose sur le modèle de la bande de cisaillement présenté au chapitre 1 appliqué à la coupe oblique discrétisée sur l'arête de la fraise. Dans

les travaux développés par (Fontaine, 2004)[5], le comportement du matériau usiné est supposé isotrope et rigide, il est ensuite modélisé par une loi thermomécanique de type Johnson-Cook :

$$\tau = \frac{1}{\sqrt{3}} \left[A + B \left(\frac{\gamma}{\sqrt{3}} \right)^n \right] \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_f - T_r} \right)^m \right] \quad (1.69)$$

Par utilisation du modèle de la bande de cisaillement, le résultat suivant est obtenu :

$$\tau = \tau(\gamma, \tau_0) = \rho(V \cos \lambda_s \sin \phi_n)^2 \gamma + \tau_0 \quad (1.70)$$

où τ représente l'expression de la contrainte de cisaillement au point considéré dans la zone primaire de cisaillement, ρ la masse volumique du matériau, V la vitesse de coupe, λ_s l'angle d'inclinaison d'arête, ϕ_n l'angle normal de cisaillement, γ la déformation dans la bande et τ_0 la contrainte à l'entrée de la bande. Les valeurs de η_s et η_c sont définies sur la figure 1.30.

Les efforts élémentaires dF_r , dF_κ et dF_Ψ représentés sur la figure 1.30 correspondant respectivement à l'effort de pression, l'effort latéral et l'effort de coupe appliqués à l'arête de coupe élémentaire au point P dans la base ($\vec{e}_r, \vec{e}_\kappa, \vec{e}_\Psi$) sont calculées en faisant l'équilibre des forces sur le copeau élémentaire à la sortie de la zone primaire de déformation :

$$\begin{aligned} dF_r &= -dF_s \cos(\eta_s) \sin(\phi_n) - dN_s \cos(\phi_n) \\ dF_\kappa &= dF_s \cos(\eta_s) (\tan(\eta_s) \cos(\lambda_s) + \cos(\phi_n) \sin(\lambda_s)) - dN_s \sin(\phi_n) \sin(\lambda_s) \\ dF_\Psi &= -dF_s \cos(\eta_s) (\tan(\eta_s) \sin(\lambda_s) - \cos(\phi_n) \cos(\lambda_s)) - dN_s \sin(\phi_n) \cos(\lambda_s) \end{aligned} \quad (1.71)$$

Avec dF_s l'effort de cisaillement élémentaire sur l'axe \vec{x}_b et dN_s l'effort normal élémentaire sur l'axe \vec{z}_b , à la sortie de la bande de cisaillement, ils sont égaux à :

$$dF_s = - \frac{t_0 dw}{\cos(\lambda_s) \sin(\phi_n)} \tau_h \quad (1.72)$$

$$dN_s = \frac{\tan(\phi_n - \alpha_n) + \tan(\lambda_f) \cos(\eta_c)}{\tan(\lambda_f) \cos(\eta_c) \tan(\phi_n - \alpha_n - 1)} \cos(\eta_s) dF_s \quad (1.73)$$

où τ_h est la contrainte de cisaillement à la sortie de la zone primaire donnée par l'équation 1.70 pour $\gamma = \gamma_h$.

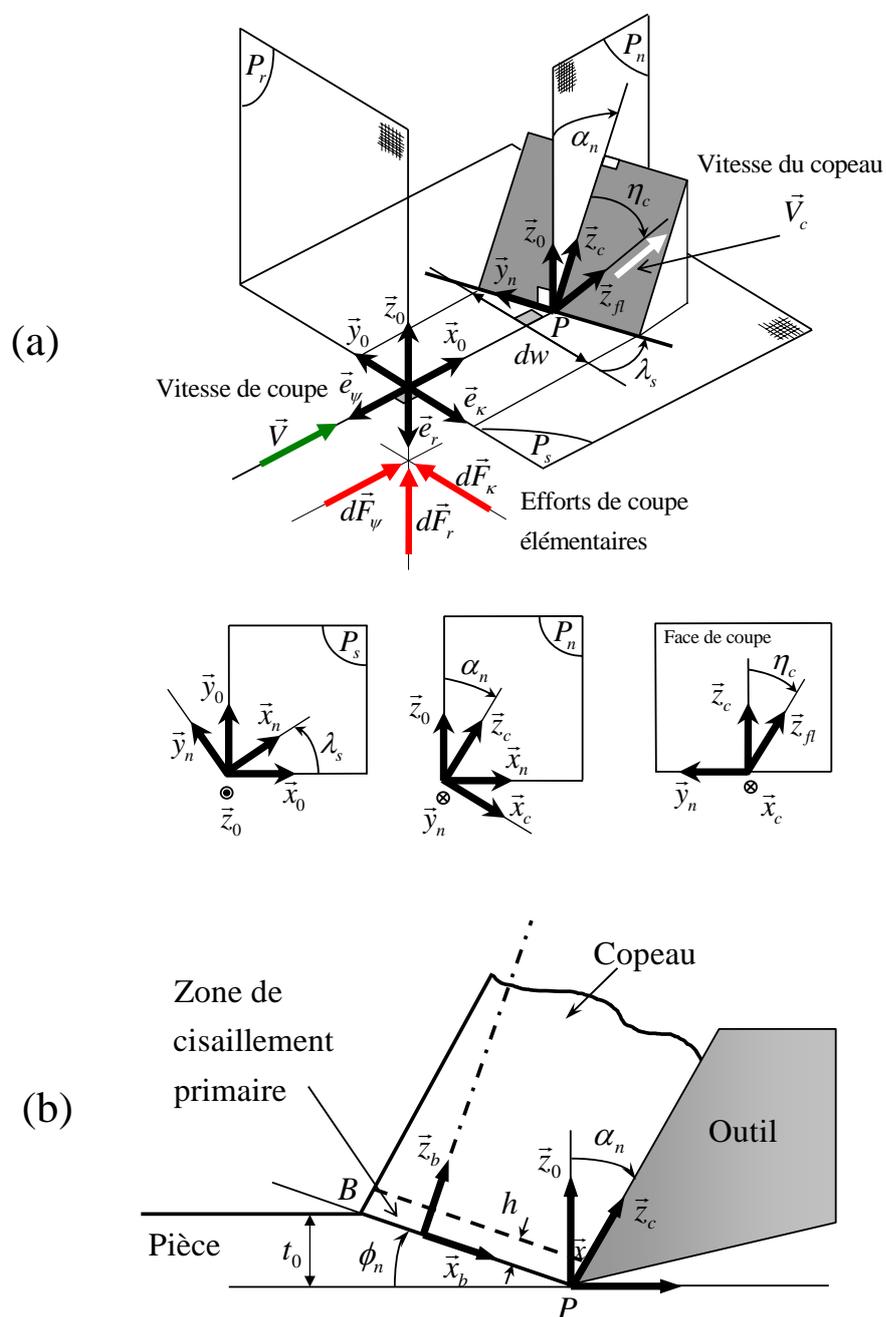


FIG. 1.30 – (a) Paramètres géométriques de la coupe oblique pour une arête élémentaire de l'outil, (b) Vue dans le plan P_n . (Fontaine, 2004)[5]

Finalement, les efforts élémentaires dF_r , dF_κ et dF_Ψ sont projetés dans le repère outil (x, y, z) à partir de la matrice de passage suivante :

$$\begin{pmatrix} dF_x(\theta, z, j) \\ dF_y(\theta, z, j) \\ dF_z(\theta, z, j) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \sin\Psi_j \sin\kappa & \sin\Psi_j \cos\kappa & \cos\Psi_j \\ \cos\Psi_j \sin\kappa & \cos\Psi_j \cos\kappa & -\sin\Psi_j \\ -\cos\kappa & \sin\kappa & 0 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} dF_r(\theta, z, j) \\ dF_\kappa(\theta, z, j) \\ dF_\Psi(\theta, z, j) \end{pmatrix} \quad (1.74)$$

Ensuite, pour chaque disque élémentaire dz et pour chaque dent j , les efforts sont sommés jusqu'au nombre total de dents N_t :

$$\begin{pmatrix} F_x(\theta, z) \\ F_y(\theta, z) \\ F_z(\theta, z) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \sum_{j=1}^{N_t} dF_x(\theta, z, j) \\ \sum_{j=1}^{N_t} dF_y(\theta, z, j) \\ \sum_{j=1}^{N_t} dF_z(\theta, z, j) \end{pmatrix} \quad (1.75)$$

Pour finir la sommation est réalisée sur les disques élémentaires jusqu'à l'altitude maximale d'engagement, soit :

$$\begin{pmatrix} F_x(\theta) \\ F_y(\theta) \\ F_z(\theta) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \sum_{z=0}^{H_{alt}} F_x(\theta, z) \\ \sum_{z=0}^{H_{alt}} F_y(\theta, z) \\ \sum_{z=0}^{H_{alt}} F_z(\theta, z) \end{pmatrix} \quad (1.76)$$

1.7.4.4 Validation expérimentale

Une validation expérimentale du modèle a été menée par Fontaine pour éprouver son modèle géométrique en particulier sur les points d'engagement dans la matière. Tous les tests ont été menés sur des pièces de forme de type opérations de copiage d'une vague, composée de deux cercles successifs. Tous les tests ont été menés sans lubrification, avec une fraise boule de diamètre 12 mm sur un acier classique le 42CrMo4 (AISI 4142). On peut voir sur les courbes présentées sur la Figure 1.31, une bonne corcondance avec l'expérimental. Et comme pour chaque essais le faux-rond a été mesuré puis paramétré dans le modèle, une très bonne modélisation du phénomène est obtenue.

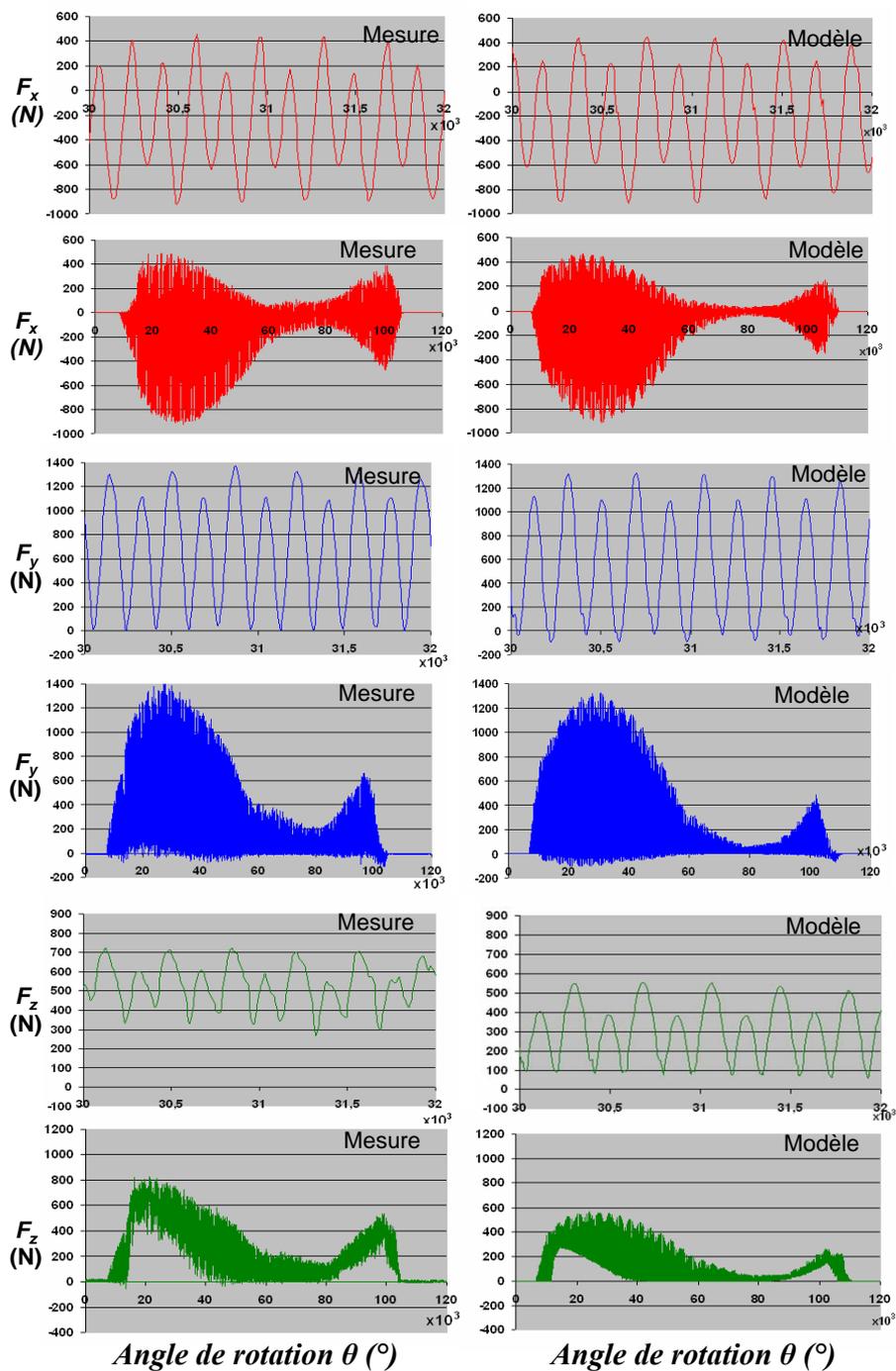


FIG. 1.31 – Valeurs de F_x , F_y et F_z avec prise en compte du faux-rond radial. $\Omega=2653 \text{ tr.min}^{-1}$, $f_t=0.1 \text{ mm.dent}^{-1}$, $\Delta p=12 \text{ mm}$ (rainurage), $e=0,01 \text{ mm}$ et $\Psi_e=0^\circ$. (Fontaine, 2004)[5]

1.8 Modélisation numérique de la coupe

Au cours de ces 30 dernières années, des modèles numériques utilisant la méthode des éléments finis ont été utilisés dans le cadre de la modélisation de la coupe des métaux. En effet, l'industrie et le monde scientifique, pour essayer de comprendre, de modéliser et de quantifier les phénomènes présents dans ces procédés, ont fortement encouragé ces développements. En comparaison avec les modèles analytiques, les modèles numériques s'attachent à fournir une approche globale du procédé et s'appuient essentiellement sur des hypothèses physiques macroscopiques. De plus, une fois leurs résultats validés, les modèles numériques donnent des résultats plus complets comme les champs de déformation, de contraintes ou de température au sein du matériau usiné et parfois de l'outil. Mais jusqu'à maintenant ces modèles numériques s'attachent essentiellement, face à la complexité des phénomènes mis en jeu lors de la coupe, à modéliser la coupe orthogonale ou oblique. Et les procédés comme le fraisage ou le perçage ne sont pas encore largement envisagés. Les modèles numériques s'appuient essentiellement sur trois configurations lagrangienne, eulérienne et récemment arbitraire lagrangienne eulérienne. Des approches plus récentes basées sur des méthodes de type éléments naturels, méthode particulaire ou méthode sans maillage sont pour l'instant isolées mais prometteuses vis à vis des possibilités qu'elles offrent pour l'usinage. Naturellement les modèles numériques des procédés de coupe ou des procédés spécifiques d'usinage se sont tout de suite tournés vers des problématiques directement liées au contrôle du procédé : comme l'effet de la géométrie des outils et des paramètres de réglages des procédés, la connaissance des comportements thermiques à l'interface, l'évaluation des contraintes résiduelles, l'observation de l'usure des outils, ainsi que des problématiques plus phénoménologiques comme les analyses dynamiques, ou les mécanismes de formation du copeau.

1.8.1 Enlèvement de matière et procédés de coupe en général

L'étude numérique des procédés de coupe est un problème très vaste et très complexe, car les opérations d'enlèvement de matière impliquent de nombreux paramètres initiaux :

- Les paramètres matériaux (type, structure moléculaire ou cristalline, sa température initiale ou son état initial).
- Les paramètres de l'outil de coupe (géométrie, matériau et revêtement).
- Les paramètres de coupe identifiables via les réglages du procédé (la vitesse de coupe, l'avance, les profondeurs de passe, la lubrification, voire l'environnement de travail).

Beaucoup de travaux scientifiques se sont attachés à décrire l'influence de quelques uns de ces paramètres de façon isolée. Mais la complexité de certains procédés possédant un grand nombre de paramètres couplés et mettant en jeu des phénomènes physiques

méconnus ne permet pas de mener des études isolées de certains paramètres. Donc comme pour les modèles analytiques, les cas basiques les plus courants sont la coupe orthogonale et la coupe oblique. En effet, les modèles de coupe élémentaire ont été essentiellement étudiés car ils sont plus faciles à simuler, ils permettent d'appréhender plus facilement la mécanique physique des procédés d'usinage, de façon à se rapprocher comme dans les approches analytiques de certains procédés plus complexes. Certains développements ont été menés sur des procédés spécifiques, mais peu de travaux ont été menés sur le fraisage qui est pourtant l'un des procédés les plus répandus dans l'industrie.

Les premiers modèles étudiés concernent la coupe orthogonale (*Kim et Sin, 1996*)[36] et (*Ozel et Altan, 1998*)[37]. Certains se sont aussi intéressés aux conditions d'usinage à grande vitesse comme (*Marusich et Ortiz, 1995*)[38].

Plus tard sont apparus les premiers modèles par éléments finis de coupe orthogonale ou oblique en 3D. L'intérêt de la modélisation volumique permet principalement d'étudier la coupe oblique et ses spécificités comme par exemple dans les travaux de (*Ceretti et al., 2000*)[39].

Dans le même temps des modèles sont apparus utilisant des formulations couplées lagrangienne eulérienne (*Movahhedy et al., 2000*)[40], permettant de s'affranchir de la nécessité d'avoir un paramètre de rupture des éléments dans les modèles lagrangiens et d'éviter le comportement visqueux des modèles eulériens, mais qui pose tout de même des questions au niveau des contraintes à l'interface outil-copeau.

Un peu plus tard, un logiciel explicite pour la simulation des grandes déformations a été proposé par (*Ali et Lorong, 2002*)[41]. Ces travaux constituent une première composante d'un logiciel inclus dans une plateforme orientée recherche nommé Nessy. Ils utilisent une approche thermo-élasto-visco-plastique des matériaux, une description du contact basée sur la méthode de pénalisation, et une procédure de remaillage basée sur une approche topologique pour la discrétisation de la géométrie. Cette plateforme a été complétée grâce aux approches C-NEM développées notamment dans le cadre du projet PGV. La même année des simulations sur des cas industriels ont été mises au point à l'aide de logiciel commerciaux comme Abaqus© ou Deform© dans les travaux de (*Klocke et al., 2002*)[42] et (*Shi et al., 2002*)[43].

En 2004, les progrès réalisés dans les logiciels ont permis de voir apparaître des modèles 3D de la coupe orthogonale ou oblique comme par exemple dans les travaux de (*Soo et al., 2004*)[44] développés à l'aide d'Abaqus/Explicit©.

Certains auteurs se sont aussi intéressés au domaine du micro usinage, ou plus exactement de la coupe orthogonale à une échelle réduite afin de mieux comprendre la physique de la coupe et de comprendre les effets de la réduction d'échelle, les travaux de (*Kim et al., 1999*)[45], (*Rusnaldy et al., 2007*)[46] et (*Woon et al., 2007*)[47] peuvent notamment être cités.

1.8.2 Effets des géométries et des paramètres du procédé

Dans toutes les opérations d'usinage, il est nécessaire de sélectionner les conditions initiales de la coupe. La géométrie de l'outil, son matériau constitutif ou le revêtement utilisé ainsi que les paramètres d'usinage tels que la vitesse de coupe, l'avance et les profondeurs de passe décrivent tous des paramètres initiaux d'une opération d'usinage classique. L'essentiel des travaux dans ces thématiques s'attachent à étudier l'influence des variables d'entrées du procédé sur son comportement (qualité, productivité ou réduction des coûts). L'objectif principal est de reproduire l'influence des paramètres dans les modèles par éléments finis en s'appuyant sur un critère expérimental, afin d'obtenir des informations supplémentaires sur les effets de la géométrie et des paramètres au cours du procédé d'usinage.

Une étude sur l'angle de coupe de l'outil a été menée par (*Lo, 2000*)[48] en utilisant une modélisation lagrangienne de la coupe orthogonale d'un alliage de cuivre (OFHC) en condition de micro-usinage, une séparation géométrique des éléments étant introduite au préalable dans le modèle. Il montre dans ses travaux la diminution des efforts de coupe et de la contrainte maximale, avec l'augmentation de l'angle de coupe. Il observe aussi les contraintes résiduelles mais l'effet n'est pas réellement significatif.

Certaines explorations ont aussi été réalisées sur les différentes modélisations des géométries d'outils. Elles considèrent alors des outils parfaitement tranchants constituant une hypothèse forte, aux outils plus réalistes possédant des rayons plus ou moins importants, en passant par des géométries chanfreinées simulant l'usure ou des préparations d'arêtes spéciales. Un modèle arbitraire lagrangien eulérien de coupe orthogonale simulant un procédé de formation de copeau continu a été réalisé par (*Movahhedy et al., 2002*)[14] pour étudier différents outils chanfreinés. (voir figure 1.32 et figure 1.33) Les travaux de (*Yen et al., 2004*)[13] font écho aux précédents et proposent différentes géométries d'arêtes d'outils en coupe orthogonale. Ici la configuration utilisée est 2D lagrangienne avec une loi thermo-viscoplastique. Les auteurs tentent de relier ces modifications aux différentes observations réalisables sur la simulation comme par exemple le mode de formation du copeau, les efforts de coupe, et les variables physiques comme la température, les champs de contraintes ou de déformations.

L'objectif ultime de ces approches est de pouvoir obtenir une méthodologie fiable d'optimisation du procédé. Les travaux de (*Masillamani et Chessa, 2002*)[49] ont montré la faisabilité d'une telle approche par une première méthode statistique simple (plans d'expériences de type Taguchi). Les auteurs ont développé des simulations 3D de la coupe orthogonale d'un alliage d'aluminium 6061-T6 avec le logiciel LS-Dyna. Ils ont varié les paramètres tels que l'angle de coupe, la vitesse de coupe et la profondeur de coupe, afin de déterminer l'influence des paramètres sur les données observables de façon à pouvoir déterminer un triplet optimum de conditions de coupe.

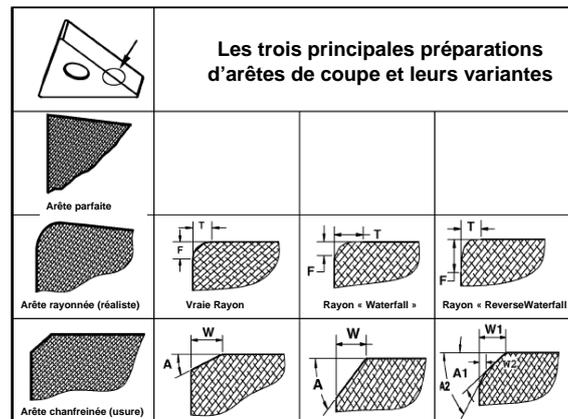


FIG. 1.32 – Différents profils de plaquettes utilisés pour les opérations de tournage. (Yen et al., 2004)[13]

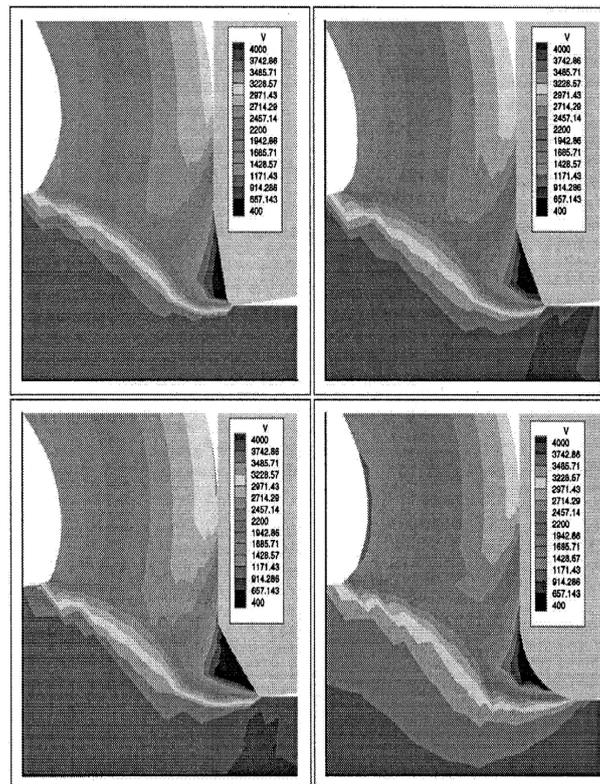


FIG. 1.33 – Champs des vitesses obtenus en coupe orthogonale avec différentes géométries d'outils : trois outils chanfreinés avec différents angles (10° , 25° , 35°) et un outil possédant un rayon de $75 \mu\text{m}$. (Movahhedy et al., 2002)[14]

1.8.3 Aspects thermiques en usinage

L'influence de la température joue un rôle très important dans les procédés d'usinage. Elle facilite la coupe en adoucissant le matériau mais limite les plages d'utilisation en dégradant la durée de vie des outils et en sollicitant les pièces usinées. De nombreuses techniques expérimentales ou numériques ont été développées pour étudier les échauffements dus à la coupe et les distributions de température présents sur l'outil ou dans la pièce. De plus le rôle de la température devient de plus en plus important dans les procédés à grandes vitesses, en micro fabrication et dans l'usinage de nouveaux matériaux comme les céramiques. Dans ce domaine, les travaux s'intéressent à l'analyse thermomécanique de la coupe orthogonale, aux champs de température présents dans la pièce et les outils, ou les perturbations que la température peut induire au cours de certaines opérations.

L'intérêt de ces approches est majeur pour une utilisation maîtrisée des procédés. En effet, les travaux de (*Wang et al., 1996*)[50] ont tenté d'appréhender le champ de température dans la dent d'une fraise pour une opération donnée. Une étude théorique de la thermique et une méthode expérimentale ont été mises en place pour identifier la répartition des champs de température. Ces efforts ont permis aux auteurs de mettre en évidence une variation cyclique de la température dans l'outil induisant une fatigue du matériau pouvant conduire à la rupture.

Plus tard (*Ramesh et al., 1999*)[51] ont mis en place un modèle par la méthode des éléments finis pour étudier les transferts de chaleur durant l'usinage. L'objectif étant de pouvoir prédire le profil de température à l'interface outil-copeau à partir de données d'efforts de coupe provenant d'essais expérimentaux ou de modèles empiriques de la coupe. Une fois le modèle recalé, les résultats corroborent les conclusions des recherches analytiques, c'est à dire que l'avance et la vitesse de coupe sont des paramètres très influents sur la température alors que l'effet de la profondeur de passe est marginal. Dans la même optique (*Ng et al., 1999*)[52] ont réalisé des simulations de coupe orthogonale avec le logiciel FORGE 2©, permettant d'obtenir les températures et les efforts. Pour recalibrer leur modèle, un dynamomètre Kistler a été utilisé pour mesurer les efforts de coupe en tournage sur un acier H13 et une mesure par caméra thermique a été utilisée pour déterminer la température dans le copeau. Malgré les hypothèses très simples du modèle, une bonne corrélation sur la température est obtenue. En revanche le modèle sous-estime les efforts de coupe.

Plus récemment (*Umbrello et al., 2007*)[53] ont proposé dans leurs travaux l'évaluation d'un coefficient global de transfert thermique à l'interface outil-copeau en coupe orthogonale. Un modèle par éléments finis du procédé a été réalisé avec une approche lagrangienne eulérienne arbitraire à l'aide du logiciel Deform 2D©. Les expériences sont menées à l'aide d'outils de tournage équipés d'un thermocouple pour mesurer la répartition thermique dans l'outil afin d'identifier par méthode inverse le coefficient global. Ensuite le coefficient prend place dans une modélisation de la thermique à l'interface outil-copeau, permettant ainsi de recalibrer à l'aide d'un seul paramètre l'effet de ces échanges dans le modèle

par éléments finis et d'obtenir une bonne corrélation avec l'expérience. La même année, (*Umbrello et al., 2007*)[15] proposent les résultats d'une approche purement thermique s'appuyant au préalable sur le calcul du flux thermique à une approche thermomécanique purement lagrangienne. L'auteur présente les avantages et inconvénients des deux approches. Il conclut sur le besoin d'une nouvelle approche de la thermique dans les modèles par éléments finis combinant les états stationnaires et transitoires nécessaires à la bonne modélisation du phénomène de la coupe.(voir figure 1.34)

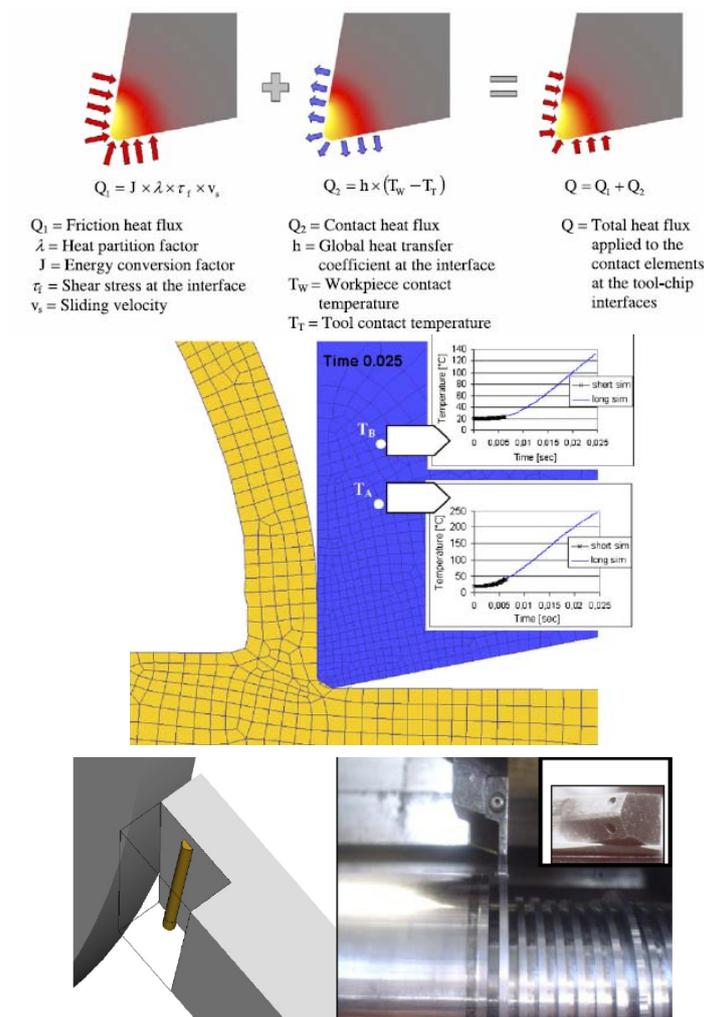


FIG. 1.34 – Prédiction et validation expérimentale à l'aide de thermocouples en coupe orthogonale des phénomènes thermiques à l'interface outil/copeau. (*Umbrello et al., 2007*)[15]

1.8.4 Mécanismes de formation du copeau

Les procédés d'enlèvement de matière ont tous un point commun, la formation du copeau. Son mode de création a été longuement étudié pour définir les mécanismes de formation, de segmentation et d'écoulement. Pour les deux premiers mécanismes, les paramètres procédés comme la géométrie d'outil et les conditions de coupe ont été étudiés. L'étude de l'écoulement est plus complexe, car le mouvement du copeau le long de l'arête de coupe de l'outil joue un rôle très important dans la conduction thermique du phénomène de coupe. En effet, en usinage et encore plus en usinage à grande vitesse, la quasi-totalité de la chaleur créée est évacuée dans le copeau. Cet aspect concerne plus spécifiquement les procédés comme le tournage, le perçage ou le fraisage.

Les difficultés scientifiques de cette thématique sont nombreuses et importantes, car le modèle doit prendre en compte un contact sévère et le matériau usiné est soumis à de grandes déformations plastiques. Le frottement, la compression et la viscosité doivent aussi être considérés. En ce sens plusieurs formulations sont proposées dans les modèles : les lagrangiennes avec critère de séparation, les eulériennes avec un comportement de type fluide et plus récemment les arbitraires lagrangiennes eulériennes.

Les premiers modèles 2D de coupe orthogonale disponibles dans la littérature et abordant les sujets de l'étude du copeau et de sa segmentation ont été développés par (*Shinozuka et al., 1996*)[54], (*Ceretti et al., 1996*)[55] et (*Mamalis et al., 2001*)[56]. Les objectifs principaux de ces travaux consistent à essayer de reproduire la formation d'un copeau, sa rupture et son écoulement.

L'étape suivante a été de comparer les résultats des modèles avec les premières mesures expérimentales réalisables de façon simple. En ce sens (*Ozel et Zeren, 2004*)[57] utilisent un modèle analytique de type Oxley pour caractériser les contraintes et le frottement dans les zones primaires et secondaires de cisaillement à partir d'essais expérimentaux en coupe orthogonale. Ils définissent ensuite un modèle par éléments finis 2D de la coupe utilisant une loi de Johnson-Cook. Les auteurs comparent ensuite les résultats obtenus sur la forme du copeau, la variation de la contrainte et les efforts de coupe. De la même manière (*Baker, 2004*)[58] étudie la formation du copeau en observant l'évolution de la contrainte d'écoulement à l'intérieur du copeau et des efforts de coupe. Pour ce faire il a mis au point un modèle par éléments finis thermomécanique de coupe orthogonale 2D. Il étudie alors la sensibilité des paramètres de la loi thermomécanique aux différents critères observables dans son modèle.

Plus récemment et dans le cadre du projet PGV les travaux menés par (*Delalondre et al., 2007*)[16] ont permis de définir une simulation 3D de la coupe orthogonale grâce à un modèle eulérien lagrangien arbitraire avec un algorithme de remaillage adaptatif ciblant les zones d'apparition des bandes de cisaillement adiabatique et les zones de contact en bout d'outil. Ces bandes ont été mises pour la première fois en évidence dans les travaux de (*Baker et al., 2002*)[59] et (*Baker, 2003*)[60]. Les auteurs reprennent les hypothèses de

Baker et les intègre dans un modèle 3D. Le cas étudié correspond à un usinage en coupe orthogonale à faible profondeur de passe mais à très haute vitesse de coupe (3000 m.min^{-1}) dans un alliage Ti6AlV4. L'auteur obtient l'apparition des bandes de cisaillement et retrouve bien le phénomène physique associé correspondant à une chute de contrainte et une augmentation de la température localisées le long d'une direction privilégiée. (voir figure 1.35)

Les travaux plus expérimentaux exposés par (*Ivester et al., 2007*)[61] sont très intéressants. En effet l'auteur développe une mesure par micro-vidéographie de la formation du copeau en coupe orthogonale sur un acier 1045. Pour ce faire il utilise une caméra digitale haute vitesse et un équipement d'acquisition haute fréquence. Ensuite, il compare cette mesure à un modèle par éléments finis validé par la mesure d'efforts de coupe au cours du procédé.

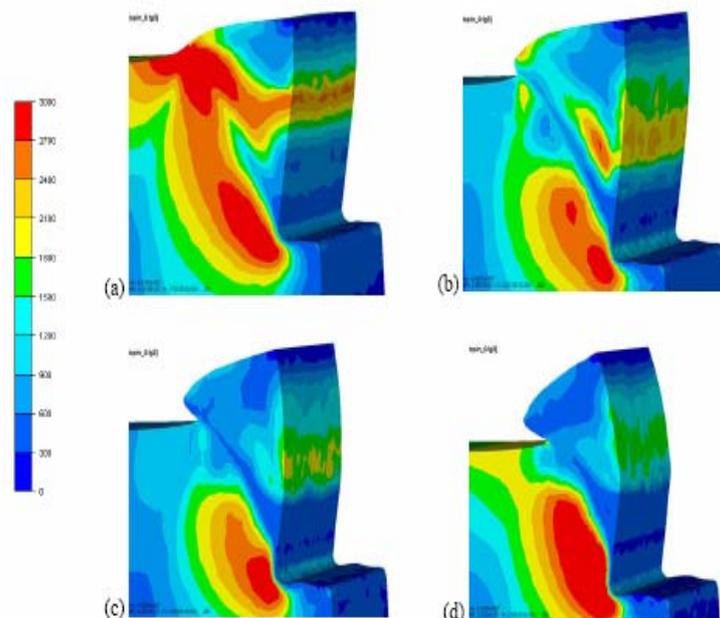


Figure 39: Distributions de contrainte équivalente (MPa) aux temps : (a) $t = 347,5 \text{ ns}$, (b) $t = 406,3 \text{ ns}$, (c) $t = 463,0 \text{ ns}$ et (d) $t = 553,2 \text{ ns}$.

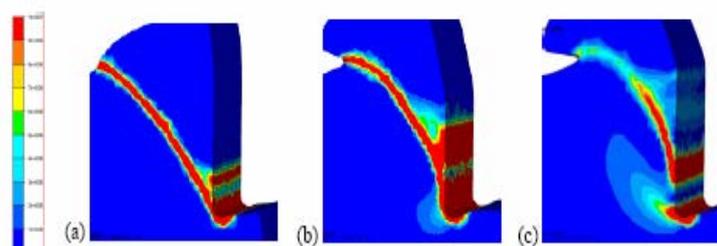


Figure 40: Evolution de la bande de vitesse de déformation aux temps (a) $t = 376,9 \text{ ns}$, (b) $t = 523,8 \text{ ns}$ et (c) $t = 612,0 \text{ ns}$.

FIG. 1.35 – Etude des bandes de cisaillement dans le cas des travaux de Bäker. (Résultats du projet PGV) (*Delalandre et al., 2007*)[16]

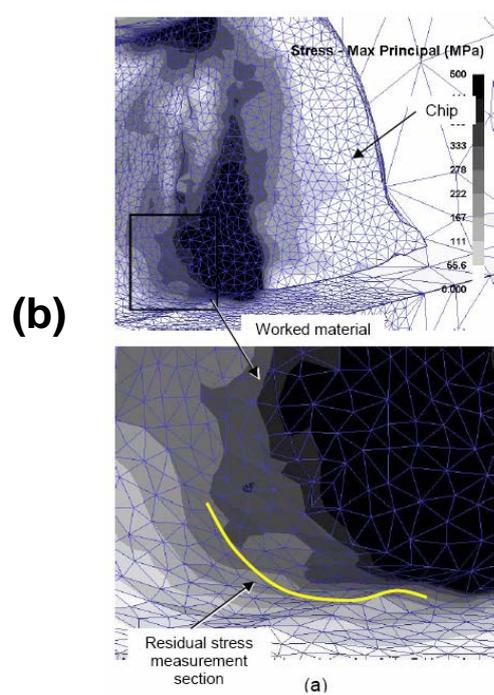
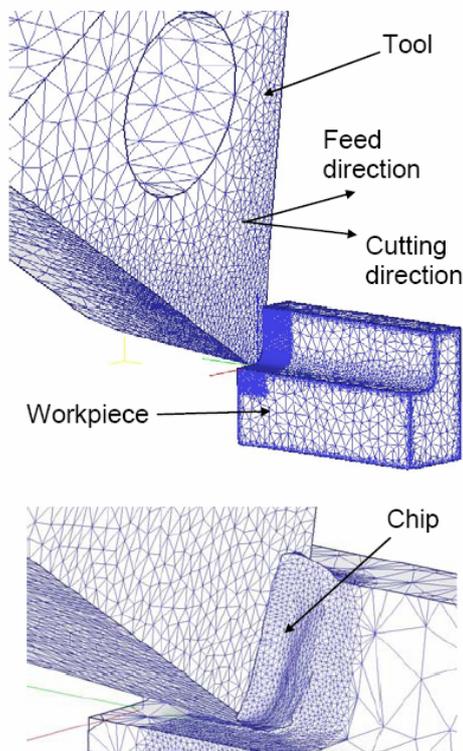
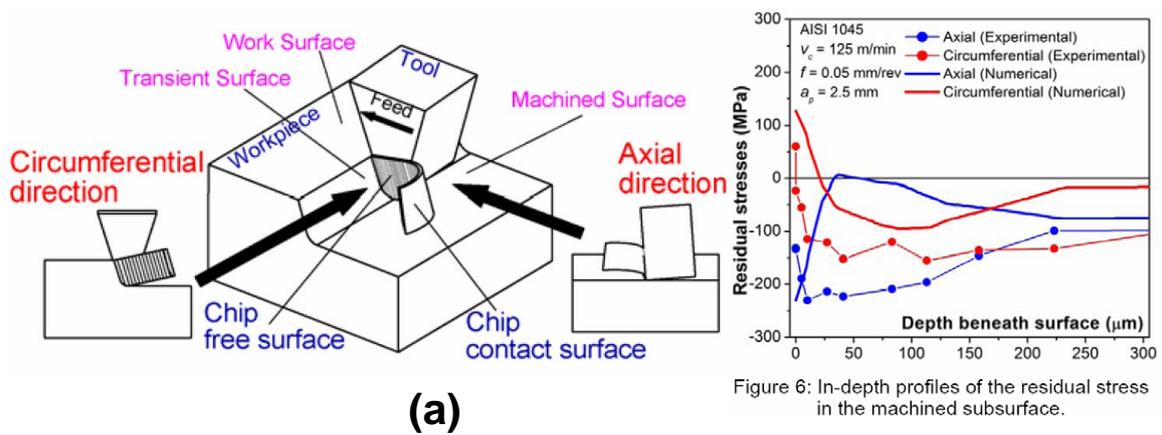
Il obtient donc une vidéo de très bonne qualité où beaucoup d'observations intéressantes peuvent être réalisées. Il caractérise ainsi l'évolution du nombre de segmentations en fonction de la vitesse de coupe et d'avance. Et il observe expérimentalement une zone d'adhésion et de frottement le long de la formation du copeau. Du point de vue de la comparaison avec le modèle éléments finis, les tendances sont les mêmes mais les périodes de segmentation obtenus par simulation sont plus longues que celles du film expérimental.

1.8.5 Contraintes résiduelles en usinage

Un autre élément a été abordé par les scientifiques, les contraintes résiduelles présentes dans le matériau après l'opération de coupe. La principale cause de l'apparition de ces contraintes est due à la transformation de phase en surface du matériau. Ces études intéressent beaucoup les industriels, car les contraintes résiduelles présentes sur la surface usinée déterminent les caractéristiques mécaniques de la pièce finie.

La problématique a été étudiée par (*Liu et Guo, 2000*)[62] en construisant, à l'aide du logiciel Abaqus/Explicit©, un modèle par éléments finis avec une approche thermo-viscoplastique. Les auteurs essaient d'observer l'effet d'une passe ou de deux passes successives de l'outil sur la répartition des contraintes résiduelles. Ils soulignent aussi l'effet prépondérant de la modélisation et de la valeur du coefficient de frottement à l'interface outil-copeau sur le profil des contraintes résiduelles. C'est pour cette raison qu'une nouvelle modélisation du frottement est proposée par (*Yang et Liu, 2002*)[63] dans un modèle par éléments finis similaire. Les auteurs proposent d'identifier le coefficient de frottement à partir d'un modèle de répartition des contraintes au lieu de la méthode classique utilisant les efforts de coupe. Les deux approches sont comparées et leur proposition semble améliorer la prédiction du profil des contraintes résiduelles.

Plus récemment (*Outeiro et al., 2007*)[17] ont proposé un modèle par éléments finis 3D du tournage réalisé avec le logiciel Deform3D. Grâce à une mesure des contraintes résiduelles par une technique de diffraction aux rayons X. Une comparaison est menée entre les contraintes résiduelles mesurées et celles simulées, les auteurs comparent aussi les efforts et les champs de température. Mais les écarts observés restent très importants. Les conclusions laissent à penser que le comportement du matériau, la modélisation imparfaite du rayon d'arête de l'outil et les conditions tribologiques inappropriées justifient ces mauvaises estimations. De la même façon et avec un modèle similaire (*Attanasio et al., 2007*)[18] ont étudié expérimentalement les contraintes résiduelles en utilisant le cercle de Mohr pour différentes conditions de lubrification en tournage sur des barres d'acier 1045. Grâce à un modèle par éléments finis et à l'aide d'une étude statistique, les auteurs montrent que le rayon en bout d'outil et l'avance sont les paramètres les plus influents sur les contraintes résiduelles. De plus, le lubrifiant haute performance semble avoir un effet bénéfique mais faible sur les contraintes.(voir figure 1.36)



Residual Stress [MPa]	FEM	Exp	Error
Maximum Principal	368	340	8.2%
Minimum Principal	-170	-164	3.6%

Table 7: Simulative and experimental results

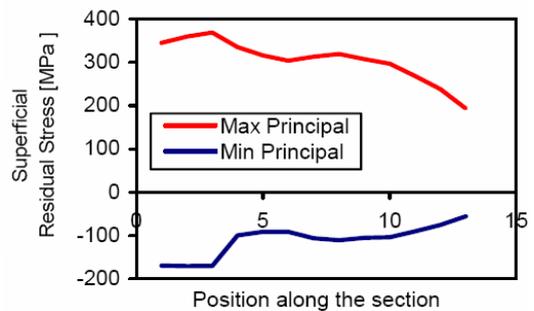


FIG. 1.36 – Résultats obtenus sur les contraintes résiduelles par (a)(Outeiro et al., 2007)[17] et (b)(Attanasio et al., 2007)[18].

1.8.6 Les outils, l'usure et la rupture

Les outils constituent un des aspects stratégiques des opérations d'usinage. Ils sont sollicités par le frottement et les déformations plastiques dues au contact avec le matériau. De plus la chaleur générée par la coupe augmente la température de l'outil, ce qui peut réduire sa résistance à l'usure et modifier sa géométrie. Toutes ces contraintes peuvent entraîner une augmentation des efforts de coupe et une diminution de la qualité de coupe, dégradant ainsi l'opération d'usinage. L'étude du comportement des outils est donc un enjeu important pour les professionnels de l'usinage. Des travaux ont été effectués sur la prédiction de la rupture des outils, sur leur tenue en fatigue, sur l'influence de leur microstructure. Beaucoup d'études ont été faites aussi sur des modèles d'usure ou sur la modélisation du contact entre l'outil et la matière.

(*McClain et al., 2002*)[64] ont proposé un modèle par éléments finis 2D permettant de déterminer et d'analyser la distribution des contraintes sur l'arête de coupe de l'outil, ceci dans l'optique de comprendre le phénomène d'usure, sa localisation et son mode de propagation. Dans le même temps (*Li et al., 2002*)[65] ont réalisé un modèle identique avec Abaqus©, mais cette fois pour observer les effets d'un outil possédant une usure en cratère sur la formation du copeau.

En 2008, (*Attanasio et al., 2008*)[66] ont publié dans les annales du CIRP des travaux intéressants sur l'usure des outils. A l'aide d'un modèle par éléments finis 3D d'une opération de tournage et des essais in situ instrumentés du procédé, les auteurs tentent de prédire l'usure de la plaquette au cours de l'usinage. Les résultats présentés montrent que la prédiction des usures par abrasion et par cratère est très bonne avec leur modèle avec toutefois une légère sous-estimation des valeurs d'usure.

1.8.7 Analyse dynamique et contrôle des machines-outils

En tournage, les vibrations induites par la dynamique du procédé constituent une sérieuse difficulté. En effet, elles détériorent la surface usinée, affectent la précision dimensionnelle et géométrique, et peuvent même réduire la durée de vie des outils coupants, voire des organes de la machine-outil. L'analyse dynamique est donc aussi un aspect important de l'étude numérique de ces procédés. Toutes les machines d'usinage sont composés d'une broche, d'un outil et d'une pièce auxquelles un mouvement est imposé. Elles sont donc le siège de sollicitations dynamiques multiples et parfois très complexes comme dans le cas du fraisage. Pour l'instant deux approches ont été développées, la première est un modèle d'effort de coupe, la seconde est un modèle dynamique de structure dont l'avantage est de prendre en compte l'ensemble des liaisons du procédé.

1.8.8 Etude des lois de comportement choisies

Dans toutes ces modélisations, différents choix de lois de comportement ont été réalisés en partant des plus simples les lois puissance en passant par les lois thermo-plastiques puis les lois thermo-viscoélastiques jusqu'aux modèles les plus classiquement utilisés les lois empiriques de type Johnson-Cook. En effet en usinage on utilise traditionnellement la loi de Johnson-Cook sans qu'elle soit forcément la mieux adaptée aux sollicitations mais elle à l'avantage d'avoir déjà été identifiée pour de nombreux de matériaux et utiliser dans la plupart des modèles analytiques. Mais pour l'instant peu de travaux présentent des lois spécifiquement développés pour le procédé considéré.

(*Umbrello et al., 2007*)[67] ont proposé une simulation de coupe orthogonale d'un acier 316L à l'aide de Deform-2D©. Dans leur modèle, le matériau est modélisé avec une loi classique de Johnson-Cook, et les auteurs essayent d'étudier différents jeux de paramètres de la loi disponibles dans la littérature pour ce matériau. Ils recalent ensuite leur modèle en agissant sur le frottement en observant les efforts, et en modifiant le critère de rupture en s'appuyant sur l'observation des copeaux. Ils comparent ensuite pour chaque jeu de paramètres la distribution des températures, les efforts de coupe et les contraintes résiduelles. Ils concluent sur la nécessité d'identifier le matériau dans des conditions mécaniques proches de celles du procédé, tout en considérant les limites de la loi de Johnson-Cook.

La même année (*Ugarte et Arrazola, 2007*)[68] ont réalisé un modèle 2D similaire avec le logiciel Abaqus/Explicit©. Ils ont alors essayé de tester différentes expressions mathématiques de loi de comportement. De la même façon que précédemment les auteurs observent les efforts de coupe, l'épaisseur du copeau et la longueur de contact outil-copeau. Bien sûr, ils concluent que la loi de Johnson-Cook prenant en compte tous les phénomènes classiques observés obtient les meilleurs résultats, cette loi semble donc être un minimum pour modéliser les matériaux en usinage.

1.8.9 Identification et optimisation

Une fois que les modèles numériques ont donné des résultats satisfaisants et ont été validés par des mesures expérimentales. Il semble intéressant de mettre en place des méthodes d'identification, dont la plupart se base sur des méthodes inverses, pour déterminer des paramètres procédés ou matériaux. Ainsi, une identification peut permettre d'affiner les outils numériques développés et les utiliser comme moyen de caractérisation. Il est aussi possible de mener finalement des démarches d'optimisation et développer un outil permettant de déterminer des choix de paramètres d'entrée du procédé. Dans la littérature aucun résultat très concluant n'est disponible mais des problématiques et des difficultés sont soulevées. (*Pujana et al., 2007*)[69]

1.8.10 Modélisation par éléments finis du fraisage

La modélisation du fraisage nous intéresse plus particulièrement dans ces travaux. Malheureusement à ce jour seulement quelques publications scientifiques abordent le sujet mais sans présenter de résultats complets proches de la réalité du procédé.

Les premiers travaux de modélisation par éléments finis en fraisage ont été proposés par (*Ozel et Altan, 2000*)[70] à l'aide du logiciel Deform-2D©. Les auteurs proposent en effet un modèle 2D de fraisage assimilable à un modèle de coupe orthogonale décrivant une trajectoire circulaire modélisant une coupe dans le plan (X,Y) de l'opération de fraisage. L'opération est censée reproduire un rainurage avec une fraise à plaquette possédant une seule dent et un diamètre de 15,88 mm à 200 m.min⁻¹ pour une avance de 0,1 mm dans un acier P-20. Ils ont ensuite classiquement tenté de comparer les résultats avec les efforts de coupe mesurés. Ils ont obtenu une bonne concordance sur les 3 axes de mesure grâce à une séparation du calcul d'écoulement du copeau dans le plan (X,Y) et dans la direction Z, de façon à prendre en compte l'influence de la formation tridimensionnelle du copeau en fraisage ce qui n'est valable que pour un outil ne possédant pas de fort angle de coupe ou de dépouille. Les températures et les distributions de contrainte ont alors été observées et les auteurs semblent obtenir de bons résultats. Ils proposent enfin d'essayer de mieux modéliser la loi de comportement et le frottement pour les hautes vitesses de déformation atteintes en usinage. De la même façon, (*Uhlmann et al., 2007*)[71] ont proposé un modèle 2D en essayant de trouver une alternative à la construction d'un modèle 3D plus difficile à mettre en œuvre. Les auteurs essaient de segmenter les zones de réalisation du copeau pour lancer plusieurs calculs en coupe oblique et reconstruire la courbe d'efforts en fraisage. Il semble encore difficile de trouver tous les efforts de coupe avec cette méthode.

Les travaux de (*Monno et al., 2007*)[72] proposent quant à eux un modèle par éléments finis 3D d'une opération de rainurage en fraisage dans du titane réalisé à l'aide du logiciel AdvantEdge©. Les efforts de coupe sont comparés par les auteurs, les niveaux ne sont pas trop mauvais, mais les courbes expérimentales et numériques présentent des comportements très éloignés de la littérature.

Les travaux les plus aboutis sont ceux présentés à la conférence du CIRP de 2007 par (*Denkena et al., 2007*)[19]. Les auteurs proposent une simulation 3D du fraisage haute performance utilisé sur un aluminium dans l'industrie aéronautique. Cette simulation a été réalisée avec la dernière version du logiciel Deform3D©. Le modèle se base en effet sur l'usinage d'un aluminium à 1250 m.min⁻¹ avec une avance à la dent de 0,3 mm pour une fraise à plaquette possédant une seule dent. Les auteurs s'intéressent essentiellement aux contraintes résiduelles et aux températures dans la pièce, mais malheureusement ils ne présentent pas de résultats sur les efforts de coupe. Les auteurs présentent un modèle permettant d'être prédictif sur les contraintes résiduelles à partir des paramètres du procédé et de la géométrie de l'outil. Ces travaux sur le fraisage ouvrent la voie aux nouvelles évolutions de la modélisation des opérations de fraisage.(voir figure 1.37)

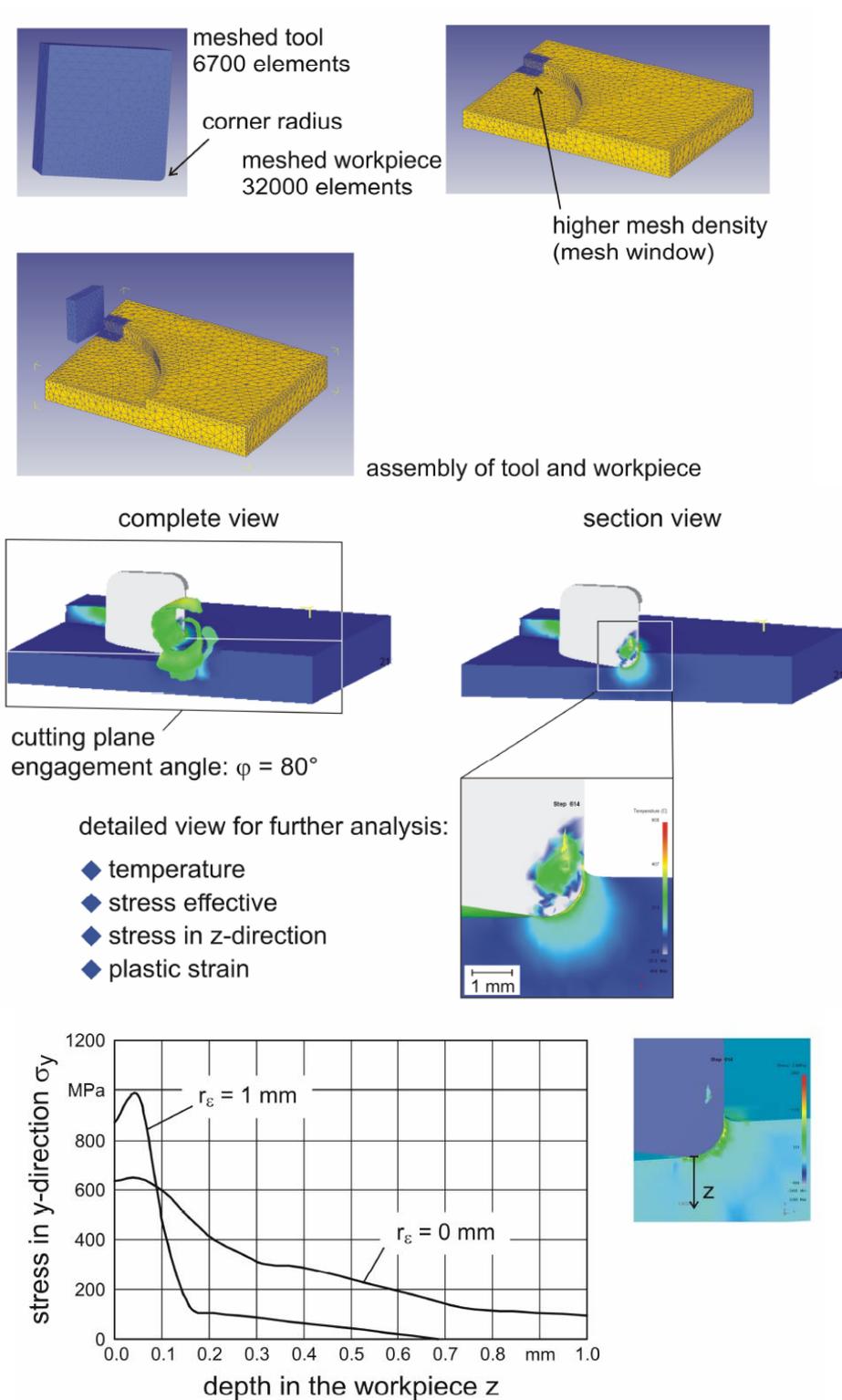


FIG. 1.37 – Simulation du fraisage dans le cas d'une fraise à plaquette dans un aluminium avec le logiciel Deform3D. (Denkena et al., 2007)[19]

1.9 Conclusions

Ce chapitre permet de présenter les procédés d'usinage usuels tels que le tournage et le fraisage. Il met en évidence les enjeux industriels de l'usinage et présente les différents moyens d'étude aujourd'hui disponibles pour les industriels. Finalement, un point est fait sur les différents développements et approches réalisés dans la modélisation aussi bien du point de vue des études analytiques que des études à l'aide de modélisation par éléments finis.

Les bases des procédés de coupe et leurs applications ont été décrites. Une présentation synthétique des principaux outils d'étude des procédés disponibles pour les industriels a été développée avec une mise en exergue des différents enjeux et des perspectives industrielles pour les dix prochaines années dans le domaine de l'usinage à travers une veille technologique détaillée. En particulier, les méthodes les plus attractives pour les professionnels sont actuellement les méthodes expérimentales classiques et les nouvelles offres logicielles. Les différents postulats classiquement posés sur les mécanismes physiques mis en jeu lors de la coupe en configuration élémentaire ont permis de mettre en évidence les importantes difficultés à venir pour la prise en compte de tous les phénomènes physiques et en même temps de montrer la nécessité de les considérer tous pour obtenir des modèles réalistes et valides sur de larges gammes opératoires. Ensuite, les démarches de modélisation ont été abordées, et il a été possible de montrer que les modèles analytiques sont les plus aboutis et s'étendent à des procédés très complexes comme le fraisage et le perçage. Enfin, une approche plus récente par les modèles éléments finis des procédés est illustrée au travers des différents travaux développés au cours des dix dernières années. Le développement d'un modèle par éléments finis pour les procédés d'usinage demeure très complexe. En effet, comme il a été exposé, ces procédés possèdent de nombreux mécanismes physiques fortement couplés et énormément de paramètres géométriques et matériaux. Il est donc très difficile d'intégrer toutes ces hypothèses dans un modèle, c'est pourquoi les cas les plus simples sont considérés avec des hypothèses fortes. De nombreuses simulations de configuration de coupe élémentaire ont en effet été réalisées, mais peu de résultats sont disponibles sur des procédés complexes comme le fraisage ou le perçage.

Il est important de garder à l'esprit que les procédés de coupe et notamment le fraisage sont des procédés très utilisés industriellement mais globalement méconnus du point de vue des phénomènes physiques mis en jeu lors de la coupe. Peu de travaux expérimentaux sont disponibles dans la littérature sur le fraisage, les observations se limitent généralement au tournage. En effet, c'est un cas plus simple à coupe continu et à formation de copeau observables. Mais le fraisage doit être abordé avec son mode de coupe discontinu, son engagement trochoïdal et tridimensionnel et la complexité de sa géométrie d'outil. On se propose donc dans la suite de réaliser des mesures expérimentales au cours des opérations de fraisage et d'analyser les différents résultats expérimentaux observables.

Les modèles analytiques sont en effet très performants, mais les simulations éléments finis ont l'avantage de permettre d'accéder à des données physiques sur les phénomènes mis

en jeu lors de la coupe. Les deux approches sont fortement complémentaires, néanmoins il semble intéressant dans ces travaux de s'intéresser au fraisage et de tenter de mettre au point une simulation par éléments finis du procédé.

Finalement, il a été mis en évidence que les outils prédictifs permettant la mise en œuvre ou l'optimisation des procédés sont devenus indispensables à l'heure actuelle. On se propose donc de développer une méthodologie basée sur la simulation et les mesures expérimentales permettant d'identifier par méthode inverse les paramètres du matériau fraisé. L'objectif étant d'améliorer la prédictivité des modèles, de discuter leurs domaines de validité et de proposer des voies d'optimisation des paramètres de coupe du procédé (géométrie, conditions de coupe,...) Tout ceci nécessite au préalable d'avoir étudié au minimum la rhéologie du matériau usiné. Celui qui a été choisi dans le cadre du projet PGV est l'acier inoxydable 304L.

Chapitre 2

Loi de comportement de l'acier inoxydable 304L pour l'usinage

Ce chapitre présente les travaux et analyses menés sur la rhéologie de l'acier inoxydable de type 304L afin de comprendre son comportement sur la plus grande plage possible de sollicitation en vitesse de déformation, en température et avec différents modes de sollicitation (traction, torsion, cisaillement...). Il s'agit en effet de développer une loi de comportement du 304L adaptée au mieux aux sollicitations mécaniques et thermiques présentes dans les procédés grandes vitesses comme l'usinage conventionnel ou à grande vitesse.

En effet, à l'heure actuelle beaucoup de travaux de la littérature se limitent traditionnellement à modéliser la loi d'écoulement du matériaux par une loi empirique de Johnson et Cook (*Johnson et Cook, 1983*) [73]. Mais cette loi montre rapidement ses faiblesses dans des zones de hautes vitesses de déformation ou de hautes températures. L'identification expérimentale des phénomènes et des modes de sollicitations mis en jeu dans les procédés d'usinage reste bien sûr encore difficile. Il semble donc intéressant d'avoir la possibilité d'implémenter dans les modèles numériques des lois de comportement ayant une description plus fine du matériau, prenant si possible en compte les phénomènes physiques les plus importants issus des essais rhéologiques réalisés dans des conditions de sollicitations proches de celles du procédé.

Au préalable, des généralités sur les aciers inoxydables sont détaillées pour situer ce matériau dans le contexte scientifique et industriel. Ensuite les essais rhéologiques réalisés dans le cadre du projet PGV sont illustrés par le biais de leur méthodologie, des hypothèses physiques initiales, des modes de dépouillement et des résultats obtenus. Pour finir, le principe de la loi de comportement est posé et tous les modèles issus du projet sont présentés. Une attention plus particulière est portée au modèle développé au laboratoire pour être implémenté dans le code de calcul éléments finis LS-Dyna.

2.1 Les aciers inoxydables

Les aciers inoxydables sont des alliages métalliques ayant pour base l'alliage Fer-Carbone, ils doivent contenir au moins 10,5 % de chrome et des éléments alliés comme par exemple le Nickel, le Molybdène, ou le Silicium. Différents pourcentages de ces éléments, permettent d'obtenir des nuances différentes d'aciers inoxydables. La résistance à la corrosion est la principale propriété de ces matériaux métalliques. En effet ils possèdent une durée de vie exceptionnelle dans les milieux les plus défavorables. Ils possèdent également des caractéristiques mécaniques intéressantes du point de vue de la résistance mécanique, de la ductilité et de la tenacité. Les aciers inoxydables sont donc considérés comme un matériau de choix dans les domaines de l'agroalimentaire, du biomédical, de l'électroménager et du nucléaire.

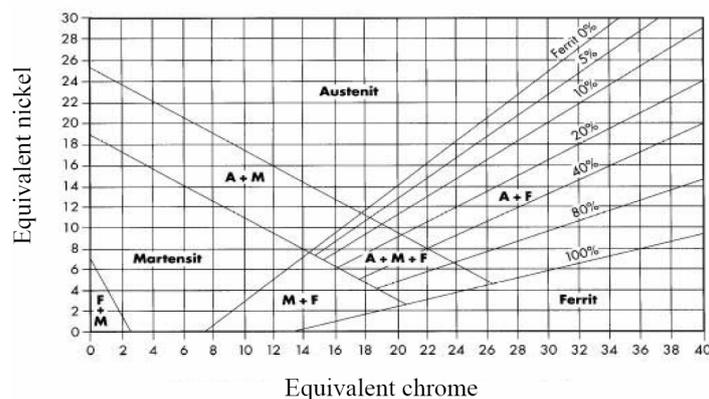


FIG. 2.1 – Diagramme de Schaeffler de constitution des aciers inoxydables. (*Techniques de l'ingénieur, 2000*)[20]

2.1.1 Éléments d'alliage et transformations de phase dans les aciers inoxydables

Les éléments d'alliage sont généralement regroupés en deux familles et leurs différentes proportions modifient le diagramme d'équilibre Fer-Carbone de l'alliage.

La première des familles est celle des éléments alphagènes qui favorisent, à température ambiante, la présence d'une structure cristallographique cubique centrée. Elle est constituée des éléments comme le Chrome, le Molybdène, le Titane, le Silicium, le Niobium, le Vanadium, le Tungstène, l'Aluminium et le Tantale.

La seconde est celle des éléments gammagènes qui eux favorisent à température ambiante la présence d'une structure cubique à faces centrées. Le Nickel, le Carbone, l'Azote, le

Cobalt et le Manganèse font partie de cette famille.

Pour les aciers inoxydables, le pouvoir alphasène ou gammagène est évalué en se basant sur la teneur de Chrome et de Nickel. Il est possible alors de déterminer un équivalent qui permet de déterminer à température ambiante la structure d'un acier inoxydable. Le diagramme de Schaeffler en figure 2.1 détermine les différents domaines de l'austénite, de la ferrite ou de la martensite.

2.1.2 Classification des aciers inoxydables

Les aciers inoxydables suivant leur teneur en chrome et leurs traitements métallurgiques présentent des propriétés différentes, il semble donc opportun de décrire brièvement les différentes nuances existantes et les structures cristallographiques associées.

2.1.2.1 Aciers inoxydables martensitiques

Dans tous les aciers non alliés ou faiblement alliés, la présence de carbone a une importance fondamentale. Pour les aciers inoxydables martensitiques la teneur en carbone est limitée à 1,2 %, la teneur en chrome est quant à elle comprise entre 11,5 et 18 %. Il est possible de trouver jusqu'à 6 % de nickel et 1,5 % de molybdène. Ils sont généralement obtenus par trempe depuis un état austénitique à chaud, la ductilité est généralement très faible après la trempe mais elle peut augmenter sensiblement à l'état adouci.

2.1.2.2 Aciers inoxydables ferritiques et super-ferritiques

Ces types d'aciers, à structure cubique centrée, sont caractérisés par une remontée de la température de transition α - γ du diagramme de phases. Leur teneur en chrome est comprise entre 12-20 % pour les ferritiques et au delà de 20 % pour les super-ferritiques. Ils ont la propriété de garder une structure ferritique dans les températures classiques d'utilisation. Généralement, après laminage, ils subissent un recuit de normalisation qui leur confère alors une ductilité maximale.

2.1.2.3 Aciers inoxydables austéno-ferritiques

Ces alliages ont une composition en chrome, nickel, molybdène et silicium équilibrée pour obtenir après traitement thermique une structure mixte composée de 50 à 70 % de ferrite et de 30 à 50 % d'austénite. Ils possèdent de très bonnes propriétés mécaniques et la meilleure résistance à la corrosion de tous les aciers inoxydables.

2.1.2.4 Aciers inoxydables austénitiques

Généralement, ces aciers à structure cubique faces centrées contiennent entre 0,02 et 0,1 % de carbone, 17 à 20 % de chrome, 7 à 25 % de nickel et 2 à 5 % de molybdène. Plus la teneur en molybdène est élevée, plus leur résistance à la corrosion s'améliore. Ces aciers sont hypereutectés à partir de 1050°C ou 1100°C pour éviter la précipitation des carbures de chrome aux joints de grain.

2.1.3 Aciers inoxydables austénitiques

Leur structure cristallographique donne à ces aciers une grande ductilité et une tenacité exceptionnelle depuis les très basses températures jusqu'à plusieurs centaines de degrés celsius. Leur module d'élasticité est de l'ordre de 280 GPa et leur masse volumique est généralement de 7800 Kg.m^{-3} . Ces aciers possèdent outre ces caractéristiques essentielles, une très bonne aptitude vis à vis des procédés métallurgiques et une excellente soudabilité. La nuance de base de ces aciers est la X5CrNi18-10 / 1.4301 (AISI 304), mais un grand nombre de nuances ont été développées dans cette famille en combinant ou en isolant certains éléments d'alliage. La figure 2.2 relate les principales nuances.

2.1.4 L'acier inoxydable 304L

L'acier inoxydable de type 304L est un matériau très utilisé dans l'industrie, il présente en effet une très bonne capacité de mise en forme, une excellente résistance à la corrosion et une grande ductilité. Durant ces dernières années, son utilisation s'est beaucoup développée dans des domaines majeurs comme l'industrie chimique, le biomédical, l'automobile et le nucléaire, la nuance 304 représente aujourd'hui 80 % du marché mondial. L'acier 304L possède quant à lui une structure cubique faces centrées purement austénitique, mais l'application d'une contrainte mécanique peut faire apparaître des carbures et de la martensite α' . Il a une très bonne aptitude à la mise en forme, grâce à une très bonne capacité d'érouissage à basse température. En effet, contrairement aux autres matériaux à déformation limitée induite par des phases à plans de glissement incompatibles, il possède une phase solide unique qui facilite le glissement des plans atomiques les uns par rapport aux autres. Ce matériau a été choisi dans le projet PGV et a été fourni par Thyssen France. La composition chimique du lot étudié est donné en table 2.1.

C%	Si%	Mn%	P%	S%	Cr%	Mo%	Ni%	Ti%	Cu%	Co%	N%
0,028	0,26	1,50	0,033	0,030	18,25	-	8,25	-	0,53	0,140	0,0895

TAB. 2.1 – Composition chimique de l'acier du projet PGV

Pour l'étude de la rhéologie de l'alliage 304L, il est intéressant de connaître au préalable

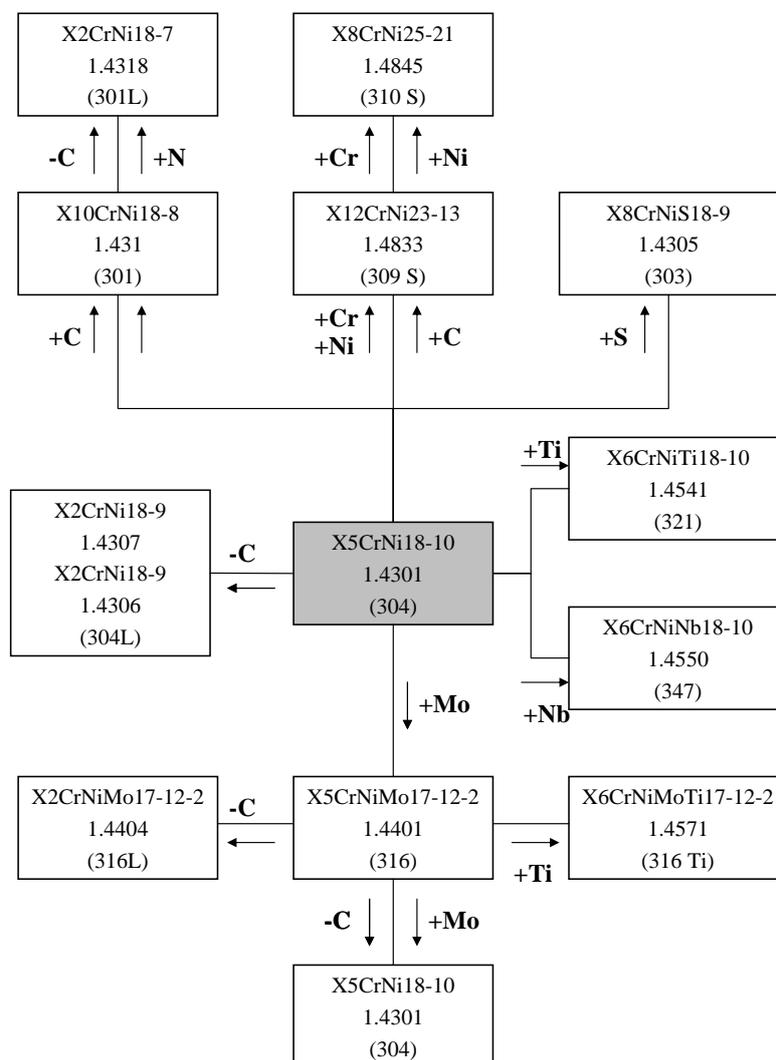


FIG. 2.2 – Les différentes nuances d’aciers inoxydables issues de la nuance 304.

quelques unes de ses caractéristiques physiques. Pour commencer, la température de fusion du 304L est de 1400°C (Mills, 2002)[74], le paramètre de maille a est de $3,588 \cdot 10^{-10} \text{ m}$ (Spitznagel and Stickler, 1974)[75].

De plus, pour des températures allant de l’ambiante à la température de fusion, les valeurs de la densité, de la capacité calorifique massique, de la conductivité thermique, du module d’Young et de cisaillement, ainsi que du coefficient de Poisson de l’acier 304L sont regroupées dans les tables 2.2 et 2.3.

Température (°C)	Densité ($kg \cdot m^{-3}$)	Capacité calorifique ($J.kg^{-1}.K^{-1}$)	Conductivité Thermique ($W.m^{-1}.K^{-1}$)
Incertitude	±3%	±3%	±10%
25	8020	480	14,8
100	8000	500	15,8
200	7950	530	17,7
300	7903	540	18,8
400	7855	560	20,7
500	7805	570	21,4
600	7751	595	23,5
700	7698	600	24,5
800	7645	620	25,8
900	7590	630	27,5
1000	7532	642	28,8
1100	7481	656	29,9
1200	7431	675	31,6
1300	7381	695	32,8
1360	7351	720	33,5
1454	7302	730	-

TAB. 2.2 – Caractéristiques physiques de l'acier 304L

Température (Celsius)	Module d'Young statique/dynamique (GPa)	Module de cisaillement (GPa)	Coefficient de Poisson
24	196/200	79/77	0,24/0,30
149	189/188	73/72	0,28/0,31
260	183/180	70/68	0,30/0,31
371	175/171	66/64	0,31/0,32
482	159/163	55/61	0,28/0,32
593	153/155	59/58	0,30/0,32
704	141/146	55/55	0,28/0,33
816	124/138	50/52	0,25/0,34

TAB. 2.3 – Caractéristiques physiques de l'acier 304L

2.2 Rhéologie du 304L

2.2.1 Campagne expérimentale associée au projet PGV

Dans le cadre du projet PGV, plusieurs essais de caractérisation ont été réalisés dans le but d'élaborer et de proposer un modèle de comportement de l'acier inoxydable 304L adapté aux sollicitations mises en jeu dans les procédés grande vitesse. Dans ce chapitre tous les essais sont détaillés en partant de leurs hypothèses jusqu'à leurs résultats. Les essais retenus dans le projet sont les suivants :

- Essais de traction simple à basses vitesses de déformation $\dot{\varepsilon} \leq 1s^{-1}$ et dans une gamme de température $T = [20^{\circ}C, 180^{\circ}C]$.
- Essais de torsion dans une gamme de température $T = [25^{\circ}C, 700^{\circ}C]$ pour une vitesse de déformation $\dot{\varepsilon} = 1s^{-1}$.
- Essais de torsion pour une gamme de vitesse de déformation $\dot{\varepsilon} = [10^{-2}s^{-1}, 60s^{-1}]$ à l'ambiante.
- Essais de double cisaillement pour une gamme de vitesse de déformation $\dot{\varepsilon} = [10^{-3}s^{-1}, 100s^{-1}]$ et pour une gamme de température $T = [25^{\circ}C, 600^{\circ}C]$.
- Essais de double cisaillement pour une gamme de vitesse de déformation $\dot{\varepsilon} = [4400s^{-1}, 14880s^{-1}]$ à l'ambiante.
- Essais sur barre de Hopkinson pour une gamme de vitesse de déformation $\dot{\varepsilon} = [10^{-3}s^{-1}, 900s^{-1}]$ à l'ambiante avec une mesure de l'élévation de la température dans l'éprouvette.

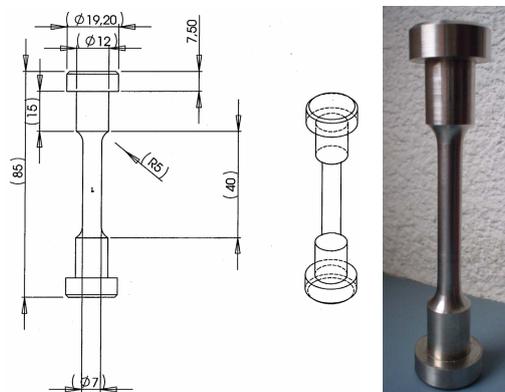


FIG. 2.3 – Géométrie et photographie des éprouvettes de traction utilisées.

2.2.2 Essais de traction menés au laboratoire

L'essai de traction est essentiel pour la détermination des lois de comportement, car il est le seul à fournir un état de contrainte uniaxial n'exigeant pas une interprétation par le calcul en méthode inverse. Il permet premièrement de déterminer les caractéristiques normalisées des matériaux (limite d'élasticité, charge et allongement à la rupture), mais aussi de déduire la relation rationnelle entre contrainte et déformation. De plus, il a aussi l'avantage d'être assez simple à mettre en place, en veillant toutefois à bien respecter les règles concernant le protocole expérimental. Tous ces essais ont été menés au Département de Mécanique Appliquée de FEMTO-ST à Besançon.

Les éprouvettes ont été réalisées sur un tour à commande numérique dans des barres de 304L extrudées et hypereffortées, elles sont cylindriques de section constante sur une longueur suffisante pour que la contrainte dans l'éprouvette soit homogène. Aux deux extrémités sont prévues des têtes d'amarrage avec des rayons de raccordement assez grands pour éviter des concentrations de contraintes excessives. (voir figure 2.3)

La machine de traction est munie d'une enceinte de chauffe. Conformément au protocole la partie inférieure de l'éprouvette est amarée à la traverse fixe de la machine, alors que sa tête supérieure est accrochée à la traverse mobile de la machine. La machine est munie d'une enceinte permettant de faire monter la température jusqu'à 180°C. Ensuite, un extensomètre est mis en place sur l'éprouvette afin de mesurer l'allongement ΔL de l'éprouvette. La cellule de charge de la machine permet de connaître l'effort de traction F_{mes} subit par l'éprouvette. L'enregistrement effectué au cours de l'essai donne la force F_{mes} et l'allongement ΔL de l'éprouvette en fonction du temps, ces données sont alors identifiées aux valeurs conventionnelles de la contrainte et de la déformation grâce aux formules suivantes :

$$\varepsilon_{mes} = \frac{\Delta L}{L_0} \quad (2.1)$$

Où ε_{mes} est l'allongement longitudinal mesuré et L_0 la longueur initiale de l'éprouvette. La déformation rationnelle ε s'exprime alors sous la forme :

$$\varepsilon = \ln(1 + \varepsilon_{mes}) \quad (2.2)$$

La contrainte rationnelle est alors déduite par la formule suivante :

$$\sigma = \frac{F_{mes}}{S} = \frac{F_{mes}}{S_0} \times e^{\varepsilon} \approx \frac{F_{mes}}{S_0} \times (1 + \varepsilon_{mes}) \quad (2.3)$$

Où S est la section courante de l'éprouvette et S_0 la section initiale de l'éprouvette. Les différentes courbes d'évolution de la contrainte en fonction de la déformation sont alors tracées et illustrées en figure 2.4.

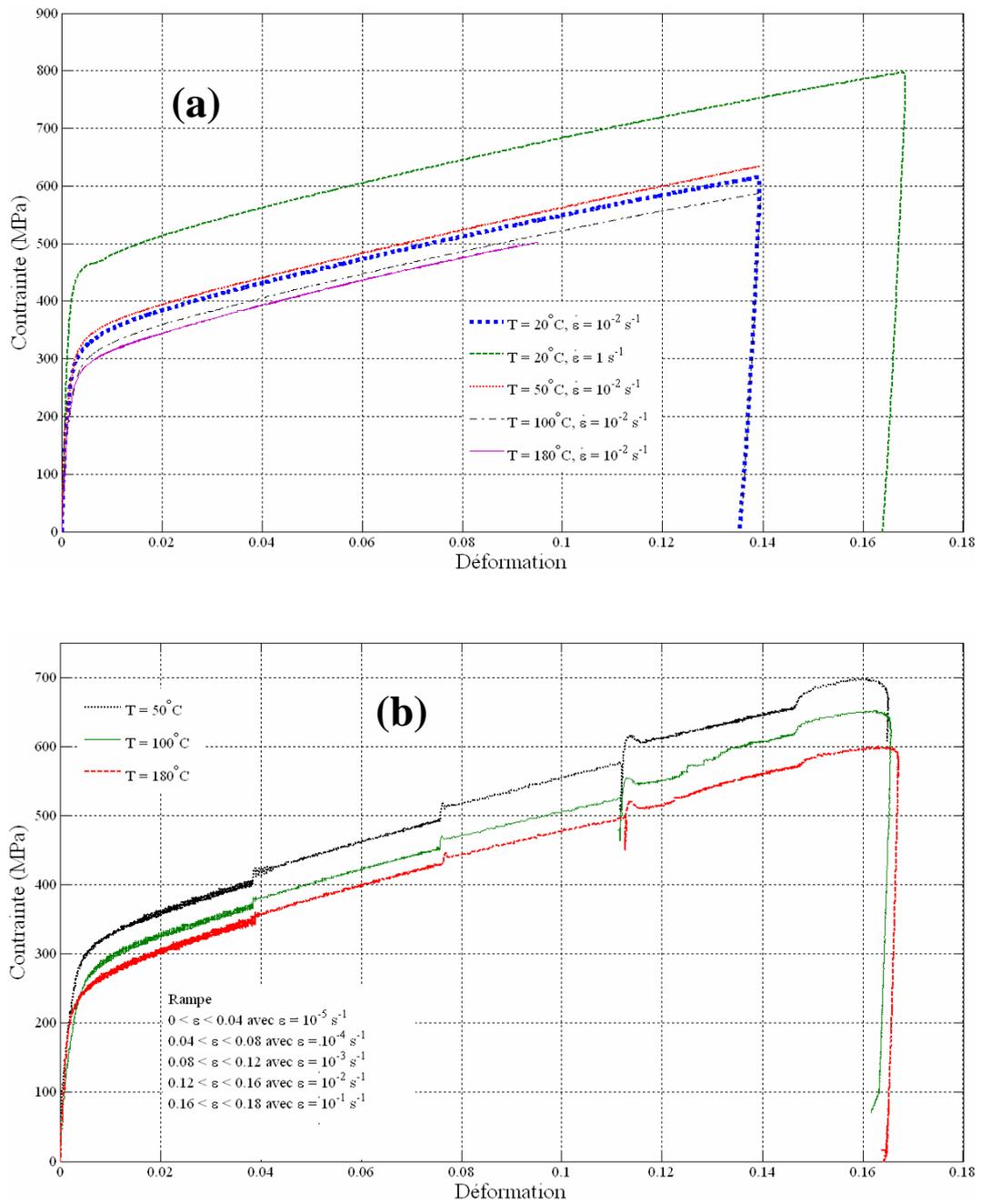


FIG. 2.4 – Courbes de traction en déformation vraie en condition quasi-statique obtenues au laboratoire.

2.2.3 Essais de torsion

L'essai de torsion est approprié pour l'étude du cisaillement adiabatique et possède l'avantage de permettre des déformations à la rupture plus importantes que les autres essais mécaniques. Il est donc intéressant dans le cadre des procédés de mise en forme des métaux pour sa capacité à donner des informations sur le matériau pour de grandes déformations. Tous ces essais ont été menés dans le cadre de la thèse de O.Lurdos (*Lurdos, 2007*)[2] sur la machine de torsion illustrée en figure 2.5 disponible à l'Ecole des Mines de Saint-Etienne.

Les éprouvettes de torsion sont cylindriques de section constante sur une longueur utile variable, elles sont également réalisées en tournage dans les mêmes barres de 304L. Aux deux extrémités des têtes d'amarrage permettent de transmettre la rotation et elles sont reliées à la zone utile par deux rayons de raccordement successifs.(voir figure 2.6) L'éprouvette est ensuite soumise à une rotation à vitesse constante autour de son axe appliquée sur l'une de ses extrémités. Le couple engendré et le nombre de tours effectués sont mesurés par des capteurs à l'autre extrémité.

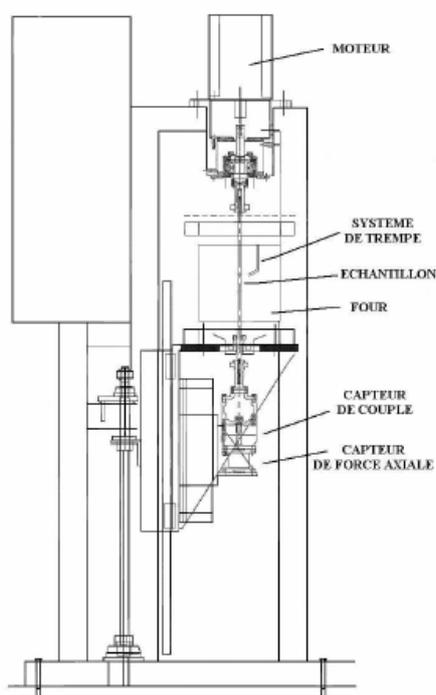


FIG. 2.5 – Schéma de principe de la machine d'essais de torsion.

Les hypothèses classiquement utilisées dans l'analyse mécanique de l'essai de torsion sont :

- Chaque section circulaire reste circulaire.
- Chaque section plane reste plane.
- Chaque section se déforme de manière rigide, et la vitesse angulaire dans une section est constante le long du diamètre.

La déformation et la contrainte équivalente de von Mises à la surface de l'éprouvette sont alors données par (*Fields et Backofen, 1957*)[76] :

$$\varepsilon_s = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{R\Omega}{L} \quad (2.4)$$

$$\dot{\varepsilon}_s = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{R\dot{\Omega}}{L} \quad (2.5)$$

$$\sigma_s = \frac{\sqrt{3}\Gamma}{2\pi R^3} \left(3 + \frac{\partial \ln \Gamma}{\partial \ln \Omega} + \frac{\partial \ln \Gamma}{\partial \ln \dot{\Omega}} \right) \quad (2.6)$$

Dans ses travaux, O. Lurdos [2] montre que les dimensions et la longueur utile de l'éprouvette classique ne permettent pas d'atteindre des vitesses de déformation de plus de 10 s^{-1} , il propose donc de modifier les conditions expérimentales de l'essai pour atteindre des vitesses plus importantes (voir géométries figure 2.6). En effet, la nouvelle géométrie permet en théorie une vitesse infinie pour une longueur utile nulle. Mais plus cette longueur est faible, moins la contrainte est homogène et plus les effets de bords sont importants. Les formules de Fields et Backofen ne sont alors plus valables. Le dépouillement des essais va donc nécessiter de procéder à une analyse mécanique appropriée de l'essai. Et à l'aide d'un algorithme de dichotomie appliqué à un modèle analytique basé sur une description thermomécanique en loi puissance de la déformation, de la vitesse de déformation et de la température. Les courbes d'évolution de la contrainte en fonction de la déformation aux températures recalculées sont obtenues et illustrées en figure 2.7 et figure 2.8.

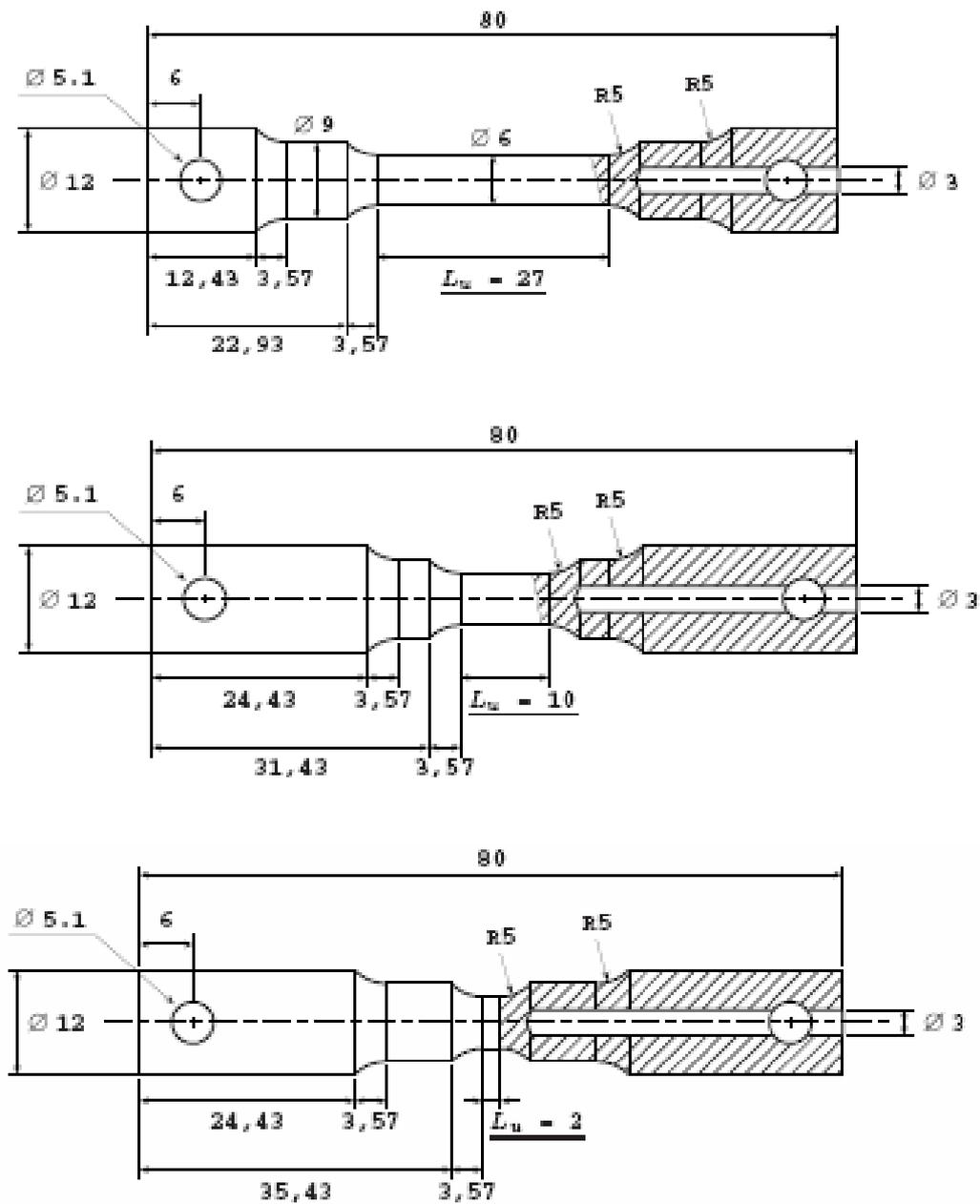


FIG. 2.6 – Schéma des éprouvettes de torsion.

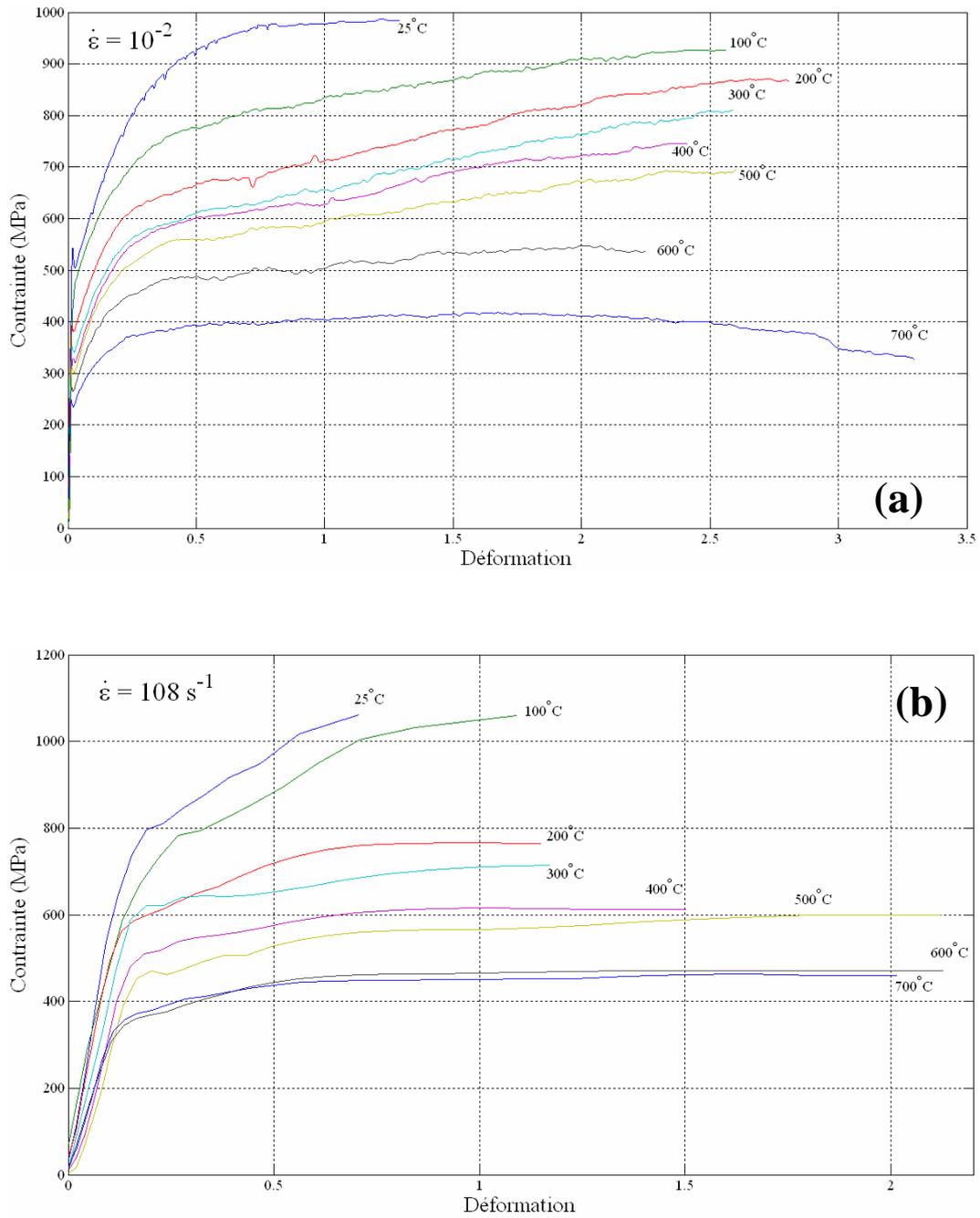


FIG. 2.7 – Courbes de torsion pour deux vitesses de déformation. (Lurdos, 2007)[2]

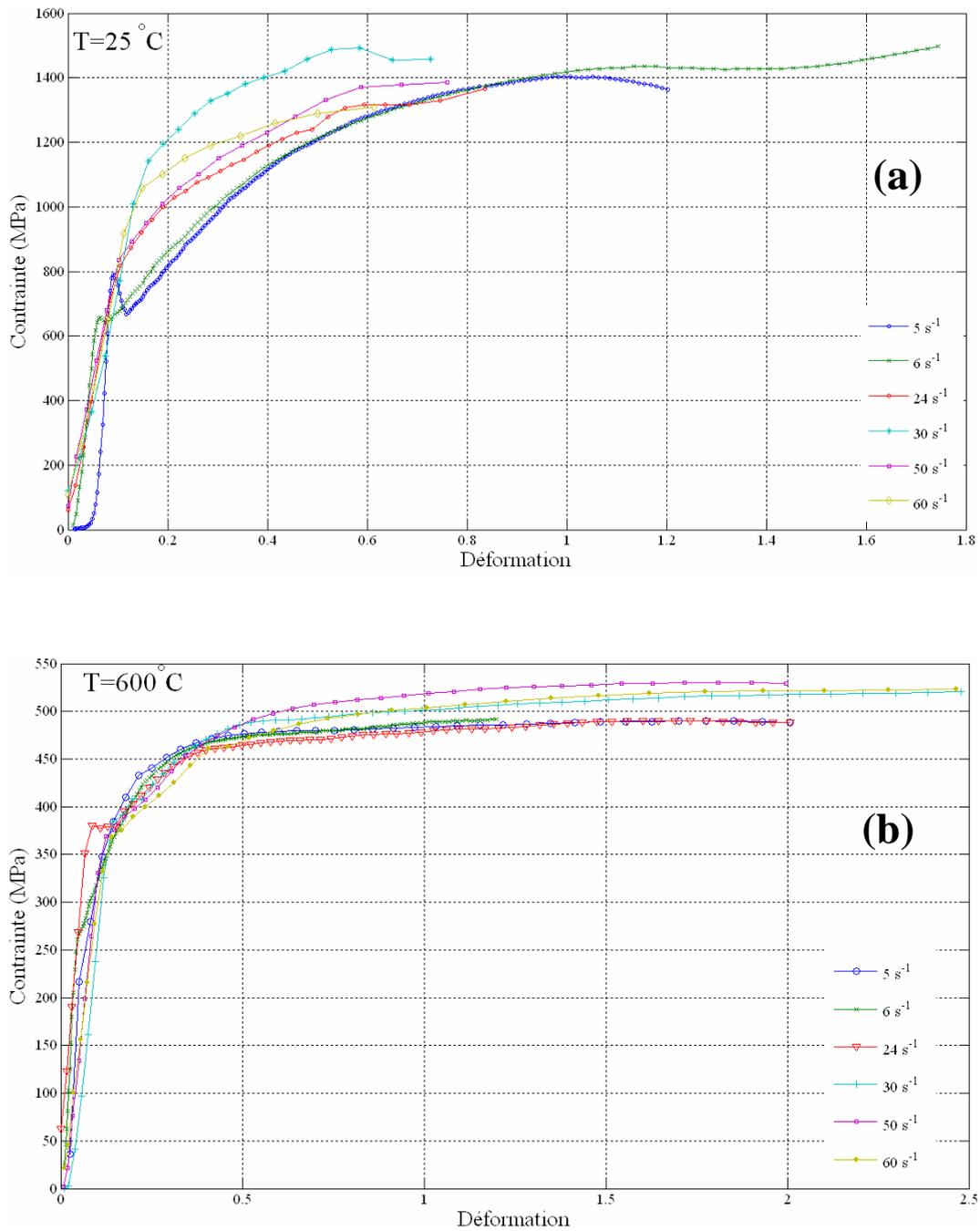


FIG. 2.8 – Courbes de torsion pour les deux températures limites. (Lurdos, 2007)[2]

2.2.4 Essais de double cisaillement

L'essai de double cisaillement a été développé par Campbell et Ferguson en 1970 (*Campbell, 1970*)[77]. Comme l'essai de torsion, il permet d'atteindre des vitesses de déformation élevées dans un autre mode de sollicitation mécanique : le cisaillement. Les essais peuvent être réalisés en conditions quasi-statiques sur une machine de traction ou en conditions dynamiques sur un dispositif à barres de type Hopkinson. Les essais ont été réalisés dans le cadre de la thèse de X. Soldani (*Soldani, 2008*)[1] sur les machines disponibles au LPMM de Metz.

Les essais en condition quasi-statique

Ces essais permettent d'atteindre une gamme de vitesses de déformation s'étendant de $10^{-4}s^{-1}$ à 10^2s^{-1} , ils ont été effectués sur une machine Zwick-REL munie d'un asservissement hydraulique. Le schéma de principe est présenté sur la figure. La géométrie des éprouvettes est réalisée en fraisage, elle est composée de trois parties, deux têtes d'amarage reliées par des sections de matière plus faible à la partie centrale. Dans ces conditions lors de l'impact la partie centrale se translate et le cisaillement peut être observé sur la déformation des sections. (voir figure 2.9)

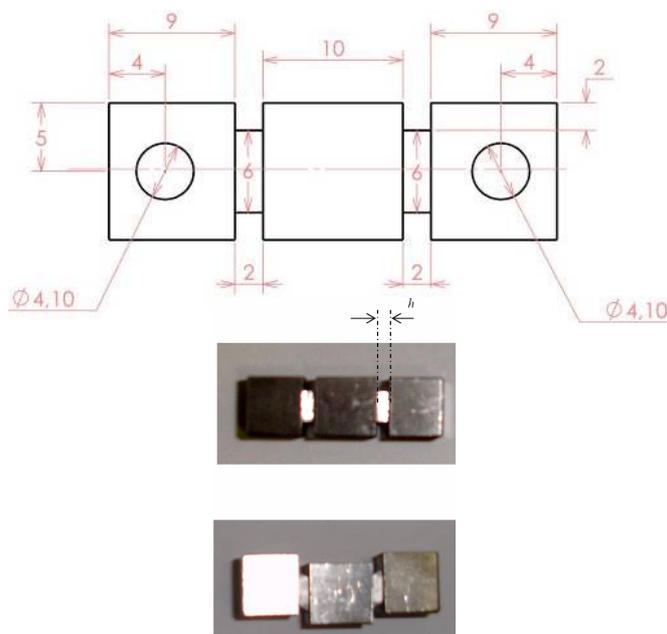


FIG. 2.9 – Géométrie de l'éprouvette de double cisaillement et photographies avant et après déformation.

La mesure de la force axiale au cours de l'essai est réalisée par le biais de jauges de déformation collées sur la traverse fixe et par la cellule de force de la machine. Les déplace-

ments $\delta_1(t)$ et $\delta_2(t)$ sont mesurés par les deux capteurs LVDT (Linear Variable Differential Transformer) puis moyennés pour obtenir le déplacement moyen de la partie centrale. La déformation nominale en cisaillement est obtenue en divisant ce déplacement par la hauteur de la zone cisailée h de l'éprouvette :

$$\gamma(t) = \frac{U_{spec}(t)}{h} \quad (2.7)$$

La vitesse de déformation $\dot{\gamma}$ est obtenue par dérivation de la déformation au cours du temps :

$$\dot{\gamma}(t) = \frac{1}{h} \frac{d}{dt} U_{spec}(t) \quad (2.8)$$

La contrainte est alors déterminée en faisant le rapport de la force mesurée $F(t)$ par la totalité des surfaces cisailées. La contrainte moyenne est notée :

$$\tau(t) = \frac{F(t)}{2A} \quad (2.9)$$

Il est alors possible de déterminer l'évolution de la contrainte en fonction de la vitesse de déformation et de la température. Mais pour les procédés à grande vitesse à proprement dit, les vitesses de déformation peuvent atteindre des valeurs de l'ordre de 10^4 à $10^8 s^{-1}$. D'où la nécessité de procéder à des essais dynamiques pour compléter notre zone de comportement en vitesse de déformation.

Essais dynamiques

Pour ces essais, un dispositif de tubes de type Hopkinson est utilisé, il a en effet la capacité de pouvoir lancer les projectiles avec des vitesses d'impact maximales de $200 m.s^{-1}$. Avec la technique de double cisaillement dynamique le procédé d'impact direct est utilisé pour obtenir des vitesses de déformation plus élevées. Des travaux ont déjà été réalisés aussi bien en compression *Dharan-Hauser, 1970*[78] qu'en double cisaillement (*Klepaczko, 1994*)[79].

Avec ce procédé, la vitesse de sollicitation est déterminée de façon exacte. En effet, la mesure de la vitesse du projectile est réalisée à l'aide de photodiodes et de deux compteurs de temps. Le passage devant les faisceaux lumineux déclenche les compteurs de temps, la distance entre les deux capteurs étant connue, la vitesse est déterminée. Le déplacement de l'échantillon est mesuré par un capteur optique déclenché grâce à une cible posée sur l'éprouvette. La mesure de l'onde, primordiale dans les essais dynamiques, se fait par le biais de jauges de résistance collées sur la surface du tube sortant. Les jauges sont placées de façon à obtenir une onde stabilisée et peu dispersée.

Ensuite, selon la théorie développée par (Klepaczko, 1994)[79], on écrit que le déplacement réel de l'échantillon correspond à la différence entre le déplacement mesuré optiquement et celui du tube de Hopkinson induit par l'impact :

$$U_{ech}(t) = U_{ext}(t) - U_{tub}(t) \quad (2.10)$$

Le déplacement élastique du tube est une fonction de l'onde transmise :

$$U_{tub}(t) = C_0 \int_0^t \varepsilon_T(\xi) d\xi \quad (2.11)$$

Où C_0 est la célérité de l'onde élastique et $\varepsilon_T(t)$ est le signal de l'onde transmise mesurée par la jauge de résistance. La déformation en cisaillement s'exprime sous la forme :

$$\gamma(t) = \frac{1}{h} \left(U_{ext}(t) - C_0 \int_0^t \varepsilon_T(\xi) d\xi \right) \quad (2.12)$$

L'expression est dérivée pour obtenir la vitesse de déformation :

$$\dot{\gamma}(t) = \frac{1}{h} \left(\frac{d}{dt} U_{ext}(t) - C_0 \varepsilon_T(t) \right) \quad (2.13)$$

Comme précédemment, la contrainte de cisaillement est exprimée par :

$$\tau(t) = \frac{F}{2A} \quad (2.14)$$

Les effets de la force et du déplacement étant intégralement transmis à la barre, la force appliquée à l'éprouvette est identique à celle transmise au tube, elle est définie par :

$$F = A_{tube} \cdot E_{tube} \cdot \varepsilon_T = \frac{\pi}{4} (D^2 - d^2) \quad (2.15)$$

Où D et d représentent respectivement le diamètre extérieur et le diamètre intérieur. Finalement, la contrainte de cisaillement vaut :

$$\tau(t) = \frac{A_{tube} \cdot E_{tube}}{2A} \cdot \varepsilon_T = \frac{\pi(D^2 - d^2)}{8A} \cdot E_{tube} \cdot \varepsilon_T(t) \quad (2.16)$$

Pour dépouiller les essais, certaines corrections doivent être apportées sur les signaux bruts pour obtenir les courbes rhéologiques. Une première correction concerne la rigidité du système, il convient en effet de retrancher le jeu de la machine au déplacement total. La seconde correction concerne les niveaux de contraintes et de déformations. Campbell et Ferguson ont montré que les éprouvettes subissent une flexion importante en double cisaillement, il faut donc assurer un encastrement parfait des éprouvettes sur le support, ce qui ne peut jamais être réalisé expérimentalement. Les coefficients de correction sont obtenus par méthode inverse à l'aide de la simulation numérique du procédé. Les courbes d'évolution de la contrainte en fonction de la déformation aux différentes températures et aux différentes vitesses atteintes sont présentées en figure 2.10 et figure 2.11. A ces courbes s'ajoute une courbe d'évolution 2.11**(b)** de la contrainte en fonction de la température mettant en évidence le phénomène de vieillissement dynamique du matériau, déjà observé dans la littérature pour l'acier inoxydable 304L. (Venugopal et al., 1995)(Venugopal et al.,1997)[80][81]

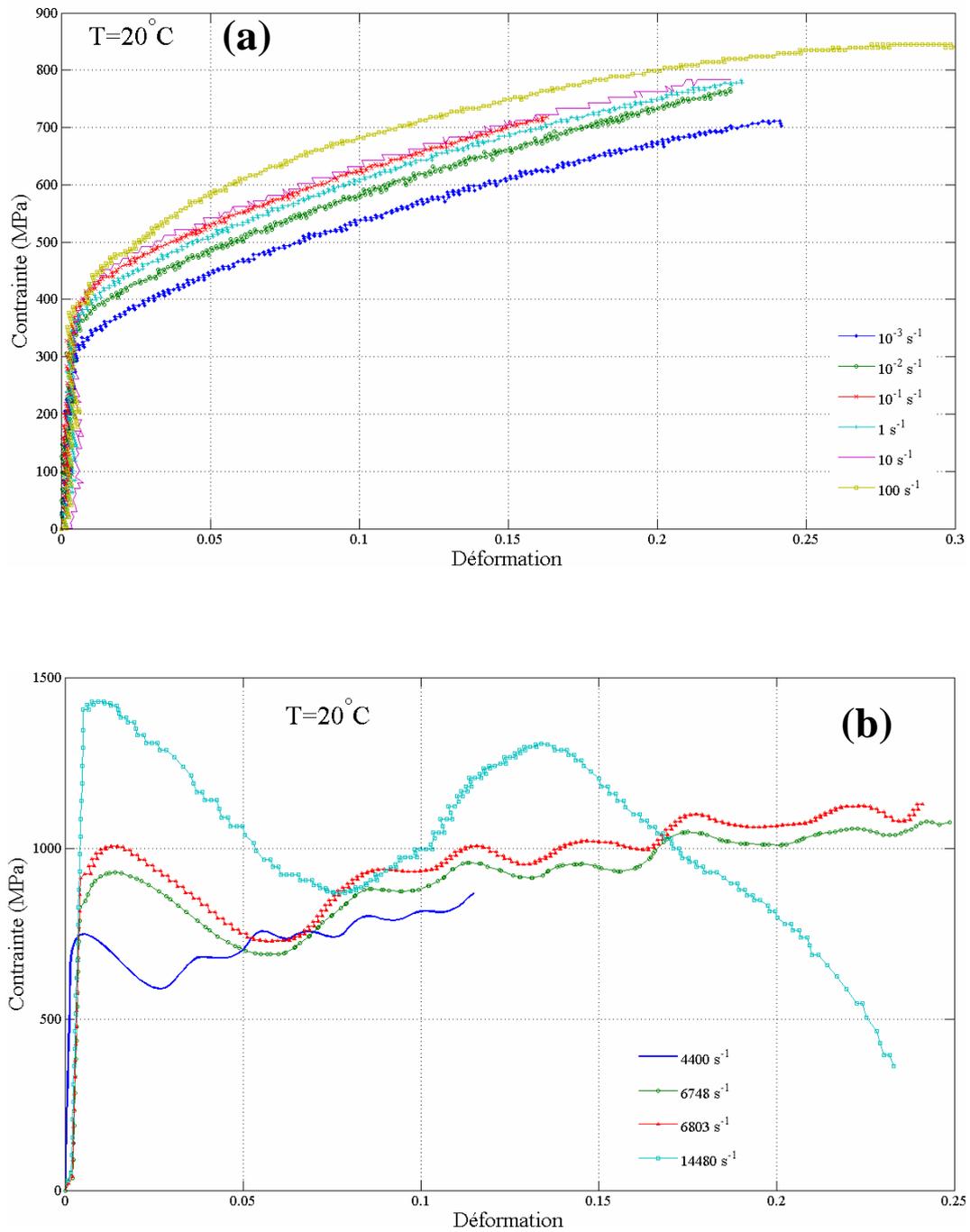


FIG. 2.10 – Courbes d'érouissage obtenues à température ambiante pour différentes vitesses de déformation.

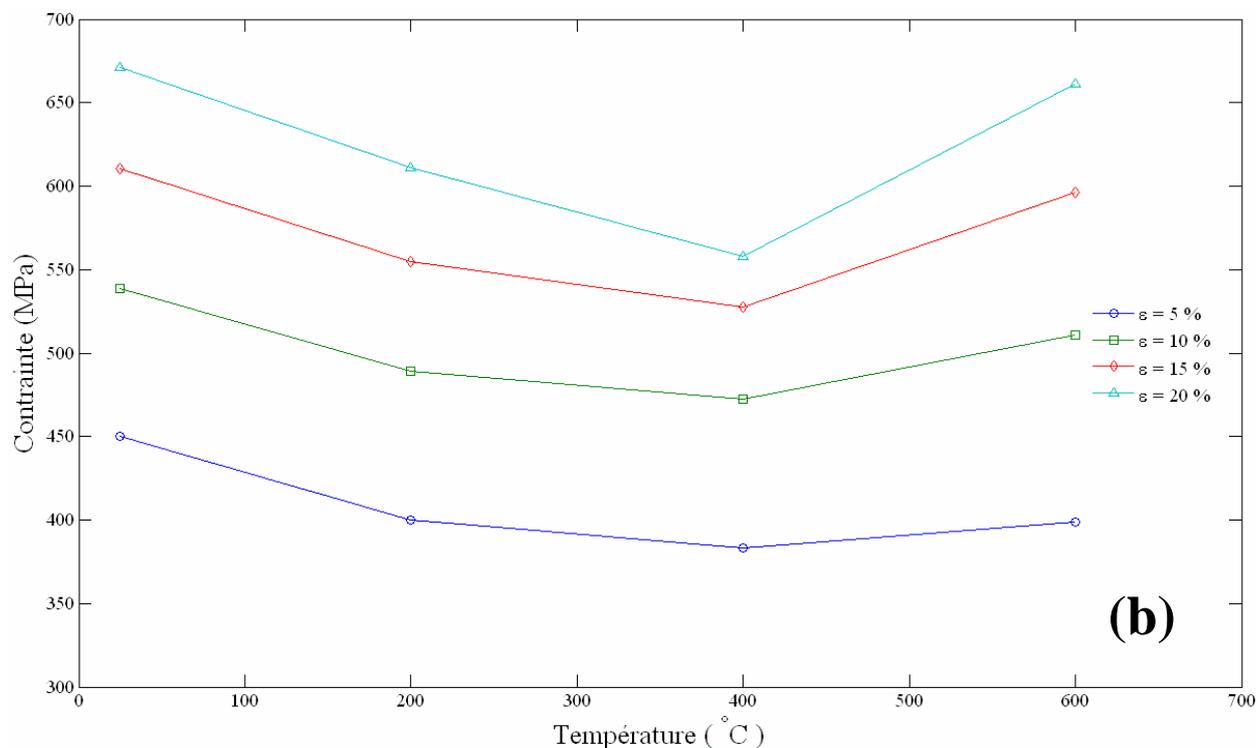
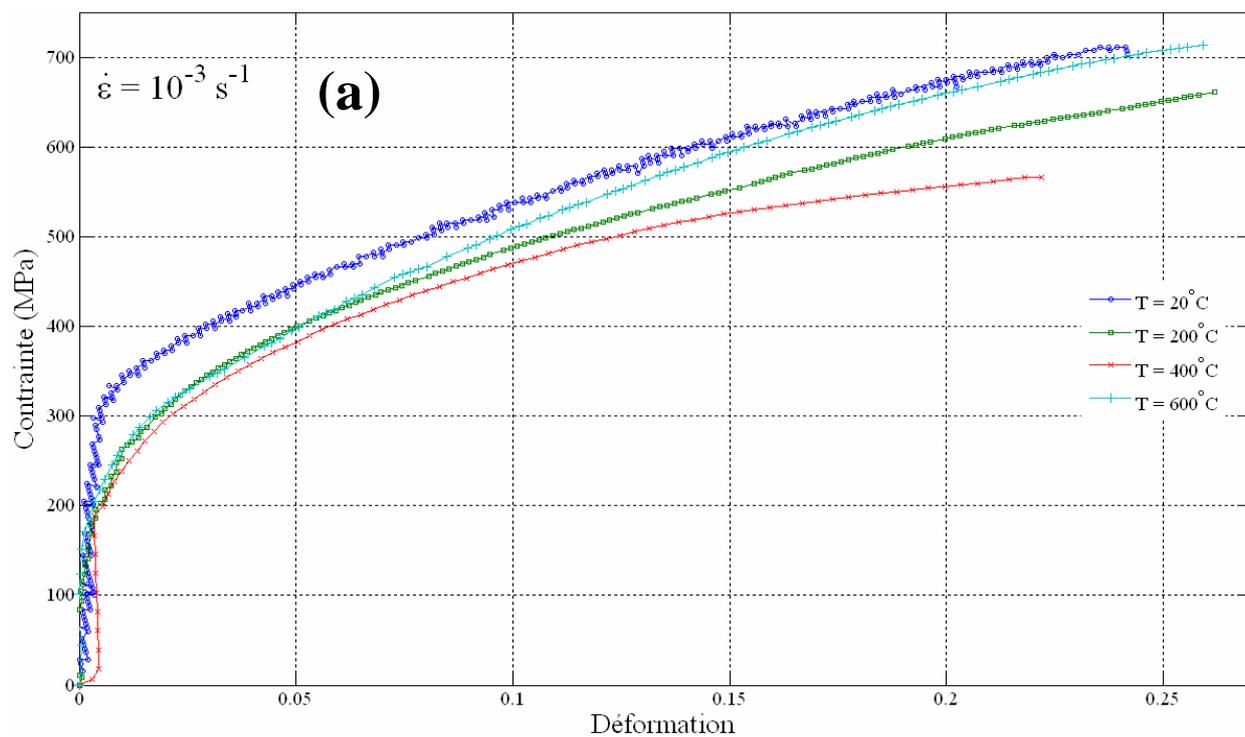


FIG. 2.11 – (a) Courbe d'érouissage en double cisaillement pour différentes températures. (b) courbes d'évolution de la contrainte en fonction de la température à différents stades de déformation.

2.2.5 Essais sur barre de hopkinson

La technique des barres de Hopkinson est largement utilisée pour l'étude du comportement dynamique en compression, en traction ou en torsion de matériaux soumis à des chargements à grandes vitesses de déformation. Ce système a été mis au point par (*Hopkinson, 1913*)[82], mais la configuration actuelle utilisant deux barres instrumentées a été développée par (*Kolsky, 1949*)[83], qui a mené ses premiers essais en 1949. Grâce à cette méthodologie, l'éprouvette étudiée peut subir de grandes vitesses de déformation dans un état de contraintes uniaxiales. Les barres de Hopkinson permettent d'appliquer des vitesses de déformation pouvant varier de $10^2 s^{-1}$ à $10^5 s^{-1}$.

Le dispositif expérimental est constitué d'un projectile, d'une barre d'entrée, de l'éprouvette et d'une barre de sortie, toutes coaxiales et coulissant librement. Une barre d'amortissement peut être parfois installée afin de piéger sous forme cinétique une partie de l'énergie communiquée au système. Cela permet aussi de limiter la translation de l'ensemble, mais il reste toujours ensuite la difficulté d'arrêter la barre d'amortissement. Généralement, les barres d'entrée et de sortie sont choisies identiques, c'est à dire qu'elles possèdent le même module d'Young, la même section droite et la même masse volumique.

Une fois la configuration des essais mise en place, le projectile peut impacter l'extrémité de la barre d'entrée générant ainsi une onde de compression élastique se propageant vers l'éprouvette. Une partie de l'onde est ensuite réfléchi sur l'interface barre d'entrée-éprouvette, l'autre partie étant transmise à l'éprouvette puis à la barre de sortie. La mesure s'effectue généralement à l'aide de jauges de déformation placées sur les barres, les déformations des signaux incidents, réfléchis et transmis sont mesurées.

Les essais sont alors dépouillés à partir des signaux transmis et réfléchis, en faisant les deux hypothèses suivantes :

- L'hypothèse de quasi-équilibre des contraintes impose le dépouillement seulement pour des déformations supérieures à une déformation critique (en général $\geq 4\%$).
- L'hypothèse des contraintes uniaxiales néglige les effets d'inertie radiale. Il est donc essentiel que les diamètres des barres et des éprouvettes soient d'autant plus faibles que les vitesses de déformation sont élevées.

Tous ces essais ont été menés par (*Jovic, 2007*)[84] dans le cadre d'une étude financée par le CETIM en collaboration avec le LMS de l'école Polytechnique, sous la direction du Directeur de Recherche Gérard Gary. Pour ces essais, une méthode de mesure non intrusive de la température de l'échantillon a été mise en place grâce à un pyromètre optique. Il permet en effet de capter ou d'absorber une partie de la puissance émise par la source puis de la transformer en signal électrique. Le montage des essais est illustré en figure 2.12, ce qui permet de retrouver le système des barres de Hopkinson équipées de jauges de déformation, d'une barrette de détecteur InSb Cincinnati, de deux miroirs

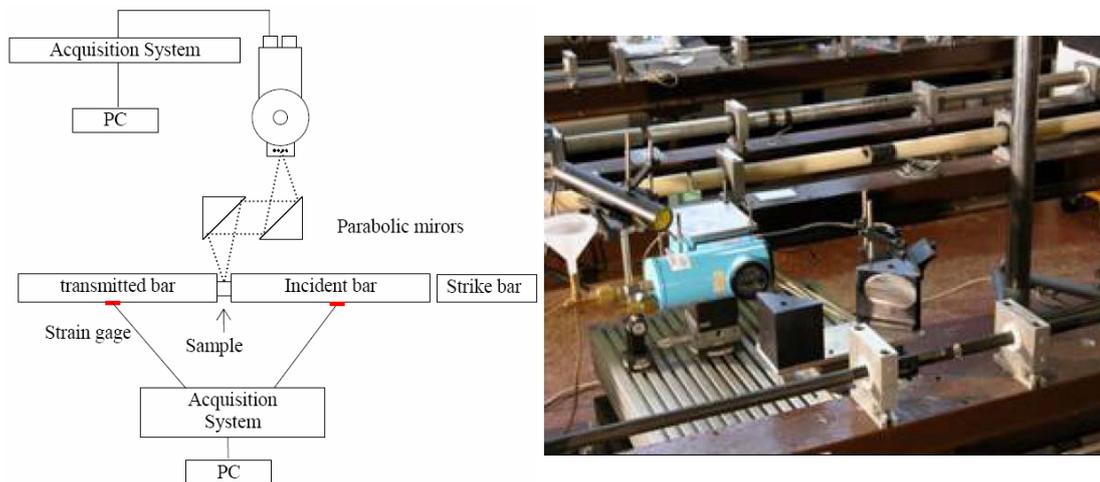


FIG. 2.12 – Schéma de principe du dispositif de compression Kolsky-Hopkinson utilisé.

paraboliques servant de système de focalisation, et d'un système d'acquisition de type Nicolet échantillonnant à 1MHz. Les courbes d'évolution de la contrainte en fonction de la déformation sont exposées en figure 2.13.

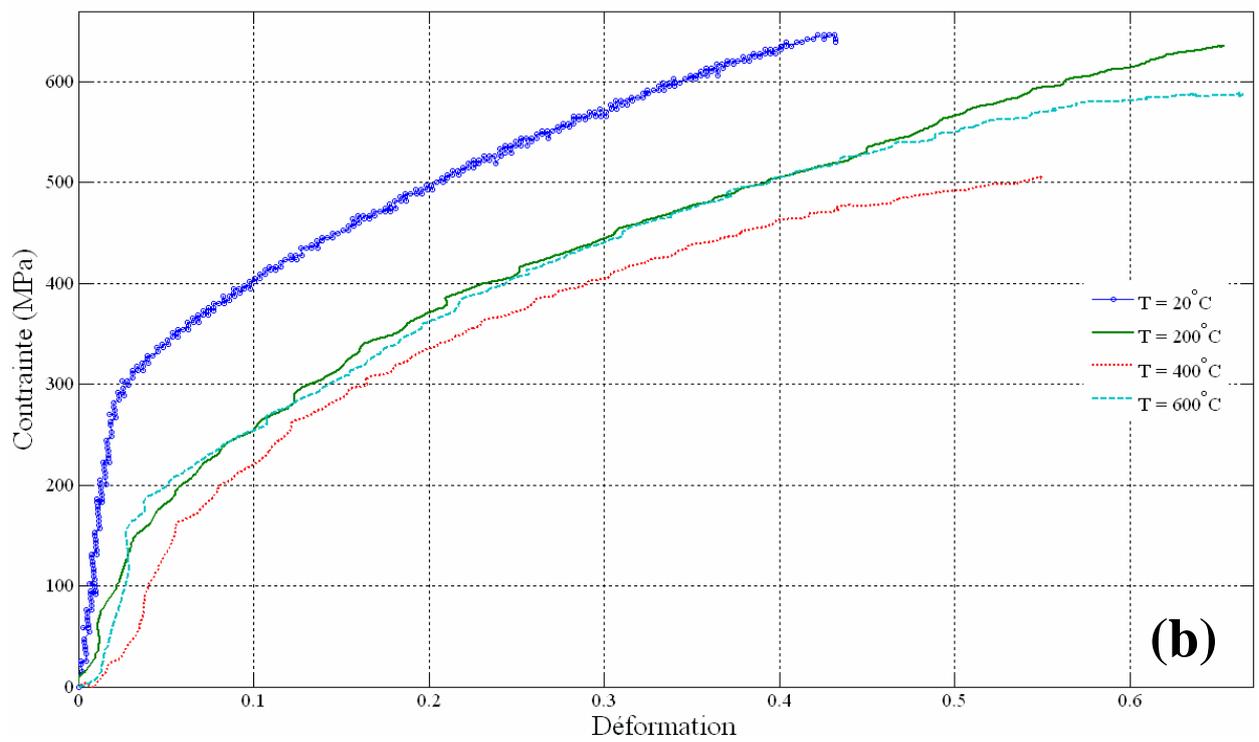
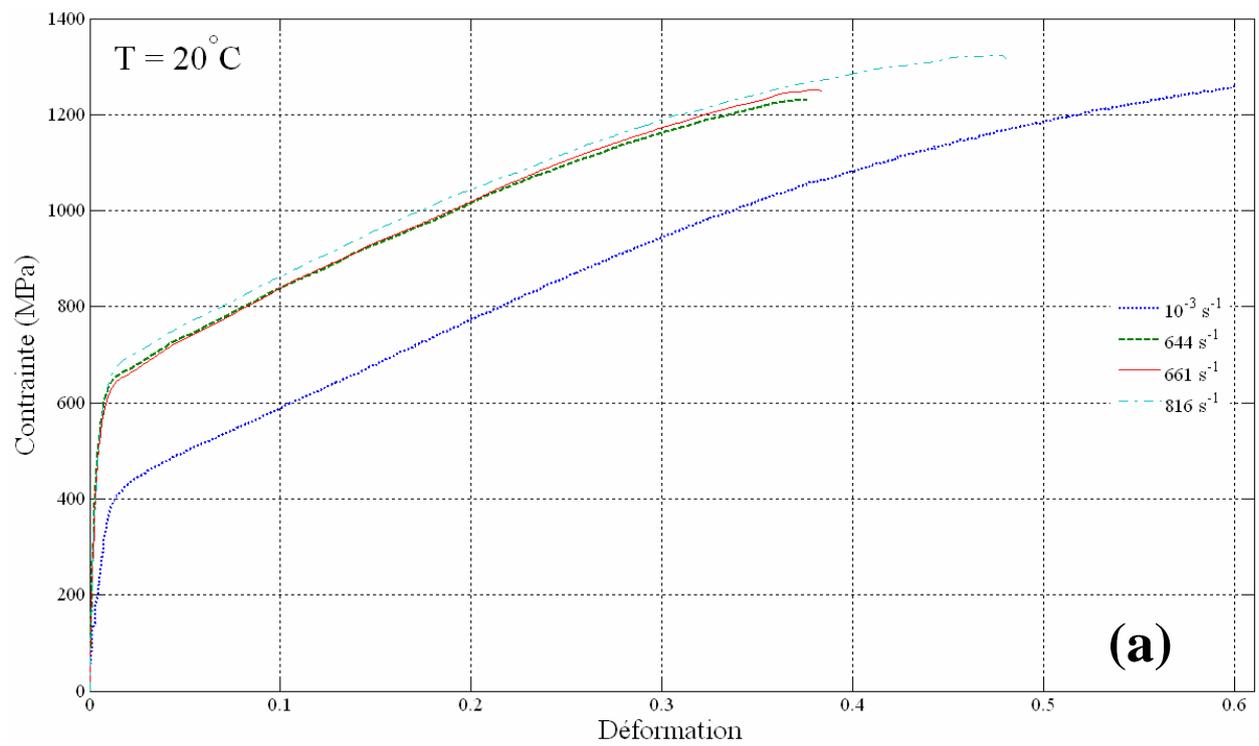


FIG. 2.13 – Courbes d'écroutissage obtenues sur barre de Hopkinson.

2.2.6 Observations des courbes expérimentales

Un grand nombre d'essais très différents du point de vue des types de sollicitations, des vitesses de déformation et des températures ont été réalisés dans ce projet. Tous ces différents résultats permettent d'apporter des conclusions intéressantes sur le comportement du matériau retenu dans le cadre du projet PGV :

- L'acier 304L possède toutes les caractéristiques classiques des matériaux métalliques jusqu'à une température avoisinant les 400°C . En effet, une augmentation de la contrainte d'écoulement en fonction de la vitesse de déformation ainsi qu'une diminution de la contrainte d'écoulement en fonction de la température sont observées.
- Pour des températures supérieures à 400°C , un phénomène de vieillissement dynamique apparaît, mettant en évidence un couplage entre la température et la vitesse de déformation. Ce phénomène a déjà été mis en évidence dans la littérature pour ce matériau. (*Venugopal et al., 1995*)[80](*Venugopal et al., 1997*)[81]
- Comme attendu, une saturation de l'influence de la vitesse de sollicitation sur la contrainte d'écoulement apparaît.
- La contrainte d'écoulement en sollicitation de traction/compression diffère de celle en sollicitation de torsion/cisaillement, une dépendance aux modes de déformation est caractérisée, une influence symétrique de la triaxialité sur la contrainte d'écrouissage doit être prise en compte.
- Les essais sur barres de Kolsky-Hopkinson ont aussi montré une instabilité de type TRIP (transformation martensitique) pour de faibles vitesses de sollicitations bien connue pour les aciers austénitiques. Ce processus est fortement lié à l'état métallurgique du matériau ainsi qu'à la vitesse de déformation et à la température.
- Les essais de la littérature à haute température ont permis de mettre en évidence un phénomène de recristallisation dynamique discontinue, mais aucun des essais menés dans le projet n'a atteint des températures équivalentes ce qui pourrait expliquer pourquoi le phénomène n'a pas été reproduit.

Malgré un ensemble d'essais diversifiés, la rhéologie du matériau est nécessairement incomplète, certains points ont pu être éclaircis mais de nouvelles interrogations sont apparues faisant naître le besoin de compléter l'étude. Il semble à ce stade intéressant de faire un point entre les différents essais réalisés et la modélisation du comportement du matériau étudié pour les procédés à grande vitesse. Pour ce faire une représentation synthétique est proposée sur la figure 2.14.

En effet, le schéma permet de situer les essais rhéologiques du matériau en fonction des vitesses de déformation et des températures testées. Deux séparations seront considérées sur les axes. La première consiste à scinder les essais conventionnels (zone 1) des essais en dynamique (zone 2) avec une valeur charnière de $10^2 s^{-1}$. La seconde consiste à distinguer les essais à basses (zone 1) et à hautes températures (zone 3) en prenant comme charnière la moitié de la température de fusion du matériau (dans notre cas $\frac{T_f}{2} = 700^\circ C$).

- La première zone correspond aux essais rhéologiques conventionnels réalisés à basses vitesses et à basses températures comme les essais de traction, torsion ou compression.
- La deuxième zone est composée des essais à grandes vitesses de déformation et à basses températures obtenus par exemple sur le dispositif Kolsky-Hopkinson, les éprouvettes de torsion réduites ou le double cisaillement par impact.
- La troisième zone constitue la zone de déformation à chaud des métaux, où la recristallisation dynamique de l'acier inoxydable 304L est mise en évidence, les résultats sont issus de la littérature (*El Wahabi et al., 2003*)[85].
- La quatrième zone correspond aux essais à grandes vitesses et à hautes températures, les moyens expérimentaux ne permettent pas pour l'instant d'atteindre ces conditions, la rhéologie du matériau sous ces sollicitations n'est donc pas accessible.

Or dans les procédés à grandes vitesses comme l'usinage et notamment le fraisage, le matériau se situe dans la zone 4 de sollicitations et un peu sur la fin de la zone 2. Domaine se translatant encore vers la zone 4 au cours du passage de l'usinage traditionnel à l'usinage grande vitesse. En effet en UGV, les conditions thermomécaniques à l'interface outil/copeau deviennent extrêmes sous l'effet des vitesses de coupe importantes et des températures élevées.

Cela implique d'ores et déjà la très grande difficulté d'obtenir des courbes rhéologiques du matériau adaptées aux sollicitations des procédés d'usinage traditionnel ou d'usinage à grande vitesse. La méthodologie consistant à identifier le comportement du matériau sur des essais de caractérisation classiques. Afin d'obtenir une loi mathématique implémentable dans la modélisation semble donc à ce jour avoir montré ses limites pour les procédés à grandes vitesses. De nouvelles approches doivent donc être envisagées.

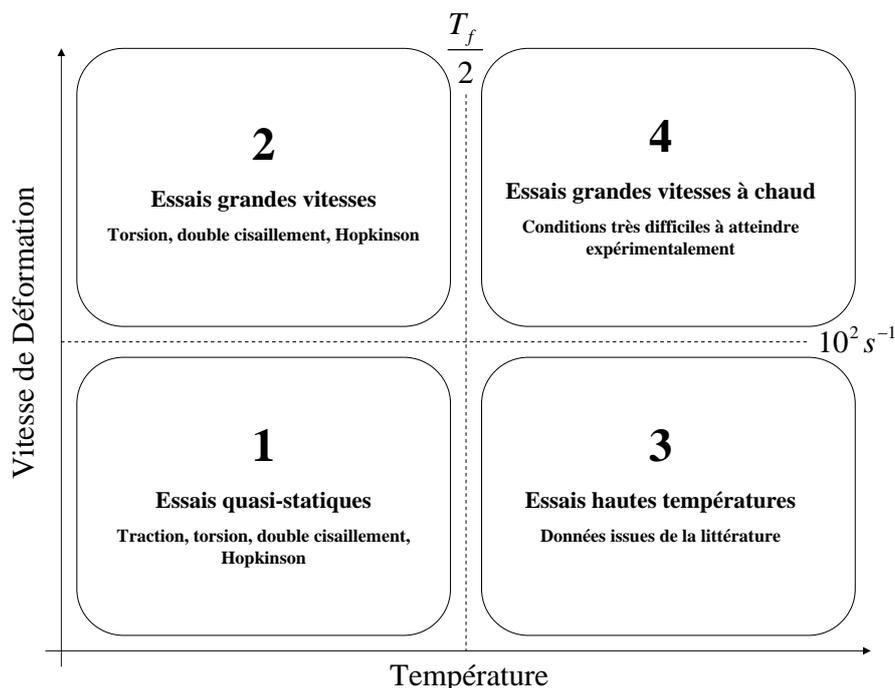


FIG. 2.14 – Mise en évidence des différentes zones d'essais rhéologiques disponibles.

Dénomination	Module $\sigma_\varepsilon(\varepsilon)$	Paramètres
(Ludwik, 1909)[86]	$\sigma_0 + \sigma_1 \varepsilon^n$	σ_0, σ_1, n
(Hollomon, 1945)[87]	$\sigma_0 \varepsilon^n$	σ_0, n
(Voce, 1948)[88]	$\sigma_S + (\sigma_0 - \sigma_S) \exp\left(\frac{-\varepsilon}{\varepsilon_0}\right)$	$\sigma_0, \sigma_S, \varepsilon_0$
(Swift, 1952)[89]	$\sigma_0 (\varepsilon + \varepsilon_0)^n$	$\sigma_0, \varepsilon_0, n$
Dénomination	Module $\sigma_{\dot{\varepsilon}}(\dot{\varepsilon})$	Paramètres
Loi puissance	$\dot{\varepsilon}^m$	m
(Ludwik, 1909)[86]	$\log\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right)$	$\dot{\varepsilon}_0$
(Sokolowsky, 1948)[90]	$\log\left(1 + \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right)$	$\dot{\varepsilon}_0$
(Cowper et Symonds, 1957)[91]	$1 + \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right)^m$	$\dot{\varepsilon}_0, m$
(Johnson et Cook, 1983)[73]	$1 + C \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right)$	$\dot{\varepsilon}_0, C$
Dénomination	Module σ_T	Paramètres
Loi puissance	T^m	m
Arrhénius	$\exp\left(\frac{-Q}{RT}\right)$	Q
(Litonsky, 1977)[92]	$1 - \frac{T}{T_0}$	T_0
(Johnson et Cook, 1983)[73]	$1 - \left(\frac{T - T_0}{T_f - T_0}\right)^m$	T_0, m
(Zhao et Gary, 1996)[93]	$1 - \beta(T - T_0)$	T_0, β

TAB. 2.4 – Différentes formes disponibles pour les composantes des modèles empiriques.

2.3 Les lois de comportement

Pour représenter la rhéologie des matériaux métalliques, de nombreux modèles sont disponibles, ils peuvent cependant être classés en trois catégories.

Les premiers modèles sont les modèles empiriques possédant une formulation mathématique simple et basée sur l'observation phénoménologique de la réponse du matériau sous diverses sollicitations. Trois classes principales de comportement mécanique sont décrites : l'élasticité, la viscosité et la plasticité. Leurs assemblages permet de décrire des comportements plus complexes. Généralement, ces modèles utilisent une forme découplée dont l'écriture générale est la suivante :

$$\sigma = \sigma_\varepsilon(\varepsilon) \times \sigma_{\dot{\varepsilon}}(\dot{\varepsilon}) \times \sigma_T(T) \quad (2.17)$$

Avec différentes formes pour chacune des composantes σ_ε , $\sigma_{\dot{\varepsilon}}$ et σ_T illustrées en Table 2.4. L'exemple le plus classique est la loi de Johnson et Cook qui reste à ce jour la plus utilisée :

$$\sigma = [A + B\varepsilon^n] \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_f - T_0} \right)^m \right] \quad (2.18)$$

Où A , B , C , n et m représentent les paramètres du modèle, A la limite élastique, B la consistance, n le coefficient d'écrouissage, C la sensibilité à la vitesse, m le coefficient de dépendance à la température, T_f la température de fusion du matériau et T_0 la température ambiante. Généralement $\dot{\varepsilon}_0$ norme le terme en vitesse de déformation (généralement $\dot{\varepsilon}_0 = 1s^{-1}$). Il existe de nombreux travaux qui ont permis de déterminer de nombreux jeux de paramètres pour différents matériaux, une partie des résultats rencontrés dans la littérature sont résumés en table 2.5.

Une deuxième catégorie de modèles permettant de décrire la rhéologie des matériaux sont les modèles dits semi-physiques, ils s'expriment eux aussi par des relations simples mais ils prennent en compte des grandeurs associées à la physique des dislocations. A l'aide de certaines hypothèses, les variables internes peuvent être explicitées et des modèles phénoménologiques peuvent être obtenus.

Enfin, il existe des modèles physiques utilisant les variables internes du matériau décrivant la microstructure du matériau, comme par exemple la densité de dislocation, la taille moyenne des grains, ou les paramètres cristallographiques.

Matériaux	A	B	n	C	m	T_f (K)	$\dot{\epsilon}_0$ (s ⁻¹)
<i>(Johnson et Cook, 1983)</i> [73]							
Cuivre OFHC	90	292	0,31	0,025	1,09	1356	1
Cartridge Brass	112	505	0,42	0,009	1,68	1189	1
Nickel 200	163	648	0,33	0,006	1,44	1726	1
Fer ARMCO	175	380	0,32	0,06	0,55	1811	1
Carpenter Electrical Iron	290	339	0,40	0,055	0,55	1811	1
Acier 1006	350	275	0,36	0,022	1	1811	1
Aluminium 2024-T351	265	426	0,34	0,015	1	775	1
Aluminium 7039	337	343	0,41	0,01	1	877	1
Acier 4340	792	510	0,26	0,014	1,03	1793	1
Acier à outils S-7	1539	477	0,18	0,012	1	1763	1
Alliage de Tungstène	1506	177	0,12	0,016	1	1763	1
DU-75Ti	1079	1120	0,25	0,007	1	1473	1
<i>(Hamann et al., 1996)</i> [94]							
5300	240	622	0,35	0,09	0,25	-	-
5300Si	227	722	0,4	0,123	0,2	-	-
42CD4U	598	768	0,209	0,0137	0,807	-	-
42CD4Ca	560	762	0,255	0,0192	0,66	-	-
<i>(Batzer, 1998)</i>							
Acier O1	391,3	722,9	0,3067	0,1144	0,5276	-	-
<i>(Lee and Lin, 1998)</i> [95]							
Ti6Al4V	782,7	498,4	0,28	0,028	1,0	-	-
<i>(M'Saoubi, 1999)</i> [96]							
AISI 316L	301	1472	0,807	0,09	0,0623	1425	0,001
<i>(Changeux et al., 2001)</i>							
AISI 316L	280	1750	0,8	0,1	0,85	-	200
<i>(Meyer and Klepinis, 2001)</i>							
Ti6Al4V	862,5	331,2	0,34	0,012	0,8	-	-
<i>(Jaspers and Dautzenberg, 2002)</i> [97]							
AISI 1045	553,1	600,8	0,234	0,0134	1,0	-	-
AA6082-T6	428,5	327,7	1,008	0,00747	1,31	-	-
<i>(Tounsi et al., 2002)</i> [98]							
AISI 316L	514	514	0,508	0,042	0,533	-	0,001
35NCD16	848	474	0,288	0,0230	0,540	-	-
42CD4U	589	755	0,198	0,0149	0,8	-	-
5300	245	608	0,35	0,0836	0,144	-	-
<i>(Xue et al., 2003)</i> [99]							
Acier 304L	110	1500	0,36	0,014	1	1694	1
<i>(Daridon et al., 2004)</i> [100]							
Acier HY-100	182,25	550,36	0,107	0,0227	0,7	-	1.10 ⁻⁵
Ti-6Al-4V	418,4	394,4	0,47	0,035	1	-	3300
<i>(Chandrasekaran et al., 2005)</i>							
AISI 316L	305	1161	0,61	0,01	0,517	-	1
AISI 316L	305	441	0,1	0,057	1,041	-	1
<i>(Seo et al., 2005)</i> [101]							
Ti-6Al-4V	997,9	653,1	0,45	0,0198	0,7	1941	1
<i>(Smerd et al., 2005)</i> [102]							
Aluminium 5754	67,456	471,242	0,424	0,03	2,519	-	-
Aluminium 5182	106,737	569,120	0,485	-0,001	3,261	-	-

TAB. 2.5 – Lois de Johnson et Cook disponibles dans la littérature pour différents matériaux.

Ces modèles se situent à une autre échelle et s'appuient sur le mouvement des dislocations et sur des variables encore difficilement identifiables au cours de sollicitations complexes. La contrainte d'écoulement s'exprime alors par la relation suivante :

$$\sigma = \sigma_0(\varepsilon, T) + \alpha\mu(T)b\sqrt{\rho_i} \quad (2.19)$$

Où σ_0 représente la limite élastique du matériau, b l'amplitude du vecteur de Burgers, α une constante proche de l'unité, μ le module de cisaillement, et ρ_i la densité des dislocations immobiles. Il existe deux types de dislocations :

- Les dislocations mobiles qui contribuent à déformer plastiquement le matériau.
- Les dislocations immobiles qui contribuent à durcir le matériau.

Ces phénomènes de transfert de densité sont responsables de l'équilibre entre l'écrouissage du matériau, sa déformation plastique et son adoucissement.

Certains modèles physiques comme celui proposés dans la thèse de (*Lurdos, 2007*)[2] sur la recristallisation dynamique du 304L sont très intéressants mais présentent pour l'instant un nombre important de paramètres et une échelle de modélisation trop fine pour être implémentés à l'heure actuelle dans des codes par éléments finis en vue de la simulation des procédés. A l'inverse, les modèles empiriques et semi-physiques sont très bien adaptés et déjà beaucoup utilisés pour modéliser les matériaux métalliques en particulier dans les procédés de mise en forme.

2.4 Modèles de comportement associés au 304L

Dans cette partie, les différents modèles développés pour le 304L par les différents laboratoires présents dans le projet PGV sont présentés. Ces modèles ont été identifiés sur les essais présentés précédemment, en essayant de reproduire le comportement dans la plus grande plage possible de vitesse de déformation et de température.

2.4.1 Loi de Johnson et Cook (CETIM)

Cette loi a été identifiée sur les essais de compression dynamique sur barres de Hopkinson présentés précédemment. C'est la loi initiale du projet PGV, elle procure l'ensemble des paramètres matériaux ayant servi de première référence pour l'acier inoxydable 304L.

Comportement élastique

E (MPa)	ν
210000	0.33

E : module d'Young
 ν : coefficient de Poisson

Loi de Johnson et Cook

$$\sigma = [A + B\varepsilon^n] \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_f - T_0} \right)^m \right] \quad (2.20)$$

A (MPa)	B (MPa)	n	C	m	$\dot{\varepsilon}_0$ (s ⁻¹)	T_f (°K)	T_0 (°K)
253,32	685,1	0,3128	0,097	2,044	1,0	1698	296

A : la limite élastique
 B : la consistance
 n : le coefficient d'érouissage
 C : la sensibilité à la vitesse
 m : le coefficient de dépendance à la température
 T_f : la température de fusion du matériau
 T_0 : la température ambiante de travail

Equation de la chaleur

$$\rho c \dot{T} = k \Delta T + r \quad (2.21)$$

$\rho(kg.m^{-3})$	$c(J.kg^{-1}.K^{-1})$	$k(W.m^{-1}.K^{-1})$	$r(J.m^{-3}.s^{-1})$
7800	500	15	-

ρ : la masse volumique
 c : la capacité thermique
 k : la conductivité thermique
 r : la source de chaleur volumique

2.4.2 Loi de Johnson et Cook (*Soldani, 2008*)[1]

Après les essais de double cisaillement, une loi type Johnson et Cook est identifiée au LPMM. Mais afin de modéliser le mieux possible le comportement de l'acier 304L pour les grandes vitesses de déformation, une modification de la loi de Johnson et Cook développée par (*Marusich et Ortiz, 1995*)[38] est utilisée. Elle consiste à découpler la plage des vitesses de déformation en deux domaines pour prendre en compte la modification de la sensibilité à la vitesse aux hautes vitesses de sollicitation. Le comportement est alors défini par les deux équations suivantes :

$$\sigma = [A + B\varepsilon^n] \left[1 + C_1 \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T-T_0}{T_m-T_0} \right)^m \right] \quad \text{pour } \dot{\varepsilon} \leq \dot{\varepsilon}_t \quad (2.22)$$

$$\sigma = [A + B\varepsilon^n] \left[1 + \ln \left(\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right)^{C_1-C_2} \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right)^{C_2} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T-T_0}{T_m-T_0} \right)^m \right] \quad \text{pour } \dot{\varepsilon} > \dot{\varepsilon}_t$$

$A(MPa)$	$B(MPa)$	n	C_1	C_2	m	$\dot{\varepsilon}_0(s^{-1})$	$\dot{\varepsilon}_t(s^{-1})$
303	1084	0,669	0,0144	0,28	1,06	0,001	1000

$\dot{\varepsilon}_t$: limite du domaine de la vitesse de déformation

2.4.3 Loi de Voce (*Lurdos, 2007*)[2]

La loi classique de (*Voce, 1948*)[88] est ici choisie pour décrire l'écroutissement du matériau, elle tend vers une contrainte établie σ_S avec la déformation, un terme supplémentaire $A\varepsilon^n$ lui est ajoutée de manière à modéliser le maximum de contrainte. Cette loi s'écrit :

$$\sigma = \sigma_S + (\sigma_0 - \sigma_S + A\varepsilon^n) \exp(-r\varepsilon) \quad (2.23)$$

Avec σ_S , σ_0 , r , A et n des paramètres variant avec la température et la vitesse de déformation et s'écrivant de la façon suivante :

$$\begin{aligned}
\sigma_0 &= \sigma_0^0 Z^{m_0} \\
\sigma_S &= \sigma_S^0 Z^{m_S} \\
r &= r_0 Z^{-m_r} \\
A &= A_0 Z^{m_A} \\
n &= n_0 Z^{m_n}
\end{aligned}
\tag{2.24}$$

$$\text{Avec : } \quad Z = \dot{\epsilon} \exp\left(\frac{Q}{RT}\right) \quad (\text{Loi de Zener - Hollomon})$$

Où m_0 , m_S , m_r , m_A et m_n sont respectivement les sensibilités à la vitesse de déformation des paramètres σ_0 , σ_S , r , A et n . Tandis que σ_0^0 , σ_S^0 , r_0 , A_0 et n_0 sont des constantes d'adimensionnalisation. Q quant à lui correspond à l'énergie d'activation apparente du matériau, elle est supposée égale pour chaque paramètre ($Q = 400 \text{ kJ.mol}^{-1}$).

2.4.4 Loi de comportement proposée

Dans le but d'une future implémentation dans le code de calcul, un modèle de comportement associé aux essais du projet PGV a été développé au laboratoire. En effet, dans le contexte de ce projet, il est indispensable de se pencher sur les phénomènes mis en jeu au cours des procédés d'usinage, et de s'assurer que la loi d'écoulement introduite dans les modélisations développées les prend bien en compte. Après les constats effectués sur les essais rhéologiques, les phénomènes suivants doivent être pris en compte dans la modélisation :

- L'influence de la triaxialité des contraintes,
- l'influence de la vitesse de sollicitation,
- l'influence de la température.

Le phénomène de vieillissement dynamique mis en évidence sur les essais de double cisaillement devrait aussi être pris en compte. En effet, il peut avoir une réelle influence sur le comportement du matériau en cours de procédé, mais un complément expérimental satisfaisant semble nécessaire pour le définir correctement et le modéliser. Le phénomène de transformation martensitique n'est pas retenu car il est observé dans une plage de vitesses de déformations très faibles et inexistantes dans les procédés à grandes vitesses.

2.4.4.1 Avant propos

Le comportement du matériau développé est décrit par la thermodynamique des processus irréversibles basée sur les variables d'états, méthode appliquée à la mécanique au début des années 1950. Le potentiel thermodynamique introduit définit en effet des variables associées à partir des variables observables et des variables internes choisies en fonction des phénomènes physiques à modéliser.

Le premier des énoncés fondamentaux de la thermodynamique ou premier principe est basé sur les lois de conservation et permet d'écrire la première équation suivante :

$$\frac{d}{dt}(E + K) = P_{ext} + Q \quad (2.25)$$

A partir du principe des puissances virtuelles appliqué au mouvement réel étudié, l'équation précédente s'écrit :

$$\rho \frac{de}{dt} = \sigma : D + r - \text{div} \vec{q} \quad (2.26)$$

Ce qui donne dans l'hypothèse des petites perturbations :

$$\rho \dot{e} = \sigma : \dot{\varepsilon} + r - \text{div} \vec{q} \quad (2.27)$$

Où ρ la masse volumique, e la dérivée de l'énergie interne spécifique, σ la contrainte uniaxiale, $\dot{\varepsilon}$ la dérivée de la déformation uniaxiale, r la densité volumique de production de chaleur et \vec{q} le vecteur courant de chaleur.

Le second principe, quant à lui postule que le taux de production d'entropie est toujours supérieur ou égal au taux de chaleur divisé par la température, ce qui permet d'écrire :

$$\frac{dS}{dt} \geq \int_D \frac{r}{T} dV - \int_{\partial D} \frac{\vec{q} \cdot \vec{n}}{T} dS \quad (2.28)$$

En couplant cette équation avec le premier principe et en introduisant une nouvelle variable ψ représentant l'énergie libre spécifique, l'inégalité de Clausius Duhem est obtenue et s'écrit de la façon suivante :

$$\sigma : D - \rho \left(\frac{d\psi}{dt} + s \frac{dT}{dt} \right) - \vec{q} \cdot \frac{\vec{grad} T}{T} \geq 0 \quad (2.29)$$

Ce qui donne dans l'hypothèse des petites perturbations, elle s'écrit :

$$\sigma : \dot{\varepsilon} - \rho \left(\dot{\psi} + s\dot{T} \right) - \vec{q} \cdot \frac{\vec{\text{grad}}T}{T} \geq 0 \quad (2.30)$$

2.4.4.2 Formulation de la loi de comportement

La formulation générale de la loi de comportement est développée dans le cadre de l'hypothèse des petites transformations et de l'élasticité linéaire. Mais la généralisation de cette loi au cas des grandes transformations ne pose pas de problèmes lorsque les déformations élastiques sont faibles par rapport aux déformations plastiques. Ce que le principe physique même de l'usinage vérifie largement, la généralisation de notre loi ne pose donc aucun problème pour le cas de l'étude. Les autres hypothèses classiquement retenues sont les suivantes :

- L'élasticité et la plasticité sont découplées avec une partition additive des déformations et des vitesses de déformation,
- l'hypothèse d'incompressibilité plastique est vérifiée,
- le cadre de la plasticité associée et une loi de von Mises avec écrouissage isotrope sont choisis,
- la dissipation intrinsèque et la dissipation thermique sont choisies découplées.

Dans ces conditions le potentiel d'énergie libre ψ s'écrit alors :

$$\psi = \psi_e(\varepsilon_p, T) + \psi_p(p, T) \quad (2.31)$$

Où ε_p la déformation plastique, T la température absolue et p la déformation plastique cumulée.

2.4.4.3 Définition du critère de plasticité et de l'écrouissage isotrope

En principe, dans le contexte des procédés d'usinage, il serait nécessaire de distinguer les influences à basses et à hautes vitesses de déformation. Pour ce faire, un formalisme de type plasticité aurait dû être utilisé aux basses vitesses de déformation et un formalisme visco-plastique aux vitesses de déformations élevées. Mais cette loi pour des gains de temps et de facilité d'implémentation dans le code, le modèle est proposé unifié dans

le cadre de la plasticité associée. Le potentiel de dissipation est alors directement relié à la surface de charge f définie par :

$$f = \bar{\sigma} - (\sigma_y + R) \quad (2.32)$$

Où σ_y représente la limite élastique, R la variable interne associée à l'écroissage isotrope et $\bar{\sigma}$ la contrainte équivalente associée au critère conventionnel de von Mises dont l'expression est la suivante :

$$\bar{\sigma} = J_2(\underline{\sigma}) = \sqrt{\frac{3}{2} \underline{\sigma}^d : \underline{\sigma}^d} \quad (2.33)$$

Où $J_2(\underline{\sigma})$ représentent le second invariant du déviateur des contraintes $\underline{\sigma}^d$ dont l'expression mathématique est :

$$\underline{\sigma}^d = \underline{\sigma} - \frac{1}{3} Tr(\underline{\sigma}) \underline{1} \quad (2.34)$$

Le modèle de comportement défini utilise uniquement le formalisme de la plasticité supposant une partition de la déformation totale entre la déformation élastique et la déformation plastique sous la forme :

$$\underline{\varepsilon} = \underline{\varepsilon}^e + \underline{\varepsilon}^p \quad (2.35)$$

Où $\underline{\varepsilon}^e$ et $\underline{\varepsilon}^p$ représentent respectivement le tenseur des déformations élastique et plastique. Le principe de normalité généralisée donne alors les lois d'évolutions suivantes :

$$\dot{\underline{\varepsilon}}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial f}{\partial \underline{\sigma}} \quad (2.36)$$

$$\dot{p} = -\dot{\lambda} \frac{\partial f}{\partial R} \quad (2.37)$$

Où $\dot{\underline{\varepsilon}}^p$ est le tenseur des déformations plastique, $\dot{\lambda}$ le multiplicateur plastique instantané, \dot{p} la vitesse de déformation plastique équivalente et p la déformation plastique cumulée définie par :

$$p = \int_0^t \left[\frac{2}{3} \dot{\underline{\varepsilon}}^p(\tau) : \dot{\underline{\varepsilon}}^p(\tau) \right]^{\frac{1}{2}} d\tau = \sqrt{\frac{2}{3} \underline{\varepsilon}^p : \underline{\varepsilon}^p} \quad (2.38)$$

$$\dot{p} = \left[\frac{2}{3} \underline{\dot{\varepsilon}}^p(t) : \underline{\dot{\varepsilon}}^p(t) \right]^{\frac{1}{2}} \quad (2.39)$$

Finalement, en utilisant le critère de charge, on obtient :

$$\underline{\dot{\varepsilon}}^p = \frac{3}{2} \dot{\lambda} \frac{\underline{\sigma}^d}{\bar{\sigma}} \quad (2.40)$$

$$\dot{p} = \dot{\lambda} \quad (2.41)$$

La courbe d'érouissage est alors obtenue par l'utilisation de la variable interne R représentant la force thermodynamique associée à l'état d'érouissage du matériau. Elle s'exprime à l'aide de l'énergie libre spécifique définie dans l'inégalité de Clausius-Duhem et s'écrit :

$$R = \rho \frac{\partial \Psi}{\partial p} \quad (2.42)$$

Les résultats expérimentaux obtenus à l'ambiante et pour de faibles vitesses de déformations amènent à modéliser l'érouissage isotrope par une loi d'érouissage à viscosité additive s'écrivant sous les formes suivantes :

$$\dot{R} = \alpha Q_1 \dot{p} + b (\alpha (Q_1 p + Q_2) - R) \dot{p} \quad (2.43)$$

$$R = \alpha (Q_1 (1 - e^{-bp}) + Q_2 p) \quad (2.44)$$

Où Q_1 , Q_2 et b sont des paramètres matériaux à identifier et α une fonction de modulation traduisant l'influence de la vitesse, de la direction de sollicitation (triaxialité) et de la température. Ce dernier paramètre prend une forme multiplicative des sensibilités s'écrivant :

$$\alpha(\dot{\varepsilon}, T, \chi) = \alpha_{\dot{\varepsilon}} \times \alpha_T \times \alpha_{\chi} \quad (2.45)$$

Où $\alpha_{\dot{\varepsilon}}$ représente la modulation en vitesse, α_T la modulation en température et α_{χ} la modulation sur le mode de sollicitation.

2.4.4.4 Définition de la modulation en vitesse

En analysant les différents essais rhéologiques du projet, la constatation suivante peut être notée : pour de faibles vitesses de sollicitation, la sensibilité à la vitesse est relativement faible mais à partir d'une vitesse seuil de transition, entre faibles et grandes vitesses de sollicitation, la sensibilité augmente fortement. En ce sens une variable associée à la vitesse logarithmique de déformation $\dot{\epsilon}_m = \log(\underline{\dot{\epsilon}})$ a été proposée pour définir l'expression suivante de la modulation en vitesse $\alpha_{\dot{\epsilon}}$:

$$\alpha_{\dot{\epsilon}} = 1 + r_{\dot{\epsilon}} \sinh(\dot{\epsilon}_m - \dot{\epsilon}_0) \frac{\langle \dot{\epsilon}_m - \dot{\epsilon}_0 \rangle}{|\dot{\epsilon}_m - \dot{\epsilon}_0|} \quad (2.46)$$

Où $r_{\dot{\epsilon}}$, $\dot{\epsilon}_0$ sont des paramètres matériaux à identifier.

2.4.4.5 Définition de la modulation en température

Pour la modulation en température seul le phénomène d'adoucissement sera modélisé. D'après les constats expérimentaux, une loi puissance identique à celle de la loi de Johnson-Cook semble convenir, la fonction de modulation α_T s'écrit alors :

$$\alpha_T = 1 - \left(\frac{T - T_0}{T_f - T_0} \right)^m \quad (2.47)$$

Où T_0 et T_f représentent respectivement la température de référence et la température de fusion. m est un paramètre à identifier représentant la sensibilité à la température.

2.4.4.6 Définition de la modulation du mode de sollicitation

Pour prendre en compte les différences entre courbes de traction/compression et torsion/cisaillement visibles sur les courbes expérimentales, un critère associé aux invariants du déviateur des contraintes est introduit, la modulation du mode de sollicitation s'écrit alors :

$$\alpha_{\chi} = \xi + \beta \left| \frac{J_1(\underline{\sigma})}{J_2(\underline{\sigma})} \right| \quad \text{avec} \quad J_1(\underline{\sigma}) = \text{tr} \underline{\sigma} \quad (2.48)$$

2.4.4.7 Définition de l'évolution de la limite élastique

Les essais expérimentaux permettent aussi de mettre en évidence l'évolution de la limite élastique. En effet, elle évolue faiblement pour des faibles vitesses de déformation

puis brusquement pour les hautes vitesses de sollicitation, et elle diminue de façon continue avec la température. Un modèle de Zener-Hollomon modifié est donc proposé pour exprimer l'évolution de la limite élastique σ_y :

$$\sigma_y = \alpha_{\dot{\varepsilon}} \sigma_y^0 e^{\frac{Q}{RT}} \quad (2.49)$$

Avec σ_y^0 , Q et R des paramètres matériaux à identifier.

2.5 Conclusions

Ce chapitre a permis de présenter le matériau d'étude choisi dans le projet PGV, l'acier inoxydable 304L, il est situé dans son contexte d'utilisation avec les différentes données physiques disponibles. Il est ensuite décrit par son comportement thermomécanique à l'aide de plusieurs essais rhéologiques réalisés dans différentes conditions. Pour finir les modèles mathématiques développés par les laboratoires décrivant le comportement du matériau sont présentés.

Le 304L est un matériau très utilisé industriellement car il possède toutes les propriétés classiques des inoxydables et propose de très bonnes capacités à la mise en forme. Les différents essais rhéologiques menés pour différentes conditions de vitesses de déformations, de températures et de modes de sollicitations ont permis d'avoir une vision assez large de son comportement mais pas pour autant complète. Cet alliage est un matériau complexe qui conjugue transformation de phase, vieillissement dynamique voire même recristallisation dynamique. Son comportement est donc assez complexe et risque de compliquer drastiquement les interprétations des différentes études réalisées par la suite. De plus, il reste difficile de faire le lien entre les essais mécaniques et les phénomènes mis en jeu au cours de son utilisation dans les procédés de coupe comme le fraisage. Les essais mécaniques possèdent des gammes d'étude limitées, les résultats obtenus ne sont donc pas totalement adaptés au procédé d'usinage. Mais les informations obtenues autorisent tout de même à dégager les premiers éléments de comportement permettant de construire une première modélisation du matériau.

Dans ce chapitre, il a été mis en évidence que les essais mécaniques possèdent des limites importantes pour identifier les matériaux dans les sollicitations proches des procédés d'usinage. La méthodologie consistant à utiliser les essais de caractérisation pour identifier le comportement d'un matériau afin de l'intégrer dans les modèles montre donc dans le cas des procédés d'usinage ses limites. Il semble donc intéressant de développer de nouvelles méthodologies, dans ces travaux, une nouvelle méthodologie est proposée. Elle consiste à créer des modèles numériques des procédés d'usinage (ici modèle éléments finis du fraisage) intégrant une loi identifiée à l'aide de plusieurs essais mécaniques. Et de mettre en place des mesures directes au cours du procédé modélisé (ici mesure d'efforts

de coupe en fraisage), pour mettre en place une procédure d'identification par méthode inverse afin d'obtenir une loi d'écoulement adaptée au procédé d'usinage. Bien sûr, le choix de la description mathématique de la loi de comportement devient crucial et plus elle intégrera de phénomènes proches de ceux de l'usinage, meilleure sera la validité du modèle.

Afin d'approcher les différents phénomènes observés, un modèle de comportement a été développé pour être implémenté dans le code de calcul LS-Dyna. Les simulations par éléments finis des différents essais de caractérisation ont commencé à être développées pour identifier par méthode inverse la loi implémentée. L'intérêt de cette méthode consiste à se placer dans des configurations simples issues des essais mécaniques et de mettre la loi en situation dans le code de calcul. Pour finalement valider la loi intégrée dans le code avant de mettre en place la simulation par éléments finis du procédé d'usinage. Des simulations des essais de torsion et de double cisaillement ont été mises au point, mais la difficulté pour obtenir les courbes brutes de mesures ou les géométries réelles auprès des partenaires du projet a conduit à l'abandon de ces développements.

Le modèle ne pourra donc pas être utilisé dans la simulation des procédés d'usinage dans l'immédiat faute d'informations et de temps. Il est toutefois disponible par identification directe, et il pourrait être utilisée dans les procédures d'identification par méthode inverse du Chapitre 5.

Chapitre 3

Essais instrumentés en fraisage

Ce chapitre présente un ensemble d'essais de coupe en fraisage mené sur l'acier inoxydable de type 304L. Le but étant de comprendre le comportement du matériau dans une large gamme de travail allant de l'usinage dit traditionnel à l'usinage grande vitesse, afin d'obtenir une base expérimentale solide du travail de ce matériau en usinage. Tout en étudiant expérimentalement le procédé de fraisage, pour mettre en évidence certains phénomènes physiques et les quantifier. L'objectif final étant de disposer de mesures expérimentales fiables pour les comparer avec les résultats de simulations numériques et pour les introduire dans les procédures finales d'identification.

Dans un premier temps, les dispositifs expérimentaux sont présentés en incluant les machines outils ainsi que les systèmes de mesure d'efforts de coupe, jusqu'aux géométries des échantillons et des outils utilisés. Ensuite, les différentes configurations d'usinage testées sont également présentées, puis les limites et les difficultés de la mesure des efforts de coupe avec l'équipement actuel sont exposées.

Finalement, les essais sont analysés à partir des efforts de coupe et de toutes les données expérimentales observables. Une conclusion est alors apportée sur l'acier inoxydable de type 304L et les difficultés pour la validation expérimentale du modèle numérique du fraisage seront abordées.

3.1 Dispositif expérimental

3.1.1 Machines outils

Tous les essais de fraisage illustrés dans ce chapitre ont été réalisés à l'Ecole Nationale Supérieure de Mécanique et des Microtechniques de Besançon, sur la micro fraiseuse KERN 3 axes et sur la machine Haas Mini Mill. Les principales caractéristiques de ces machines sont présentées sur la figure 3.1. Après des essais de mise en place sur la machine Haas, la majorité des essais suivants ont été réalisés sur la machine Kern qui offre l'avantage d'être très précise et stable et permet d'atteindre des plages de vitesses de coupe supérieures.



Machine	KERN HSPC 2525	Haas Super Mini Mill
Axes	3 axes	4,5 axes
Vitesse de broche	500-35000 & 60000-160000 tr/min (2,4 & 0,5 kW)	0-15000 tr/min (2,4 kW)
Avance de la table	Maximum 16 m/min	Maximum 30 m/min
Précision de position	+/- 0,5 μm	+/- 5 μm
Lubrification	Microlub centre broche	
Surface de la table	350 x 230 mm ²	406 x 305 mm ²
Commande numérique	Heidenam	Fanuc
Spécificités	Jauge outil laser BLUM automatique Bâti rigide en béton polymère	

FIG. 3.1 – Descriptif des machines utilisées pour les essais de fraisage.

3.1.2 Outils testés

Les outils testés sont des fraises monoblocs en carbure de tungstène choisies pour un meilleur équilibrage dynamique et une bonne symétrie des arêtes de coupe. Ces deux éléments permettent de respecter les conditions d'engagement des arêtes paramétrées par les avances à la dent, en évitant d'amplifier le faux rond radial, ainsi que les phénomènes de vibrations induit par les vitesses de rotation importantes.

Toutes les fraises étudiées comportent deux dents pour faciliter la comparaison des courbes

d'efforts de coupe avec l'engagement de l'outil dans la matière. Les premiers essais ont tous été menés sur des fraises deux tailles revêtues ou non car elles possèdent la géométrie la plus simple. En contre-partie, elles possèdent une fragilité importante au niveau de l'extrémité de la dent. Par la suite, des fraises rayonnées non revêtues plus robustes et permettant d'atteindre des avances à la dent plus élevées ont été utilisées. Les fraises deux tailles (noté Fraise A) et les fraises rayonnées (noté Fraise B) proviennent de deux fournisseurs différents. Les caractéristiques géométriques principales des fraises utilisées sont décrites et illustrées sur la figure 3.2.

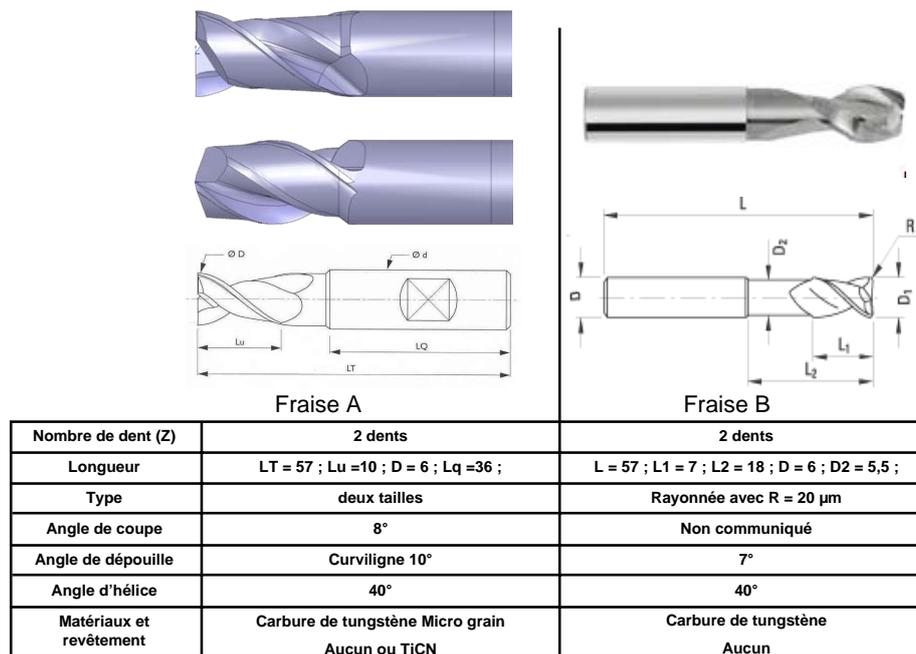


FIG. 3.2 – Descriptif des fraises utilisées pour les essais de fraisage.

3.1.3 Systèmes de mesure d'efforts

Pour mettre en place le système permettant de mesurer les efforts de coupe au cours d'une opération d'usinage de façon précise et fiable, notre choix s'est tourné vers les dynamomètres développés par la société Kistler®. Ce sont en effet les platines de mesures les plus performantes du marché et de ce fait les plus utilisées dans la littérature.

Naturellement au vu des essais à réaliser, une platine dynamométrique Kistler à 4 composantes de type 9272 a été choisie. Elle possède 4 capteurs conçus avec une technologie piézo-électrique, délivrant chacun une charge électrique proportionnelle aux efforts appliqués dans les directions X, Y, et Z et au moment appliqué autour de l'axe Z. Ces axes correspondent à ceux de la platine et la correspondance avec les axes machines dépend de la position de la platine sur la table de travail de la fraiseuse, les conventions nécessaires à

la compréhension seront mentionnées par la suite. Le choix de cette platine, classiquement utilisée en perçage, se justifie par la fait que ces caractéristiques lui confèrent une bonne polyvalence. En effet, le système présente une large plage de mesure d'efforts (2 gammes [-500 N...500 N] et [-5000 N...5000 N]) et une grande robustesse en fréquence, ce qui permet une marge de manoeuvre importante sur l'étendue de nos essais.

Cet équipement est complété par un amplificateur de charge multi-canaux pour dynamomètre multicomposantes Kistler de type 5070. Il permet de traiter les grandeurs mesurées sur une gamme 0-10 Volt. Les données sont ensuite transmises au logiciel d'acquisition par l'intermédiaire d'une liaison RS-232 et d'une carte d'acquisition National Instruments proposant un échantillonnage maximum de 40 kHz. Les caractéristiques principales du matériel sont présentées en figure 3.3 et en table 3.1. Les signaux sont ensuite enregistrés et traités par l'intermédiaire d'un logiciel d'acquisition. La fréquence d'échantillonnage est ici modulable et représente toujours un multiple entier de la fréquence de passage de dent. La valeur étant toutefois limitée à 100 points par dent par le logiciel. La platine se fixe à la table et elle prévoit un emplacement où le support de pièce adapté aux essais est fixé. L'ensemble du système d'acquisition est illustré en situation sur la machine sur la figure 3.4.

Composantes	Plages d'acquisition	Fréquences limites kHz	Précisions
F_x, F_y	-5000...5000 N ou -500...500 N	3,1	0,5 N
F_z	-5000...20000 N ou -500...2000 N	6,3	0,5 N
M_z	-200...200 N.m ou -20...20 N.m	4,2	1 N.m

TAB. 3.1 – Caractéristiques de la platine Kistler 9272.



FIG. 3.3 – Platine d'acquisition Kistler 9272 et son amplificateur de charge Kistler 5070.



FIG. 3.4 – Photos illustrant la mise en place du système d’acquisition sur la machine KERN.

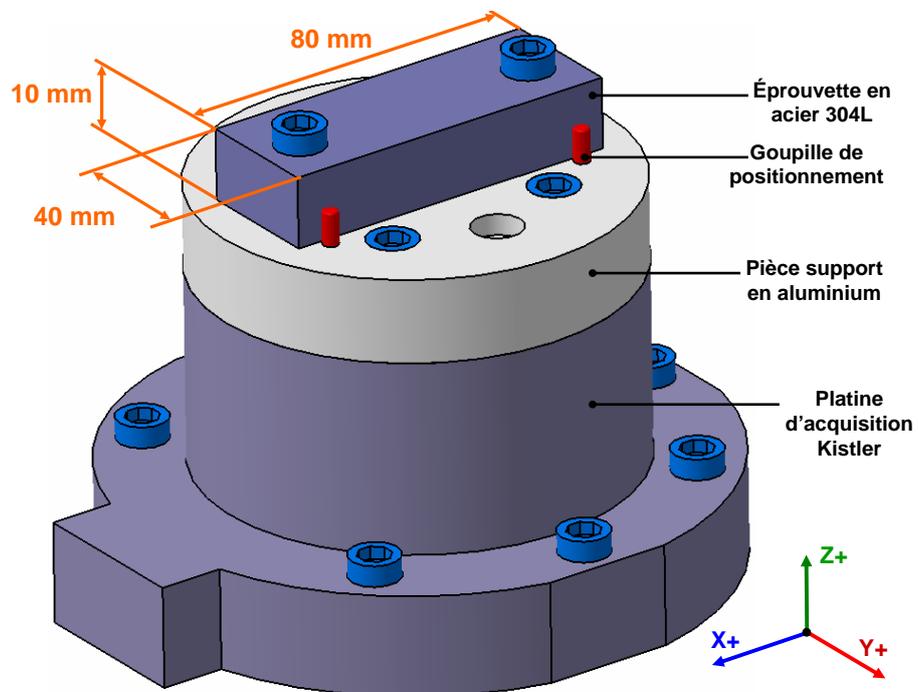


FIG. 3.5 – Schéma de positionnement de l'échantillon sur la platine d'acquisition.

3.1.4 Géométries des pièces usinées

Les pièces échantillons en acier 304L ont été réalisées à partir des barres extrudées et hypertrempées fournies par le CETIM et livrées par Thyssen France. Elles ont été découpées par nos soins sur une machine AGIE Charmilles d'électroérosion à fil. La longueur des échantillons a été choisie pour que le centre de la passe de l'outil, corresponde à une zone d'usinage stabilisée. (La géométrie et la mise en place sur la platine sont visibles sur la figure 3.5)

Dans le but de les fixer aisément et de manière rigide, deux emplacements pour des vis ont été prévus sur la pièce et le support de pièce. Le support de pièce a été réalisé en aluminium par souci de réduction du poids afin de ne pas trop diminuer la plage de fréquence de la platine. Il est fixé à la platine par l'intermédiaire de 4 vis. La pièce est ensuite montée centrée sur la zone de mesure de la platine Kistler. Avec toutes ces précautions et les respects de positionnement, les sollicitations sur les capteurs sont équilibrées et un bon fonctionnement de la platine est ainsi assuré.

3.1.5 Systèmes d'analyse complémentaires utilisés

Au cours de nos différentes analyses qualitatives ou quantitatives des essais, plusieurs moyens de mesure ont été utilisés et sont présentés de façon synthétique afin de mieux comprendre les résultats mentionnés par la suite. Un des plus utilisés est le topo-microscope Alicona. Mais certaines mesures ont aussi été effectuées sur un rugosimètre à palpeur mécanique.

3.1.5.1 Topo-microscope Alicona

L'appareil utilisé est le système de topomicroscopie InfiniteFocus de la société autrichienne Alicona Imaging. Cet appareil a pour but d'effectuer des mesures optiques sans contact en trois dimensions. Il est basé sur le principe du microscope optique couplé à une caméra (voir figure 3.6). La topomicroscopie est la combinaison de deux informations : la microscopie et la microtopographie. L'appareil fournit des images nettes et brillantes sur une profondeur de champ quasi infinie. A partir d'une série d'images partiellement focalisées acquises automatiquement, le système construit une image en trois dimensions (voir figure 3.7) où chaque pixel correspond au maximum de sa focalisation. Du point de vue de la microtopographie, l'appareil fournit une mesure de surface en trois dimensions. Différents paramètres sont réglables comme l'éclairage (luminosité, contraste, couleur), le grossissement, la résolution verticale qui peut atteindre 20 nm. Des champs jointifs pour une analyse de surface plus grande que le champ de l'objectif peuvent être réalisés grâce à la platine motorisée tout en gardant une bonne résolution verticale. A partir des données enregistrées, des mesures de dimensions, de topographie, de profil d'ondulation, de rugosité, de surface ou de volume peuvent être effectuées.



FIG. 3.6 – Appareil de mesure optique sans contact InfiniteFocus.

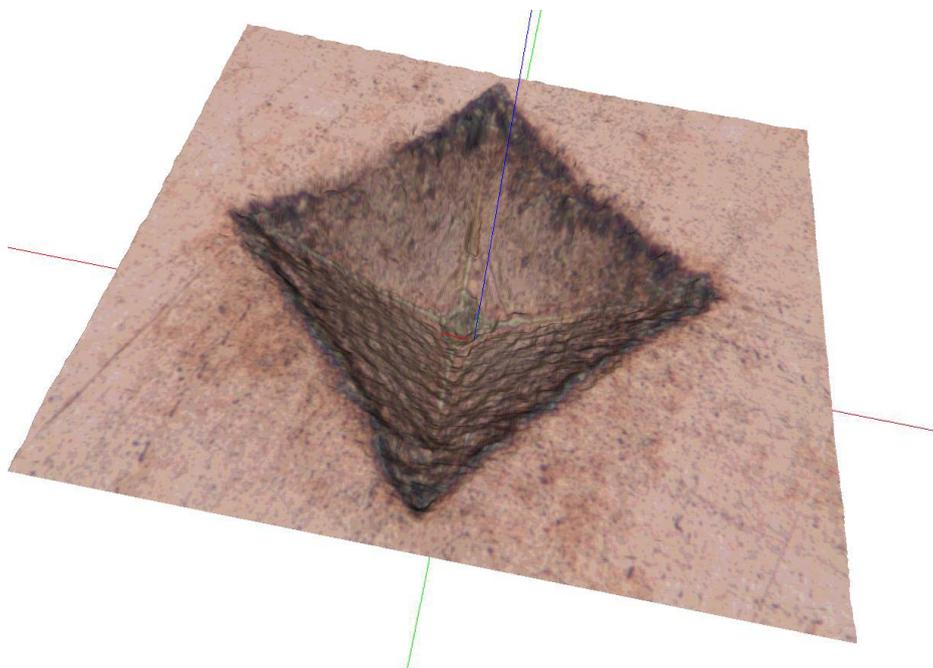


FIG. 3.7 – Image en 3D d'une empreinte de dureté Vickers sur du cuivre réalisée à l'aide du topomicroscope.

3.1.5.2 Rugosimètre

Le rugosimètre à palpeur mécanique disponible en métrologie à l'ENSMM est illustré sur la figure 3.8. Comme son nom l'indique, il travaille par contact sur l'échantillon en déplaçant dans une direction privilégiée une pointe montée sur une tige en tension le long de la zone de mesure. Les déplacements de la pointe permettent alors de reconstituer le profil de la surface considérée. Après traitement par les différentes méthodes de filtrage classiques imposées par les normes ISO, les valeurs classiques des différents paramètres de rugosité ou d'ondulation peuvent être obtenues.



FIG. 3.8 – Photographies d'un rugosimètre à palpeur mécanique.

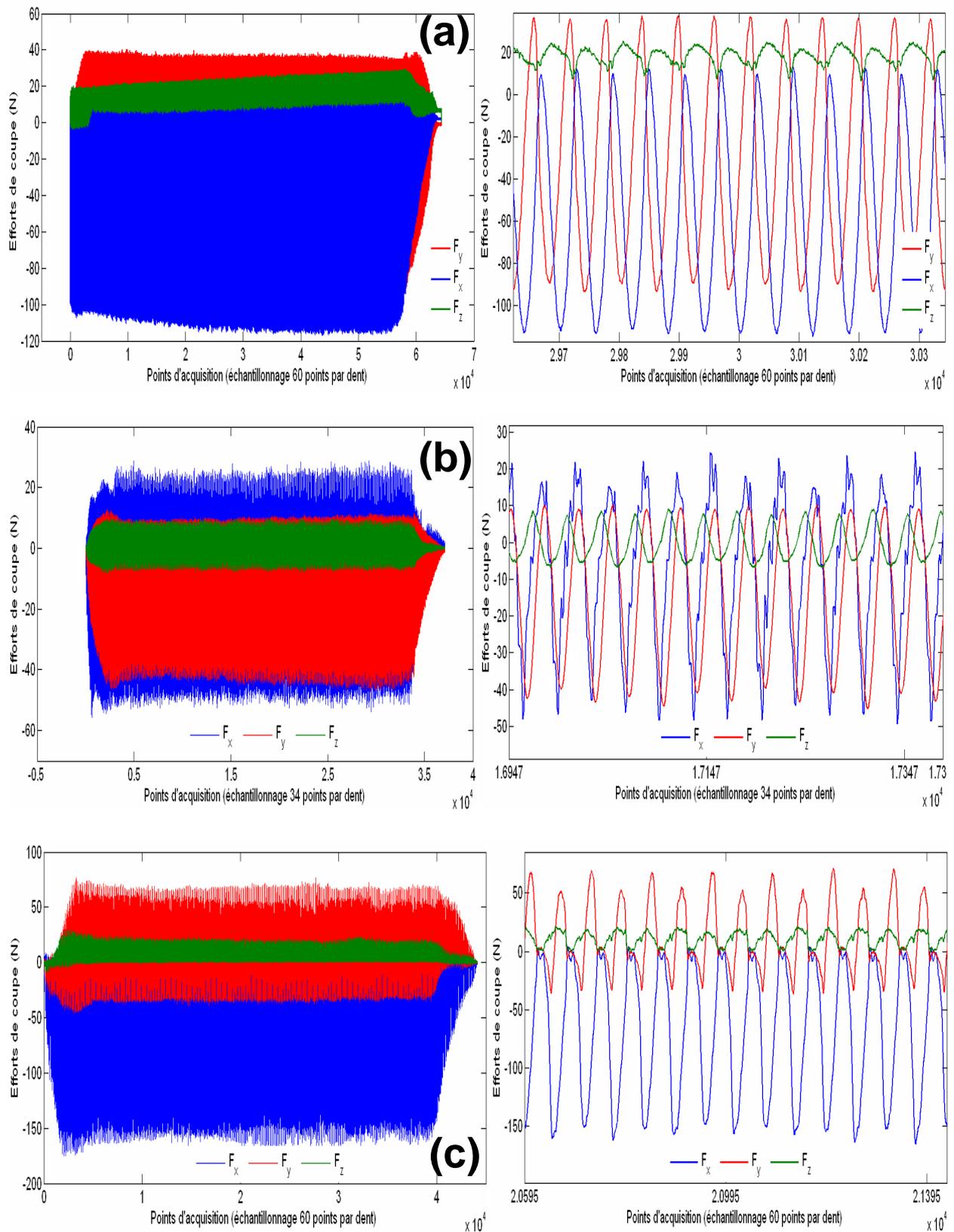


FIG. 3.9 – Courbes d'efforts de coupe mesurées accompagnés du zoom dans la zone stabilisée : (a) Rainurage, (b) Opposition, (c) Avalant.

3.2 Mesures des efforts de coupe

Tous les essais ont été réalisés ici sans utiliser la lubrification et cela, pour plusieurs raisons. Premièrement les conditions d'arrosage sont difficiles à maîtriser et à répéter. Deuxièmement, il faut éviter d'ajouter une complexité dans l'interface physique entre la matière et l'outil. Sa prise en compte serait alors imposée dans le modèle numérique, la caractérisation de l'interface deviendrait nécessaire et des paramètres incertains supplémentaires viendrait alors se rajouter. Toutes les courbes d'efforts de coupe obtenues, pour une opération de rainurage ou d'épaulement (avalant ou opposition) suivant la longueur de notre pièce échantillon possèdent la même forme caractéristique présentée en figure 3.9. Une zone d'instabilité apparaît au début et à la fin de l'acquisition, ces zones sont principalement dues à l'entrée et à la sortie de l'outil dans la pièce. Au centre apparaît une zone stable qui constituera la référence des différentes études en tant que zone non transitoire étant à même de représenter au mieux les efforts de coupe dans les conditions de coupe choisies. Le repère (X,Y,Z) présenté sur les figures 3.5 et 3.10 servira de référence pour toute la suite du manuscrit. Le sens positif sur ces axes correspond au déplacement de l'outil par rapport à la pièce conformément aux conventions et aux normes en usinage. De plus, sur toutes les figures à suivre montrant les différentes configurations d'usinage, les discussions des résultats ou la présentation des différentes courbes et des résultats, le repère et son orientation seront toujours respectés et correspondront aux axes de la machine de fraisage. Par convention, tous les efforts sont considérés comme agissant sur l'outil et la légende suivante sera respectée dans le manuscrit :

- La couleur bleue sera utilisée pour les efforts transverses F_x .
- La couleur rouge pour les efforts suivant l'avance F_y .
- Et enfin la couleur verte pour les efforts verticaux F_z .

3.2.1 Configuration d'usinage

Dans cette partie, les principales conditions d'engagement d'outil en fraisage 3 axes sont illustrées par leurs courbes d'efforts de coupe mesurées et calculées analytiquement dans un cas rigide à l'aide du modèle de (*Fontaine, 2004*)[5] présenté dans le chapitre 1. Ensuite, les différentes étapes d'engagement de la dent de la fraise dans la matière sont repérées sur les courbes d'efforts. L'essentiel des discussions dans cette partie portent sur les efforts transverses F_x et d'avance F_y . En effet il est assez difficile de lier l'effort F_z à l'engagement de l'outil dans la matière, car il est sujet à une influence majeure de la géométrie de l'arête de coupe de l'outil. Les travaux de (*Fontaine, 2004*)[5] ont montré par exemple qu'une fraise deux tailles donne des valeurs F_z négative alors qu'une fraise rayonnée donne des valeurs F_z positives. Les cas considérés ici utilisent une fraise possédant 2 dents afin de se rapprocher des cas exposés dans la suite de l'étude. Il est à noter que pour toutes les courbes présentées, une analyse spectrale a été réalisée afin de s'assurer que de hautes fréquences à gain important ne viennent pas perturber la mesure.

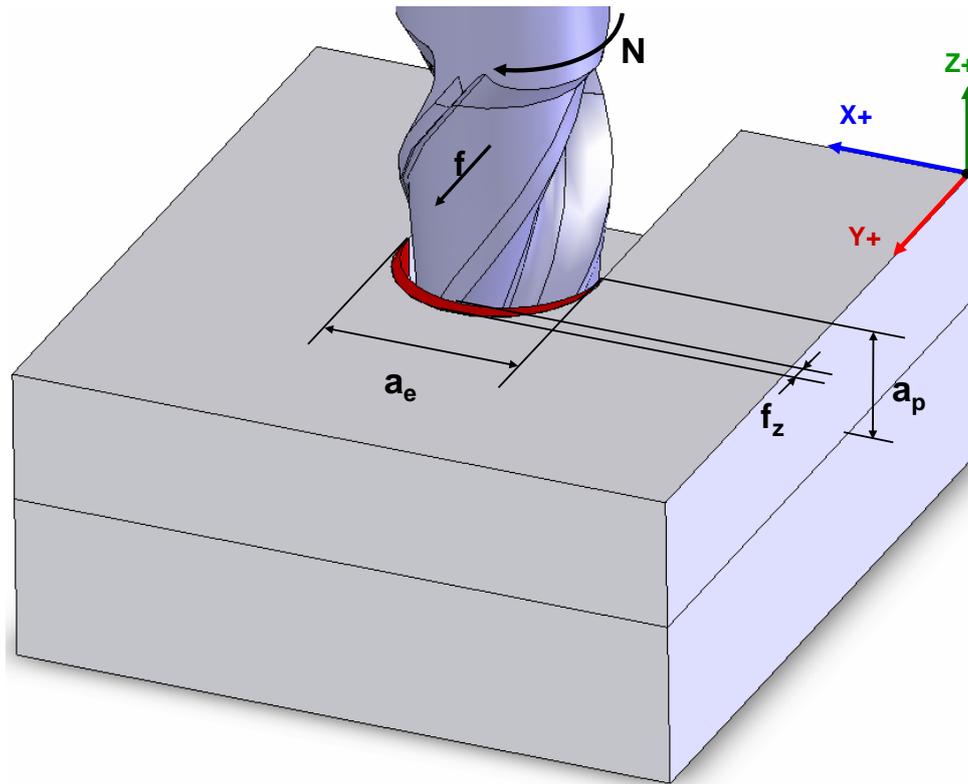


FIG. 3.10 – Engagement de la fraise en condition de rainurage.

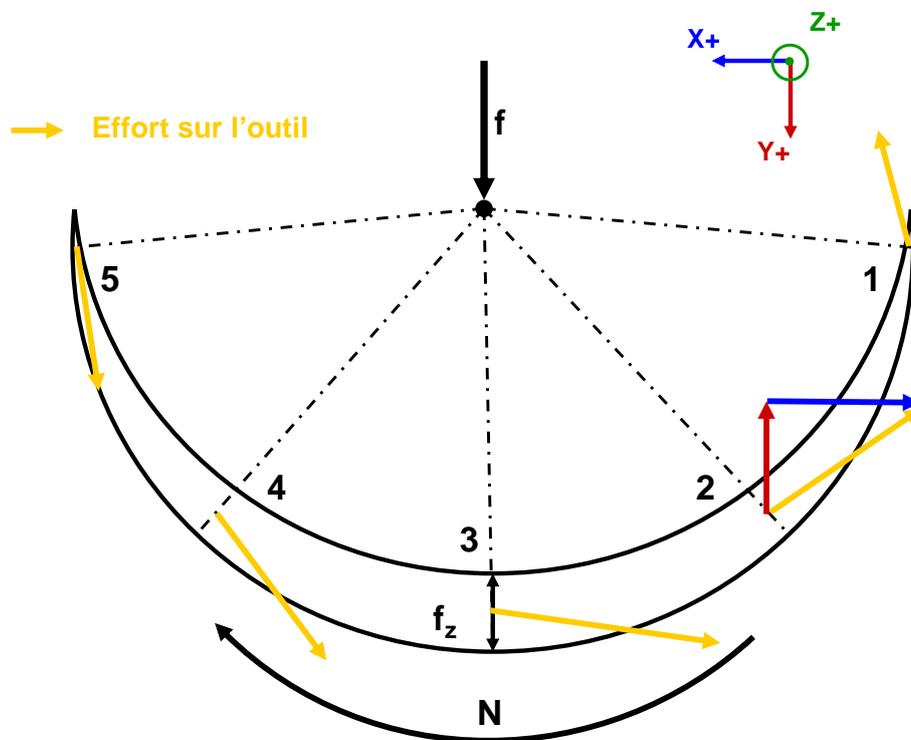


FIG. 3.11 – Parcours d'une dent dans la matière en condition de rainurage.

3.2.1.1 Fraisage en condition de rainurage

Lorsque la fraise est en condition de rainurage, la prise de passe radiale de la fraise est égale au diamètre de la fraise ($a_e = \phi$). L'opération consiste à réaliser une rainure d'une profondeur de passe donnée a_p . Cette configuration est illustrée en vue tridimensionnelle d'engagement de la fraise dans la matière sur la figure 3.10.

Si une coupe est effectuée perpendiculaire à l'axe Z à une altitude δz , le parcours illustré sur la figure 3.11 correspond à la section parcourue par une dent de la fraise dans la matière sur toute la hauteur a_p et sur une largeur égale à l'avance f_z sur l'axe d'avance (Y). Ce volume correspond alors à la matière retirée par le passage d'une des dents de l'outil. Il est important de noter que l'arête de coupe de l'outil n'est pas au même endroit suivant l'altitude d'observation, en effet la fraise possède une goujure paramétrée par son angle d'hélice et l'arête de coupe se déplace le long de cette hélice. L'engagement dans la matière est donc tridimensionnel, à géométrie trochoïdale et induisant un mouvement d'arrachement du copeau. C'est bien dans ces remarques essentielles que réside la limite de comparaison entre le tournage et le fraisage.

Ensuite l'étude du rainurage se recentre sur les efforts de coupe et leurs évolutions en fonction de l'engagement dans l'hypothèse d'un outil rigide. La figure 3.12 montre les courbes d'effort de coupe obtenues en rainurage pour un passage de dent dans le cas rigide, ces courbes sont obtenues avec le modèle analytique de (*Fontaine, 2004*)[5]. Sur ce graphique sont ajoutés les numéros représentés sur la figure 3.11 permettant de repérer la position de la fraise en pointe d'outil au cours de son engagement dans la matière, afin d'illustrer les différentes étapes sur la courbe et aider à la compréhension de sa construction. Dans le cas du rainurage, cinq positions sont distinguées, chacune permettant de mettre en évidence une évolution caractéristique de la courbe analytique pour un cas rigide de l'opération de rainurage.

- La position 1 correspond à l'entrée de la dent dans la matière, elle commence donc par une épaisseur nulle. Sur la courbe, F_y devient tout de suite négatif alors que F_x laisse apparaître une partie passant en positif pour revenir rapidement à zéro. Ce phénomène est essentiellement dû au talonnement de la face de dépouille de l'outil sur la surface précédemment usinée, il est caractéristique d'une entrée dans la matière par une épaisseur de copeau nulle.
- La position 2 correspond à l'étape à mi-chemin entre la charge nulle et la charge complète. Elle est caractérisée par une valeur maximale négative sur F_y et une descente en négatif pour F_x . Juste après cette étape l'effort F_y va se mettre à décroître, la position 2 est donc le lieu critique de l'effort d'avance F_y .
- La position 3 correspond à la zone de charge maximale, c'est à dire là position où la dent arrache une épaisseur de matière maximale égale à l'avance à la dent f_z paramétrée initialement. Cette zone se caractérise par une valeur négative maximale

de l'effort transverse F_x et par le passage à zéro de l'effort d'avance F_y . Juste après cette étape, l'effort F_x diminue. La position 3 est donc le lieu critique de l'effort transverse F_x . Elle représente également la zone où l'effort F_z est maximal, ce qui est logique puisque le volume de matière à déformer est ici maximal.

- La position 4 correspond au symétrique de la position 2, les mêmes tendances peuvent être notées. Mise à part que l'effort F_y présente une valeur maximale positive et l'effort F_x croît vers la valeur nulle.
- La position 5 correspond à la sortie de la dent de la matière. Les deux efforts F_y et F_x arrivent donc à la valeur nulle correspondant à la fin du cycle de coupe de la première dent. Dans le cas du rainurage pour une fraise deux dents, la courbe recommence immédiatement un cycle au comportement identique correspondant au passage de la seconde dent comme illustré sur le graphique (a) en figure 3.13.

Il est à préciser qu'un décalage angulaire apparaît entre la position de la pointe de l'outil repérée et les différentes limites apparues sur la courbe. En effet l'immersion sur une certaine hauteur de la fraise dans la matière et la présence de l'angle d'hélice font naître les efforts maximum en un point situé dans le plan médian d'immersion de la fraise. La position angulaire des dents étant considérée en bout d'outil, cela induit un décalage angulaire paramétré par l'angle d'hélice. Il est évident que pour une fraise possédant plus de deux dents, l'interprétation ne serait pas aussi simple puisque la résultante sur l'outil devrait être considérée (i.e. plusieurs dents dans la matière au même moment).

Les indications données ici permettent de mieux comprendre et de visualiser les phénomènes qui apparaissent afin de mieux interpréter les courbes expérimentales et numériques. Mais elles permettent aussi de mettre en avant les différences importantes observées entre un engagement rigide et flexible. Sur la figure 3.13, la courbe rigide et trois courbes à des vitesses différentes sont comparées. La courbe à basse vitesse se rapproche du comportement rigide, mais plus la vitesse de coupe augmente plus les différences sont importantes, plus le cas rigide devient obsolète et plus le développement de modèles flexibles semblent nécessaires.

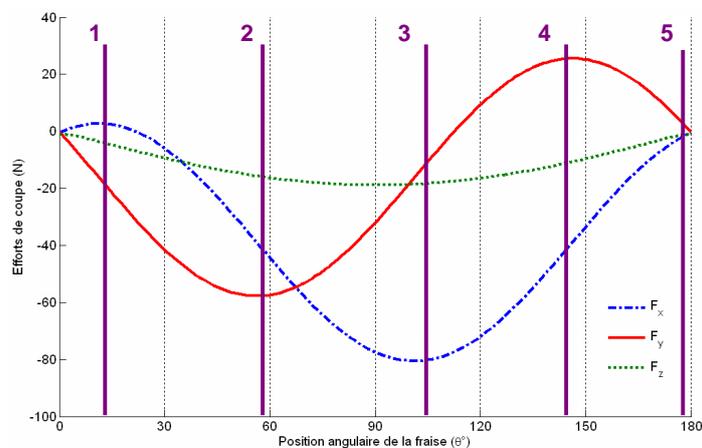


FIG. 3.12 – Courbes analytiques d'efforts de coupe en rainurage pour un passage de dent.

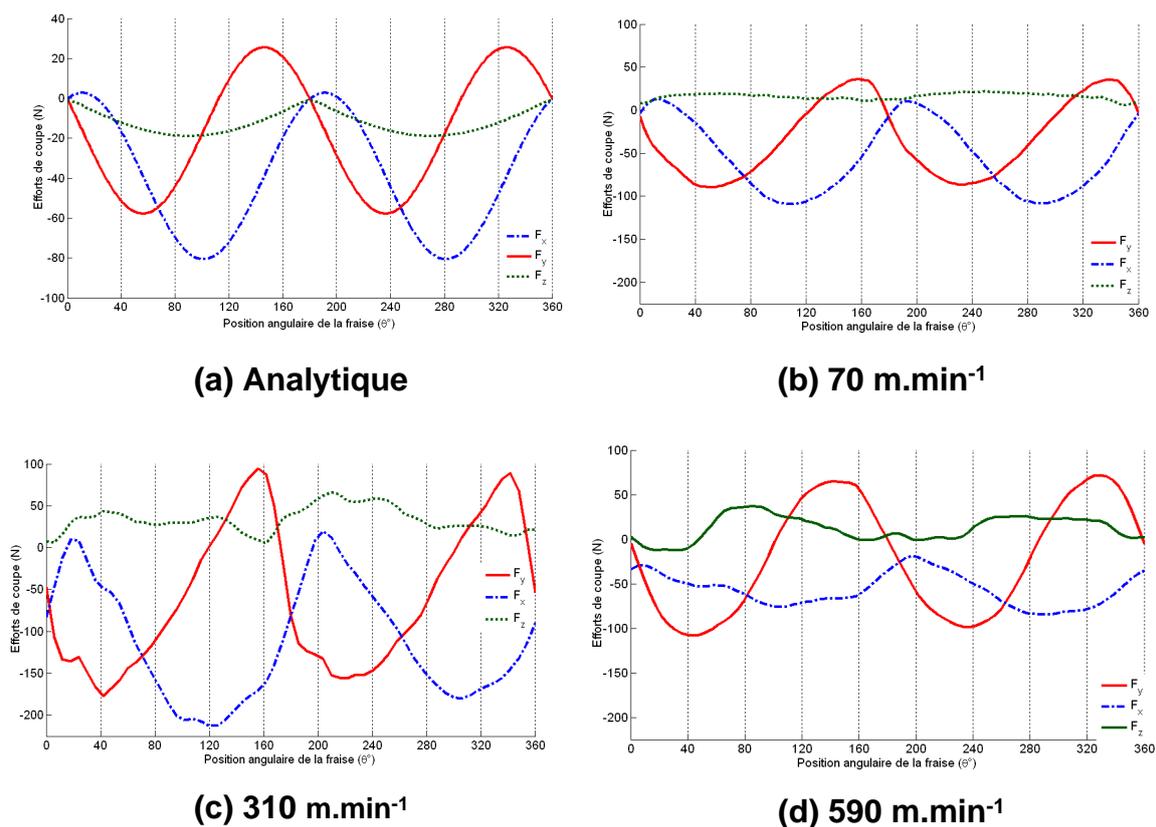


FIG. 3.13 – Comparaison qualitative des courbes d'efforts de coupe en rainurage avec des fraises deux tailles $\phi 6 \text{ mm}$. (a) Courbes d'efforts dans le cas rigide obtenues analytiquement. (b) Courbes d'efforts à une vitesse de 70 m.min^{-1} . (c) Courbes d'efforts à une vitesse de 310 m.min^{-1} . (d) Courbes d'efforts à une vitesse de 590 m.min^{-1} . ($f_z=0,015 \text{ mm.dt}^{-1}$, $a_e=6 \text{ mm}$, $a_p=1 \text{ mm}$)

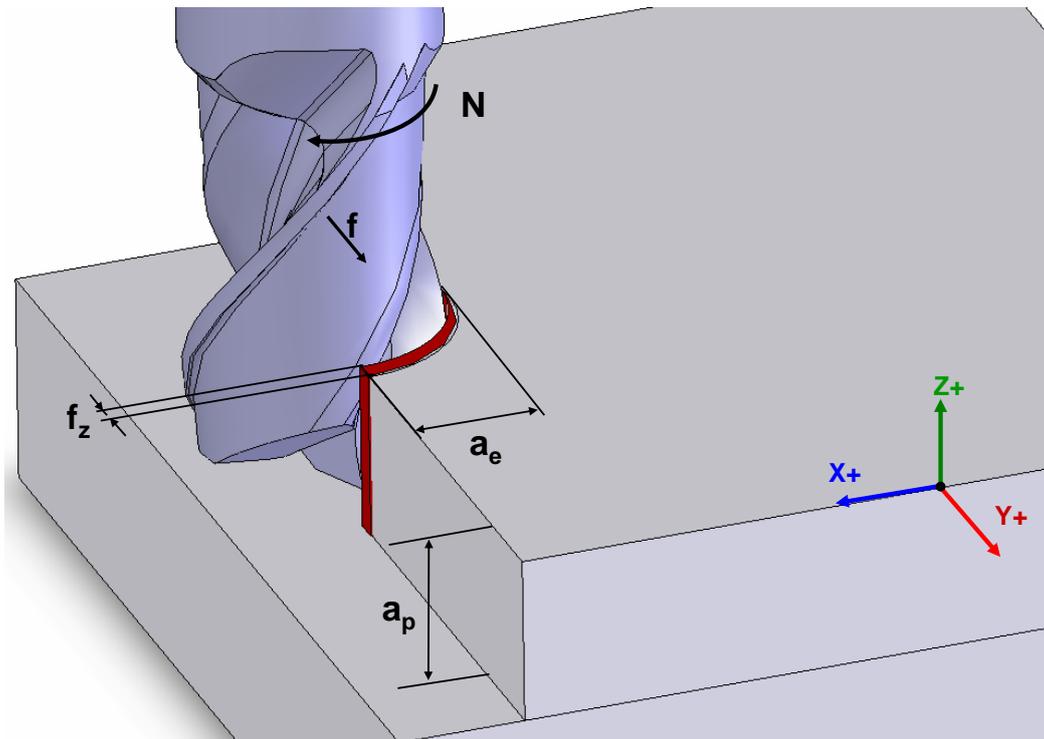


FIG. 3.14 – Engagement de la fraise en condition d'épaulement et en configuration d'opposition.

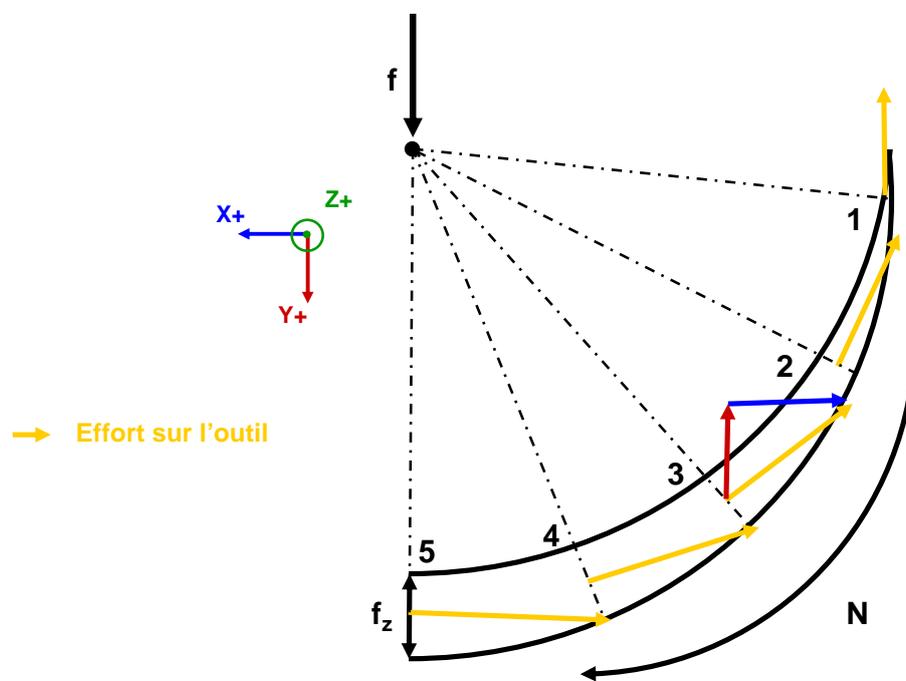


FIG. 3.15 – Parcours d'une dent dans la matière en condition d'épaulement et en configuration d'opposition.

3.2.1.2 Fraisage d'épaulement en opposition

Lorsque la fraise est en condition de fraisage d'épaulement en opposition, la prise de passe radiale de la fraise est strictement inférieure au diamètre de la fraise ($a_e < \phi$). L'opération consiste à réaliser un contournage de la matière ou à retirer de la matière seulement sur un côté de l'outil à une profondeur de passe a_p donnée. On parle d'opposition lorsque, tangentiellement à la surface usinée latérale, l'arrivée de la matière sur une dent de l'outil est opposée au sens de déplacement de l'outil par rapport à la pièce. Les dents attaquent donc la matière par une épaisseur de copeau nulle et terminent leur travail en quittant le copeau à une épaisseur variable (maximale dans le cas d'une demi immersion radiale). Cette configuration est illustrée en vue tridimensionnelle d'engagement de la fraise dans la matière sur la figure 3.14. Le cas considéré ici est celui de l'opposition avec une passe radiale égale à la moitié du diamètre ($a_e = \frac{\phi}{2}$) ou demi immersion, de manière à pouvoir faire le parallèle avec tous les essais réalisés dans ces travaux. En effet tous les essais en opposition ont été effectués dans cette configuration.

Si une coupe est effectuée comme précédemment, le parcours illustré sur la Figure 3.15 correspond à la section parcourue par une dent de la fraise dans la matière. Le volume correspond alors à la matière retirée par le passage d'une des dents de l'outil en épaulement en configuration d'opposition et en demi immersion radiale.

Ensuite l'étude du fraisage d'épaulement en opposition se recentre comme précédemment sur les efforts de coupe et leurs évolutions en fonction de l'engagement dans l'hypothèse d'un outil rigide. La figure 3.16 relate les courbes d'effort de coupe obtenues analytiquement en configuration d'opposition pour un passage de dent dans le cas rigide. De la même façon, les numéros représentés permettant de repérer la position de la fraise sur la figure 3.15 sont ajoutés.

- L'étape 1 correspond à l'entrée de la dent dans la matière, elle commence donc dans ce cas par une épaisseur nulle. Sur les courbes de la figure 3.16, F_y devient immédiatement négatif alors que F_x laisse apparaître une bosse passant en positif pour revenir rapidement à zéro. Ce phénomène est essentiellement dû au talonnement de la face de dépouille de l'outil sur la surface précédemment usinée, il est caractéristique d'une entrée dans la matière par une épaisseur nulle de copeau.
- L'étape 2 correspond à l'étape à mi-chemin entre la charge nulle et la charge complète. Elle est caractérisée par une valeur maximale négative sur F_y et une descente en négatif pour F_x . Ensuite, l'effort F_y va se mettre à diminuer. L'étape 2 est donc le lieu critique de l'effort d'avance.
- L'étape 3 correspond à la zone de charge maximale, c'est à dire le lieu où la dent arrache une épaisseur de matière maximale égale à l'avance à la dent f_z . Cette zone se caractérise par un valeur maximale négative de l'effort transverse F_x et la diminution de l'effort d'avance F_y . Elle correspond à la zone d'arrachement du copeau.

Juste après cette étape le copeau cède, il apparaît alors une rupture de pente observable sur les trois efforts de coupe assimilable à un brusque retour à la valeur nulle. Dans cette zone le mode de séparation du copeau et la géométrie de l'outil sont très importantes, c'est la zone critique pour l'effort transverse et pour une bonne évacuation du copeau.

- L'étape 4 correspond à l'annulation des trois efforts de coupe. Dans cette zone la dent n'est plus en contact avec la matière et l'autre n'est pas encore arrivée. En effet, une fraise deux dent est ici considérée pour un épaulement de demi-immersion radiale assimilable à un parcours de 90° . Les courbes alternent donc le passage d'une dent à une zone où les deux dents sont théoriquement hors de la matière, ce qui est illustré sur la figure 3.17 (a) représentant un tour de fraise (c'est-à-dire le passage de deux dents).

De manière analogue au cas précédent, les indications données ici permettent de mieux comprendre et de visualiser ce qui se passe afin de mieux interpréter les courbes expérimentales et numériques. Mais aussi de mettre en avant les différences importantes observées entre un engagement rigide et flexible. Il est intéressant de comparer les courbes obtenues en opposition avec les fraises A (voir figure 3.2) à différentes vitesses de coupe (70 , 370 , 650 m.min^{-1}) à celle obtenue analytiquement dans le cas rigide. La Figure 3.17 illustre ces quatre courbes.

La courbe à faible vitesse de coupe (70 m.min^{-1}) reproduit fidèlement les comportements qui viennent d'être décrits. Par contre, les différences remarquables pour les plus hautes vitesses de coupe sont à noter. Non seulement, certaines étapes semblent avoir disparues mais de nouveaux comportements semblent apparaître. Par exemple, la rupture de pente observée précédemment n'apparaît plus, la coupe semble donc devenir continue et un comportement sinusoïdal des efforts apparaît. Mais une des différences les plus frappantes et qui corrobore en partie la précédente est associée à la disparition du plateau à valeur nulle au profit de zones plus ou moins perturbées. Sur la courbe à très haute vitesse de coupe (650 m.min^{-1}), la coupe semble totalement continue, la courbe rappelle l'évolution d'une courbe de rainurage.

Il est donc clair que de nouveaux phénomènes rentrent en ligne de compte, vraisemblablement des phénomènes vibratoires ou de comportement flexible de l'outil. Ils mettent en évidence les limites des modèles rigides pour décrire de façon fidèle les courbes d'efforts de coupe, amenant à conclure que pour les basses vitesses de coupe les modèles sont fiables et les hypothèses cohérentes alors que pour les moyennes et hautes vitesses des améliorations sont nécessaires.

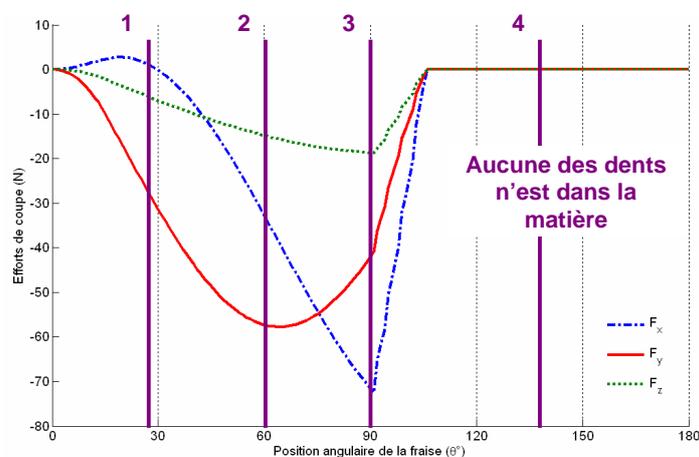


FIG. 3.16 – Courbes analytiques d’efforts de coupe en condition d’épaulement et en configuration d’opposition pour un passage de dent.

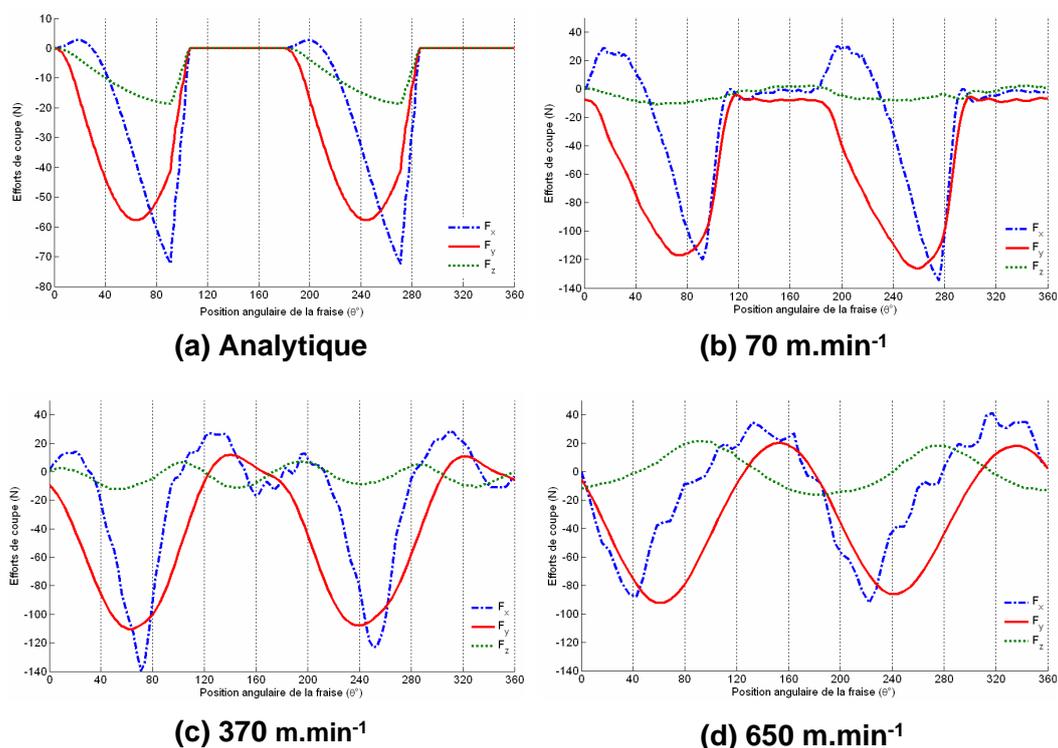


FIG. 3.17 – Comparaison qualitative des courbes d’efforts de coupe en condition d’épaulement et en configuration d’opposition avec les fraises A (voir figure 3.2). (a) Courbes d’efforts dans le cas rigide obtenues analytiquement. (b) Courbes d’efforts à une vitesse de 70 m.min^{-1} . (c) Courbes d’efforts à une vitesse de 370 m.min^{-1} . (d) Courbes d’efforts à une vitesse de 650 m.min^{-1} . ($f_z=0,03 \text{ mm.dt}^{-1}$, $a_e=3 \text{ mm}$, $a_p=1 \text{ mm}$)

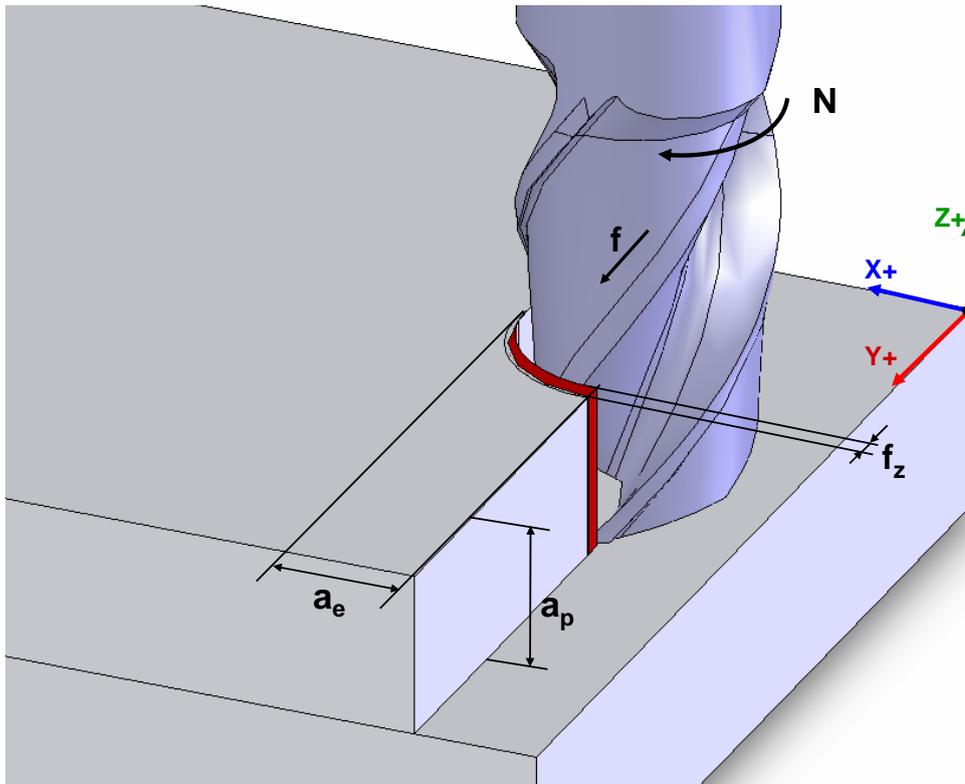


FIG. 3.18 – Engagement de la fraise en condition d'épaulement et en configuration avalant.

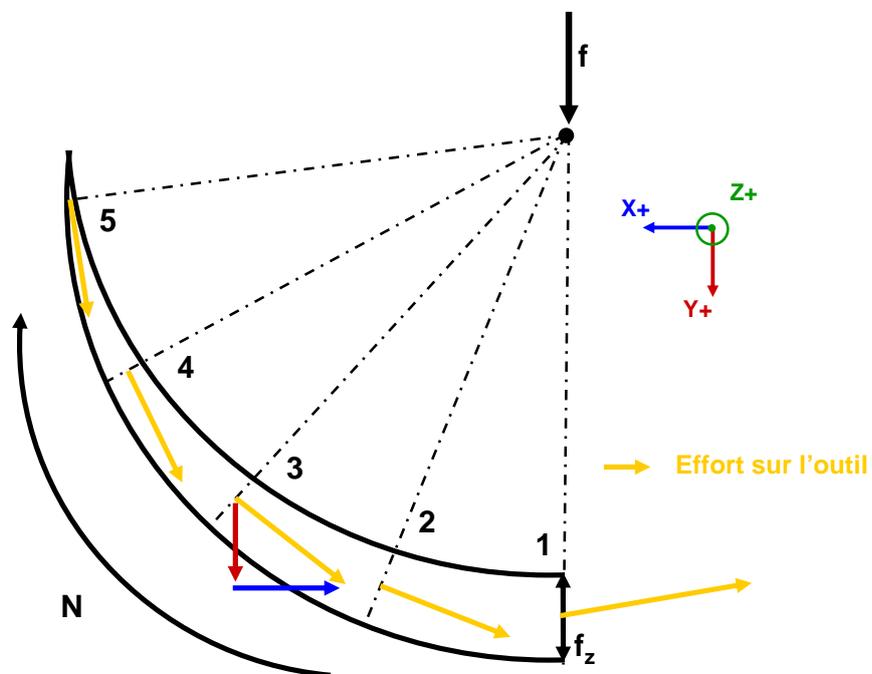


FIG. 3.19 – Parcours d'une dent dans la matière en condition d'épaulement et en configuration avalant.

3.2.1.3 Condition de fraisage d'épaulement - Avalant

Lorsque la fraise est en condition de fraisage d'épaulement en avalant, la prise de passe radiale de la fraise est strictement inférieure au diamètre de la fraise ($a_e < \phi$). C'est l'opération symétrique à l'opposition. On parle d'avalant lorsque, tangentiellement à la surface usinée latérale, l'arrivée de la matière sur une dent de l'outil est dans le même sens de déplacement de l'outil par rapport à la pièce. Les dents attaquent donc la matière par une épaisseur de copeau maximum et terminent leur travail en quittant le copeau à épaisseur nulle. Comme précédemment, le cas de la demi immersion est considéré et les figures 3.18, 3.19, 3.20 et 3.21 sont proposées.

Ensuite l'étude du fraisage d'épaulement en avalant se recentre comme précédemment sur les efforts de coupe et leurs évolutions en fonction de l'engagement dans l'hypothèse d'un outil rigide.

- L'étape 1 correspond à l'entrée de la dent dans la matière, elle commence donc dans ce cas par une épaisseur maximale égale à l'avance f_z : c'est la zone de charge maximale. Cette charge arrive très brusquement, c'est pourquoi une rupture de pente est observée sur les trois efforts de coupe. Contrairement au cas précédent, la rupture de pente symbolise la prise de matière immédiate. Cette zone se caractérise donc classiquement par une valeur maximale négative de l'effort transverse F_x et une diminution de l'effort d'avance F_y . Ce départ négatif de l'effort d'avance F_y est principalement dû à la pression à l'interface outil/matière subit par la face de dépouille.
- L'étape 2 correspond au passage de l'effort F_y par la valeur nulle et le début de la diminution rapide de l'effort F_x . La fraise vient donc d'être soumise à sa charge maximale, sa charge diminue progressivement et sa dent commence à se diriger dans le sens inverse de l'avance.
- L'étape 3 correspond à l'étape finale où la charge tend à devenir nulle. Elle est caractérisée par une valeur maximale positive sur F_y . Juste après cette étape, l'effort F_y décroît. l'étape 3 est donc le lieu critique de l'effort d'avance.
- L'étape 4 correspond à l'annulation des trois efforts de coupe. Dans cette zone la dent est sortie de la matière et l'autre n'est pas encore arrivée. (voir figure 3.21 (a)).

En avalant, les différences importantes sont observées entre les essais menés avec les fraises B à différentes vitesses de coupe (70, 370, 590 $m.min^{-1}$) à celle obtenue analytiquement dans le cas rigide. La Figure 3.21 illustre ces quatre courbes.

Comme dans le cas précédent, la courbe à faible vitesse reproduit les comportements qui viennent d'être décrits, mais ici, la zone présentant le plateau d'efforts à valeurs nulles est déjà perturbée. Par contre, les différences remarquables pour les plus hautes vitesses de coupe sont retrouvées.

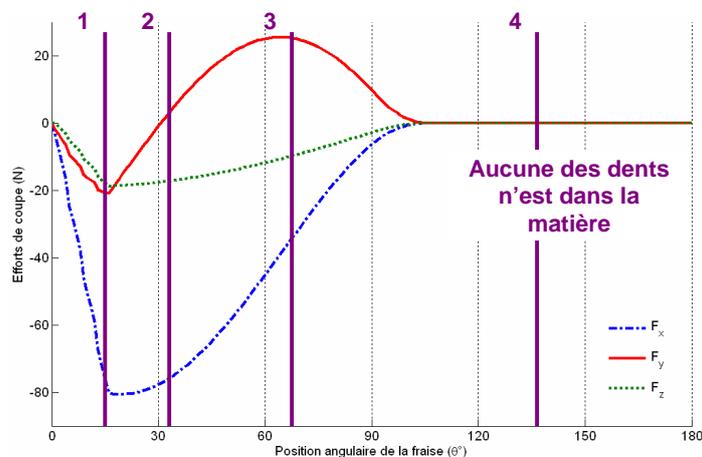


FIG. 3.20 – Courbes analytiques d’efforts de coupe en condition d’épaulement et en configuration avalant pour un passage de dent.

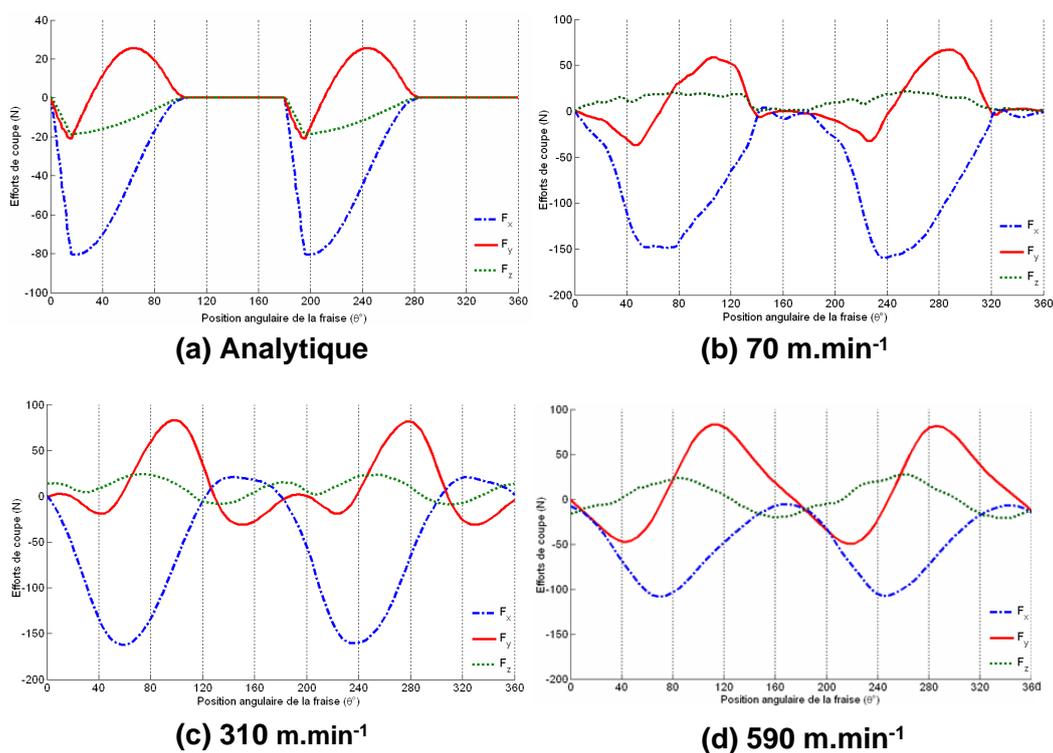


FIG. 3.21 – Comparaison qualitative des courbes d’efforts de coupe en condition d’épaulement et en configuration avalant avec les fraises B (voir figure 3.2). (a) Courbes d’efforts dans le cas rigide obtenues analytiquement. (b) Courbes d’efforts à une vitesse de 70 $m.min^{-1}$. (c) Courbes d’efforts à une vitesse de 370 $m.min^{-1}$. (d) Courbes d’efforts à une vitesse de 590 $m.min^{-1}$. ($f_z=0,045 mm.dt^{-1}$, $a_e=6 mm$, $a_p=1 mm$)

Il est donc clair une fois de plus que de nouveaux phénomènes apparaissent, vraisemblablement des phénomènes vibratoires ou de comportement flexible de l'outil. Nouveaux phénomènes qui semblent moins favorables pour les fraises B que pour les fraises A, ce qui est probablement dû à la rigidité conférée par la structure en carbure de tungstène micro-grains des fraises A.

3.2.2 Campagnes d'essais

Tous les essais menés avec les deux types de fraises présentés précédemment sont listés dans le tableau 3.2 avec les différentes avances utilisées, les plages de vitesse de coupe testées et les configurations d'usinage considérées. Tous les essais ont été menés en demi immersion ($a_e = \frac{\phi}{2} = 3 \text{ mm}$) et avec une profondeur de passe constante ($a_p = 1 \text{ mm}$).

Fraises	Revêtement	Vitesse de coupe ($m.min^{-1}$)	Avance à la dent (mm)	Configuration
Fraise A	Sans	70 à 650	0,015	opposition
Fraise A	Sans	70 à 650	0,03	opposition
Fraise A	Sans	70 à 650	0,045	opposition
Fraise A	Sans	70 à 370	0,06	opposition
Fraise A	TiCN	70 à 650	0,015	opposition
Fraise A	TiCN	70 à 650	0,03	opposition
Fraise A	TiCN	70 à 650	0,045	opposition
Fraise B	Sans	70 à 590	0,01	opposition
Fraise B	Sans	70 à 590	0,015	opposition
Fraise B	Sans	70 à 590	0,03	opposition
Fraise B	Sans	70 à 590	0,045	opposition
Fraise B	Sans	70 à 590	0,06	opposition
Fraise B	Sans	70 à 590	0,015	avalant
Fraise B	Sans	70 à 590	0,03	avalant
Fraise B	Sans	70 à 590	0,045	avalant

TAB. 3.2 – Essais de fraisage effectués au cours de l'étude avec les fraises A et B.

3.2.3 Domaine de validité des mesures

Le domaine de validité des mesures du système d'acquisition est présenté de façon synthétique pour connaître la plage de vitesses de coupe mise à disposition par le système d'acquisition. Les figures 3.22 et 3.23 détaillent les limites du système expérimental mais pointent aussi les difficultés technologiques actuelles pour atteindre certaines plages de coupe élevées dans les conditions du macro-fraisage ou du micro-fraisage .

3.2.3.1 Pour le fraisage sur la machine KERN

On présente ici le cas du domaine du fraisage avec un outil de diamètre 6 mm . La figure 3.22 illustre le nombre de points d'échantillonnage maximum autorisé pour un passage de dent et fait apparaître les limites technologiques matérielles. La première limite apparue lors des essais consiste à avoir au minimum 20 points d'échantillonnage par dent de façon à obtenir une bonne reproduction des courbes d'efforts de coupe. Cette première condition déterminée par la fréquence maximale de la carte d'acquisition National Instruments limite la plage à une vitesse de coupe de 1130 m.min^{-1} . Ensuite, deux limites technologiques apparaissent : la limite maximale d'acquisition en fréquence de la platine Kistler et la limite de travail de la broche de la machine. Il est à noter qu'il est préférable de travailler au moins à 30 % en dessous de la fréquence limite de la platine afin d'éviter tout effet d'amplification. La broche étant le critère le plus sévère dans cette configuration, la vitesse de coupe limite atteignable est de 660 m.min^{-1} .

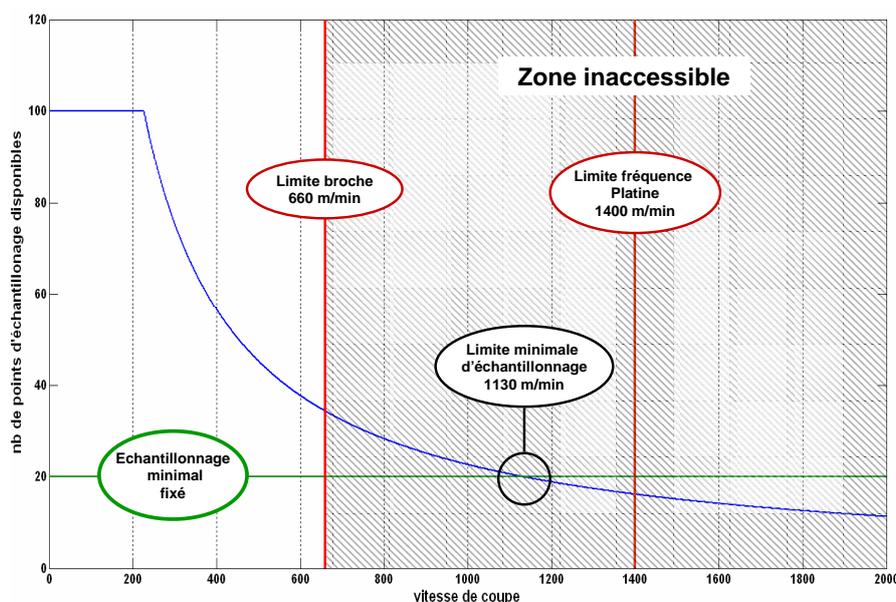


FIG. 3.22 – Domaine de mesure accessible avec une fraise $\phi 6\text{ mm}$ illustré par le nombre de point d'échantillonnage maximum autorisé par l'équipement en fonction de la vitesse de coupe.

3.2.3.2 Pour le micro fraisage

Pour le micro fraisage avec une fraise de $\phi 600\ \mu\text{m}$, la configuration est un peu plus complexe. En effet, la machine possède deux broches, une pour l'usinage conventionnel ou micro (0 à 35000 tr.min^{-1}) et une dédiée au micro usinage (60000 à $160000\text{ tr.min}^{-1}$),

elles induisent donc une zone inaccessible pour les essais entre 35000 et 60000 $tr.min^{-1}$. Cette zone rend donc inaccessible les vitesses de coupe comprises entre 66 et 112 $m.min^{-1}$.

Sur la figure 3.23, deux autres limites technologiques dues aux platines d'acquisition apparaissent, la première limite est imposée par la platine dynamométrique du système de mesure employé et la seconde limite correspond à la platine dédiée au micro-fraisage disponible sur le marché. Il est donc aujourd'hui technologiquement possible de couvrir des vitesses de coupe en micro fraisage jusqu'à 250 $m.min^{-1}$ pour une fraise de ϕ 600 μm . Comme précédemment, la limite minimale d'échantillonnage impose une limite à 112 $m.min^{-1}$ qui se réduit donc à 66 $m.min^{-1}$. La carte d'acquisition impose donc la limite la plus sévère. Pour des essais plus poussés en micro fraisage, une carte d'acquisition plus performante semble indispensable. En tout état de cause, la problématique technologique des dynamomètres d'acquisition constitue une limite majeure pour étudier le procédé de micro fraisage. En effet, avec le même raisonnement que précédemment, pour une fraise de ϕ 300 μm , la limite en vitesse de coupe serait de 125 $m.min^{-1}$ et pour une fraise de ϕ 100 μm elle serait de 41 $m.min^{-1}$. Un enjeu de taille associé aux acquisitions en micro fraisage est mis en évidence grâce à cette discussion.

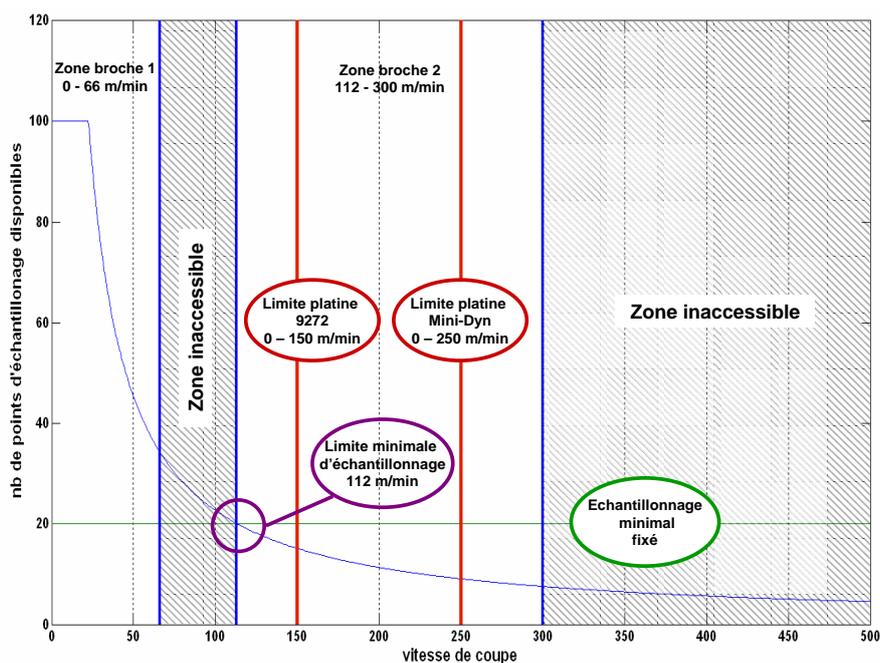


FIG. 3.23 – Domaine de mesure accessible avec une fraise ϕ 600 μm illustré par le nombre de point d'échantillonnage maximum autorisé par l'équipement en fonction de la vitesse de coupe.

3.3 Analyse des essais menés avec les fraises A

L'analyse de tous les essais effectués commence naturellement par l'étude des efforts de coupe mesurés en fonction de la vitesse de coupe et de l'avance. Ensuite, différents éléments comme les copeaux, les états de surface ou l'usure sont observés afin de mieux comprendre les phénomènes mis en jeu au cours de l'usinage et d'illustrer les comportements du procédé pour certaines zones d'utilisation. Les résultats présentés ne prétendent pas être exhaustifs mais ils permettent d'apporter certains éclaircissements, d'ouvrir vers des études plus complètes et de soulever des questions importantes sur un procédé très utilisé industriellement mais globalement méconnu. Les fraises utilisées sont décrites sur la figure 3.2, tous les essais sont menés en épaulement en configuration d'opposition en demi immersion ($a_e = \frac{\phi}{2} = 3 \text{ mm}$) et avec une profondeur de passe constante ($a_p = 1 \text{ mm}$).

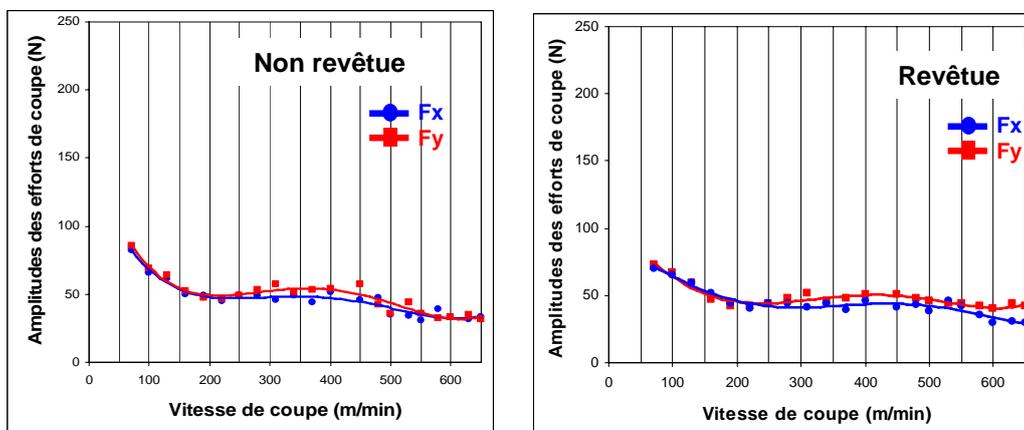
3.3.1 Usinabilité de l'acier inoxydable 304L

La première analyse porte sur l'influence des conditions de coupe sur les efforts mesurés. Sur la figure 3.24 les valeurs moyennes des amplitudes crête à crête des efforts transverses F_x et des efforts d'avance F_y sont représentés en fonction des vitesses de coupe et des avances choisies pour des fraises revêtues ou non. Les constatations suivantes peuvent être faites :

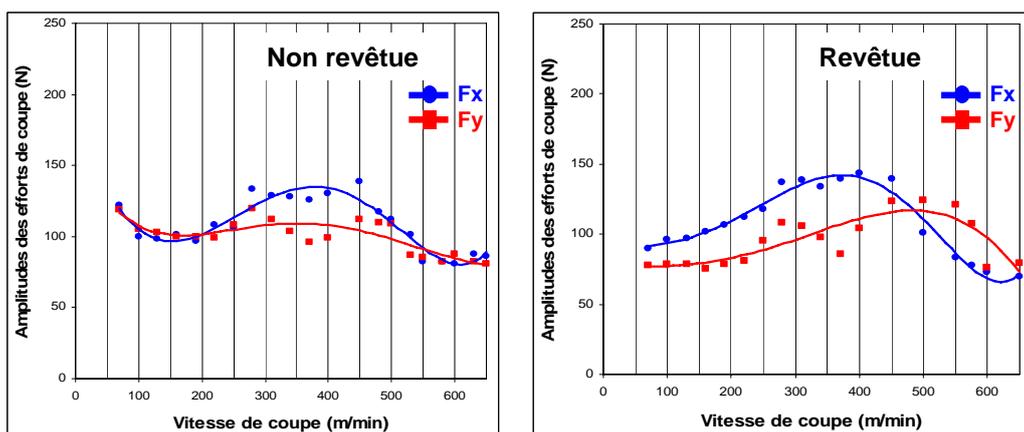
- Comme attendu, le niveau des efforts augmente de façon proportionnelle à l'avance.
- Sur toutes les courbes, trois zones de travail sont observées, une première zone de faibles vitesses de coupe où les efforts sont stables voire en légère diminution. Une deuxième zone critique où les efforts augmentent. Et enfin une troisième zone de hautes vitesses de coupe où les efforts diminuent de façon importante pour atteindre des valeurs plus faibles que celles de la première zone.
- Entre les fraises non revêtues et revêtues, les courbes sont assez similaires, une différence peut toutefois être notée. En effet les niveaux des courbes d'efforts des fraises revêtues sont apparues légèrement plus faibles que ceux des non revêtues.
- En revanche pour les différentes avances, la zone secondaire est plus ou moins marquée, la criticité de cette zone semble donc directement dépendre de la valeur de l'avance ou encore de la quantité d'engagement dans la matière de l'outil.

Ces essais permettent donc de distinguer trois zones, deux favorables et une défavorable. Les zones à condition d'usinage stable et à efforts de coupe réduits sont décrites par une zone d'usinage conventionnelle comprise entre 0 et 250 m.min^{-1} et une zone d'usinage grande vitesse débutant à 450 m.min^{-1} . La zone à condition instable et à efforts de coupe critiques est décrite par une zone morte comprise entre 250 et 450 m.min^{-1} .

f = 0,015 mm/dt



f = 0,03 mm/dt



f = 0,045 mm/dt

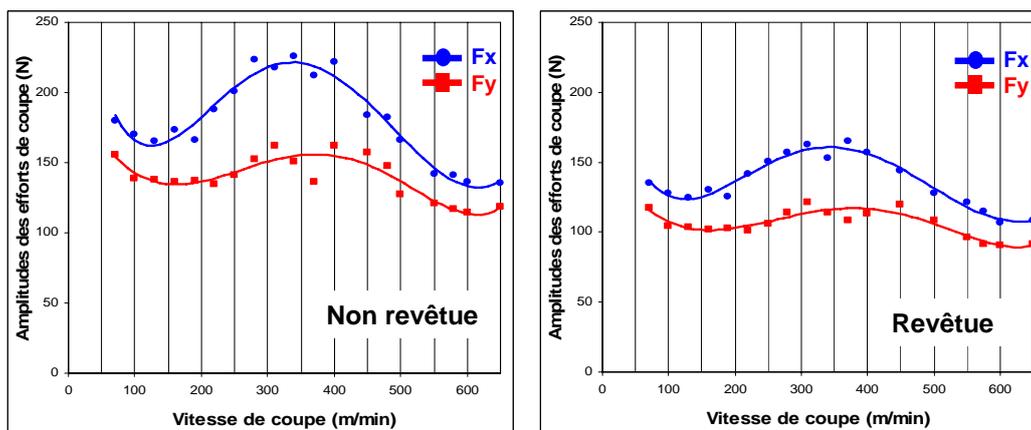


FIG. 3.24 – Evolution de l'amplitude des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe pour différentes avances obtenues en opposition avec les fraises A (voir figure 3.2). ($a_e=3$ mm, $a_p=1$ mm)

3.3.2 Le faux-rond d'outil

Le faux rond d'outil est un phénomène ayant un rôle très important sur l'engagement de l'outil dans la matière. Il modifie en effet la position théorique des arêtes de coupe. En ce sens, il constitue un facteur important de l'usure de l'outil et plus particulièrement de la dent de la fraise car il modifie la répartition des efforts de coupe entre les dents. Le faux rond d'outil est un décalage entre l'axe de rotation de la broche et l'axe central de l'outil.

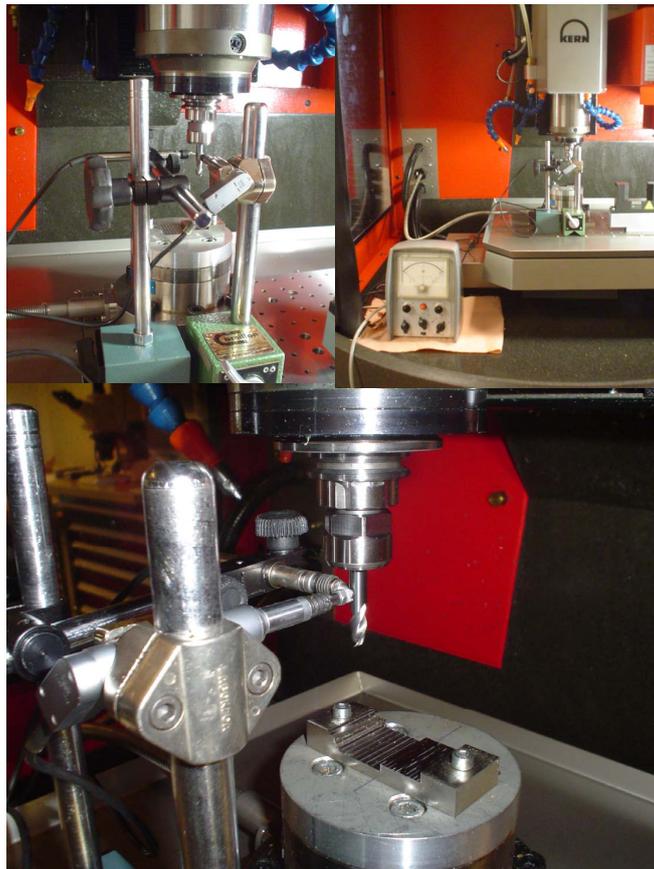


FIG. 3.25 – Montage permettant la mesure du faux-rond radial par contact sur l'outil.

Il est généralement divisé en deux types, le faux-rond axial ou dépinçage (non parallélisme ou décalage angulaire entre l'axe de l'outil et l'axe de broche) et le faux-rond radial (excentricité de l'axe de l'outil par rapport à l'axe de rotation de la broche). Il dépend principalement de la qualité de la broche, du porte outil et de l'outil utilisés. Il doit être considéré comme un des phénomènes les plus sévères des défauts du procédé car ses effets sont critiques en fraisage conventionnel et dramatiques en micro fraisage. Pour des outils assez courts, le faux-rond radial est généralement plus marqué et a une influence plus grande sur l'engagement réel des dents dans la matière.

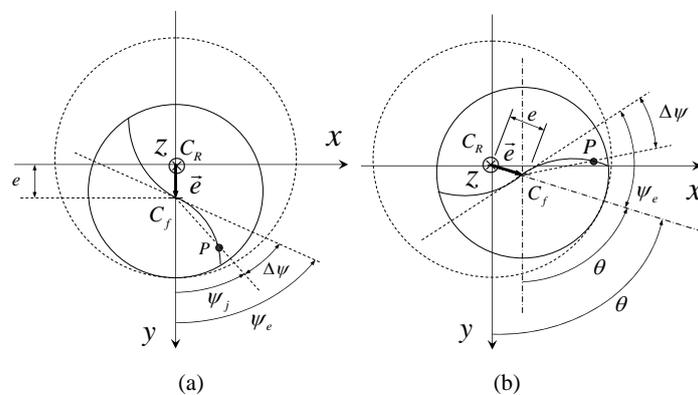


FIG. 3.26 – Schéma du repérage du faux rond sur l'outil. (Fontaine, 2004)[5]

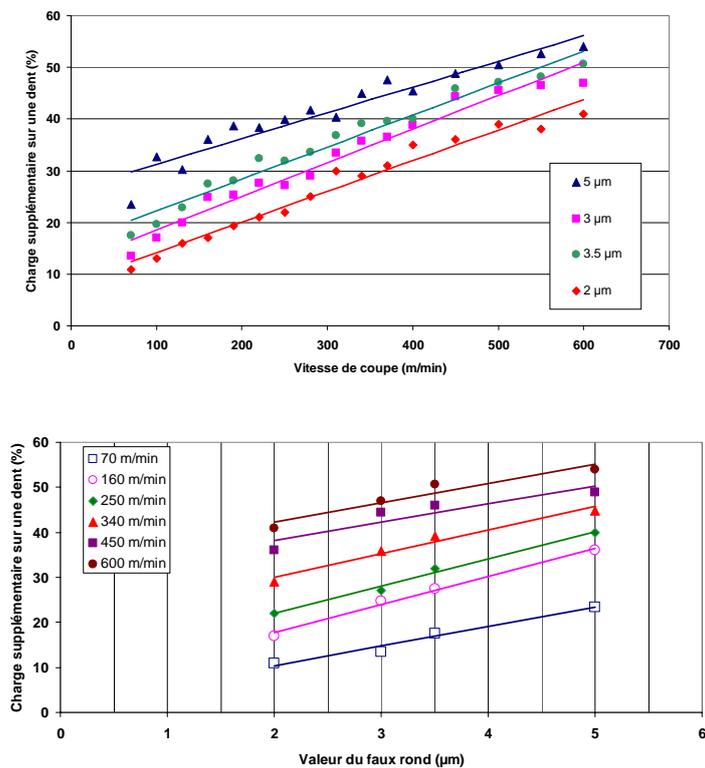


FIG. 3.27 – Courbes d'évolution de la surcharge induite sur une dent par le faux-rond en fonction de la vitesse de coupe.

Pour les essais menés avec les fraises A non revêtues, une mesure du faux-rond radial a été effectuée avant chaque série d'essai de façon à quantifier la valeur du défaut et d'observer son influence sur les efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe. La mesure a été effectuée grâce à un boîtier et deux capteurs de position TESA, l'un à contact linéique et l'autre à contact ponctuel. La précision maximale atteinte est de $0,1 \mu m$ et la mesure au micron est fidèle et juste. Le principe de la mesure consiste à faire tourner la fraise lentement de façon à observer la différence de position entre deux positions extrêmes. Le montage est illustré sur la figure 3.25. En toute rigueur, le faux-rond doit être repéré par une valeur d'excentricité et une position angulaire du défaut maximal sur le cylindre de la fraise, comme sur le schéma proposé en Figure 3.26.

Au cours de nos différents essais, le faux-rond mesuré sur les fraises se situait entre $2 \mu m$ et $5 \mu m$, ce qui dans le cas du fraisage conventionnel peut représenter tout au plus 30% de l'avance. Le phénomène n'est donc pas critique mais possède un réel effet sur la stabilité de la coupe et l'usure de l'outil. L'effet du faux-rond d'outil est illustré sur la figure 3.28, où deux courbes d'effort de coupe mesurées avec deux valeurs de faux rond différentes sont présentées. Chacune d'elles représente un tour de fraise ce qui revient à considérer le passage des deux dents. Sur ces courbes, le faux-rond modifie la répartition des efforts entre chaque dent de la fraise. La charge supplémentaire sur une dent est une valeur proposée pour quantifier son effet, elle correspond au pourcentage de la valeur moyenne des efforts que l'on trouve en plus et en moins sur chacune des dents. La surcharge et la décharge sont donc égales et opposées, la valeur maximale mesurée dépasse les 50 %.

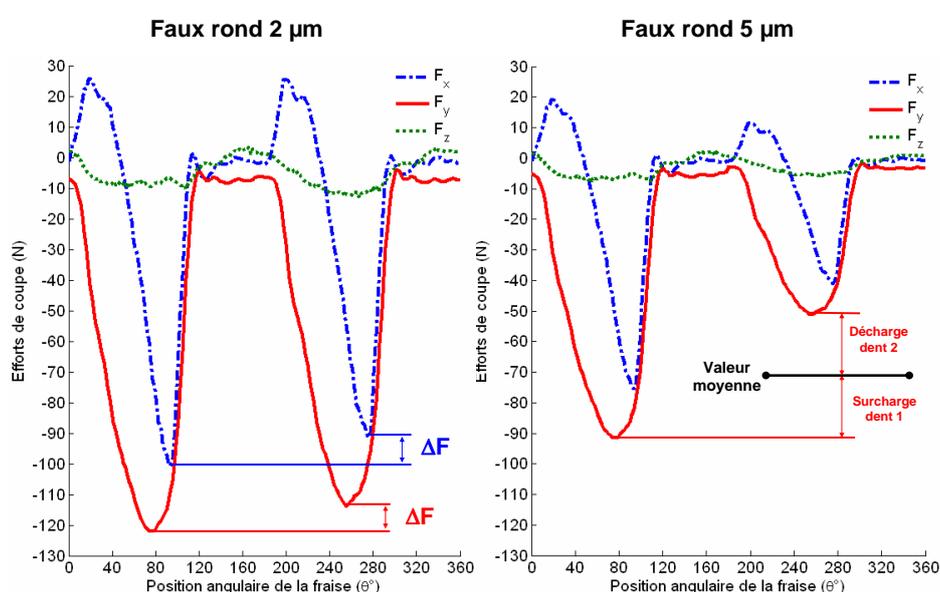


FIG. 3.28 – Courbes d'efforts de coupe illustrant l'effet de deux valeurs différentes du faux rond sur les charges de chacune des dents de l'outil.

Après analyse des essais, la variation de cette charge supplémentaire a été étudiée, les résultats sont mis en exergue sur la figure 3.27. Il est à noter que la charge augmente de façon importante avec la vitesse de coupe, l'effet du faux rond semble donc s'amplifier à mesure que la vitesse de coupe augmente. Par ailleurs, la charge augmente linéairement en fonction de la valeur du faux rond et augmente de manière globale avec la vitesse de coupe. Il semblerait donc que pour de hautes vitesses de coupe, le phénomène du faux rond s'ajoutant aux effets dynamiques importants devient un point critique pour le comportement de l'outil, la qualité de la surface usinée et en particulier pour l'usure ou la rupture de la dent qui subit la surcharge.

3.3.3 Etats de surface

Dans la suite, les états de surface ont été étudiés car ils sont, du point de vue industriel, un critère classiquement utilisé pour caractériser les opérations d'usinage. En effet, nous avons montré précédemment qu'il existait du point de vue des efforts de coupe trois zones de travail en fraisage de l'acier inoxydable 304L. Il est intéressant de tenter de corrélérer ces limites avec les états de surface des opérations effectuées. Toutes les mesures ont été réalisées sur un rugosimètre à palpeur mécanique présent au laboratoire de métrologie à l'ENSMM et elles ont été complétées par des mesures par microscopie optique sur le topo-microscope Alicona. Cette étude a été conduite avec une série d'essais présentant les conditions les plus stables du point de vue des efforts de coupe, c'est-à-dire la série réalisée avec une avance de $0,03 \text{ mm.dent}^{-1}$ et une fraise non revêtue.

Les résultats obtenus sur la rugosité et l'ondulation avec le rugosimètre sont présentés sur la Figure 3.29. La première remarque essentielle sur ces courbes concerne les valeurs de R_a et W_a qui sont quasiment constantes tout au long des essais, la vitesse de coupe ne semble donc pas jouer un rôle important sur ces paramètres. Il est tout de même important de noter que le R_a possède une valeur constante autour de $0,3 \mu\text{m}$, ce qui constitue une valeur de rugosité très faible pour une opération industrielle. Ce remarquable résultat est vraisemblablement la conséquence de la très bonne rigidité de la machine KERN obtenue grâce à sa table de travail montée sur un bâti rigide en béton polymère dont le coefficient d'amortissement est vingt fois supérieur à celui de la fonte. Ce résultat est également associé à la qualité des outils en carbure micro-grains.

Les valeurs de R_t et W_t sont beaucoup moins stables pour les différents essais. Pour le R_t , il est en effet difficile de conclure. La zone défavorable considérée précédemment semble être une zone critique pour le R_t , et la zone d'usinage grande vitesse exhibe une décroissance continue du R_t , mais les valeurs les plus faibles sont obtenues en fin de zone d'usinage traditionnel. Le W_t , quant à lui, semble montrer une croissance globale avec la vitesse de coupe, sauf pour les dernières valeurs de vitesse de coupe, mais il semble devenir de plus en plus critique avec l'augmentation des vitesses. La dynamique de la coupe semble donc être critique pour les valeurs d'ondulation.

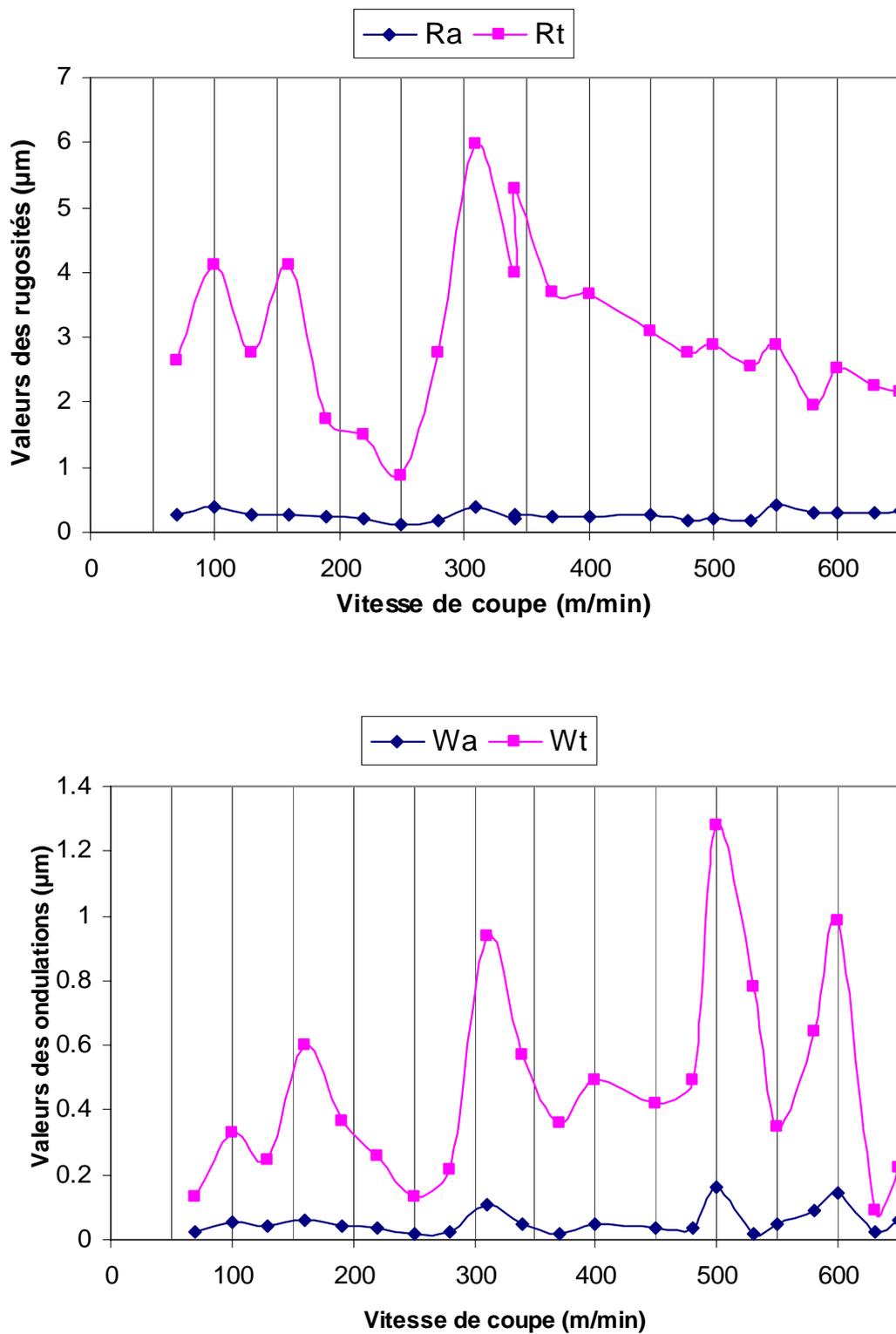


FIG. 3.29 – Mesures de rugosité et d'ondulation pour différentes vitesses de coupe testées avec les fraises A non revêtues pour une avance de $0,03 \text{ mm.dent}^{-1}$.

Des mesures optiques à l'aide du topo-microscope ont été réalisées et sont présentées en figure 3.30. Ces mesures ont permis d'observer optiquement avec un grossissement ($\times 20$) les états de surface à différentes vitesses de coupe, et comme précédemment il semble donc impossible de conclure à une zone favorable ou non. Les textures obtenues optiquement ne permettent pas de dégager de conclusions intéressantes. Les mesures ont en revanche permis de mettre en évidence, les différences importantes du mode d'engagement de l'outil dans la pièce. En effet sur la figure 3.30, les entrées dans la matière de l'outil pour trois vitesses de coupe sont présentées.

- Pour une vitesse de coupe de 70 m.min^{-1} dite d'usinage traditionnel, l'entrée dans la matière est sévère, la surface de la pièce est alors fortement marquée par l'arrivée de l'outil en rotation et une certaine distance est nécessaire pour stabiliser l'outil. Ces mesures se corrélaient très bien avec les courbes d'efforts de coupe qui exhibent en entrée et en sortie de coupe une zone d'instabilité, caractérisée dans ce cas par une montée brutale des efforts. Ce phénomène d'engagement initial est donc dommageable du point de vue de la qualité de la surface usinée mais aussi du point de vue de l'usure de l'outil.
- Pour une vitesse de coupe de 450 m.min^{-1} correspondant à la limite supérieure de la zone instable, le phénomène est largement amplifié du point de vue de l'état de surface ou du pic d'efforts de coupe. L'outil met plus de temps pour se stabiliser et la surface au bord de l'échantillon est sévèrement mise à l'épreuve.
- Alors que pour une vitesse de coupe de 650 m.min^{-1} correspondant à une vitesse de la zone d'usinage grande vitesse, le phénomène a quasiment disparu. La surface ne possède pas de défauts importants et sur les courbes expérimentales le pic d'efforts de coupe a quasiment disparu. Cette zone semble donc bien plus favorable à l'engagement initial de l'outil dans la matière.

En conclusion, la qualité des états de surface est globalement très bonne pour tous ces essais, la valeur de R_a constante est remarquable et le W_a est quasiment constant. Les résultats obtenus sur le R_t et le W_t sont difficiles à corréler avec les différentes zones d'usinage mises en évidence sur les efforts de coupe. Les mesures réalisées ne permettent donc pas de conclure sur une corrélation entre la zone défavorable du point de vue des efforts de coupe et les états de surfaces obtenus.

Une étude plus poussée avec un rugosimètre possédant une pointe plus petite permettrait peut être d'aller plus loin dans ces investigations. Cette étude a toutefois permis de mettre en évidence les différences d'engagement initial de l'outil dans la pièce pour différentes vitesses de coupe et de mettre en avant les résultats obtenus pour de hautes vitesses de coupe.

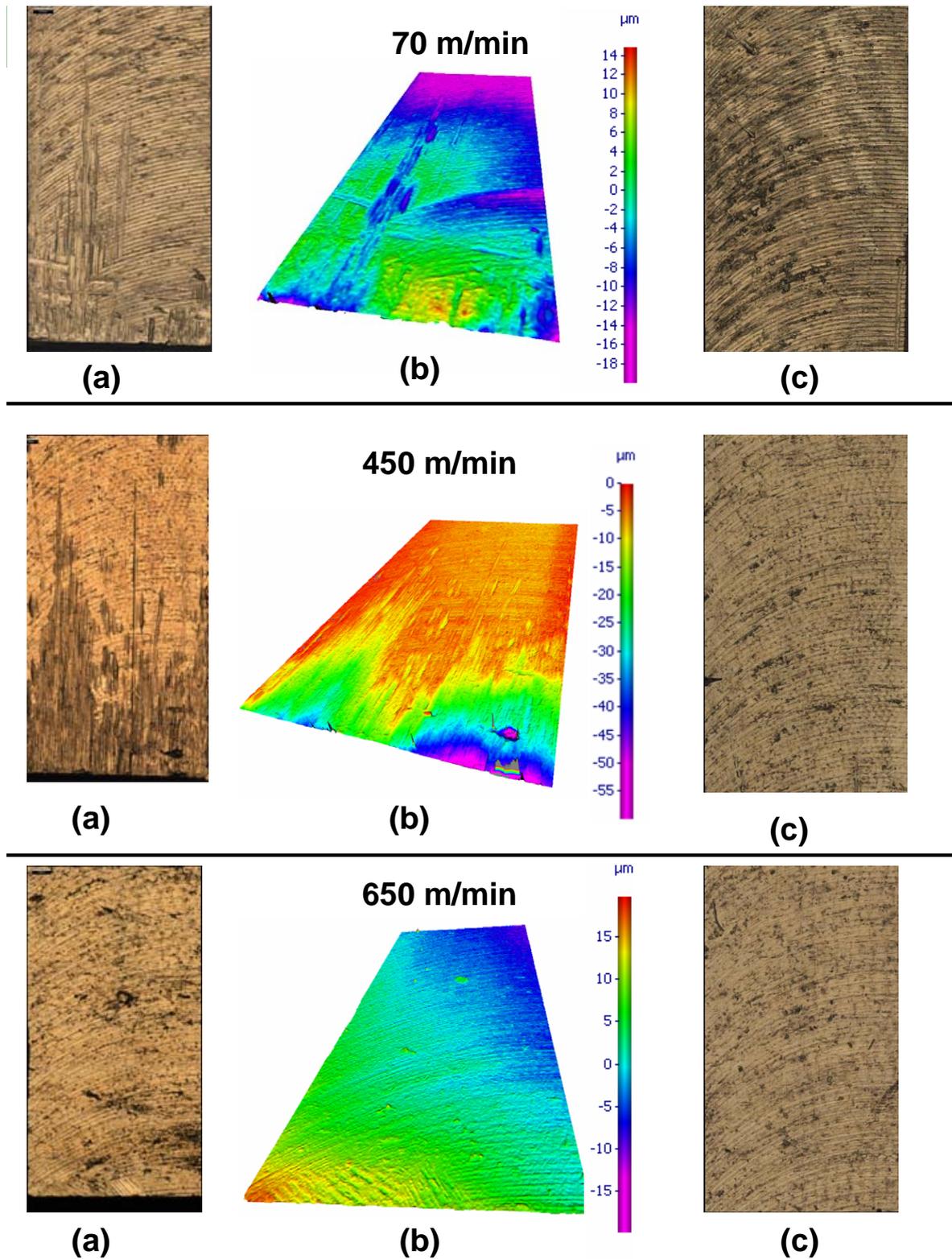


FIG. 3.30 – Mesures optiques des états de surface et illustration des différences de l'engagement initial de l'outil dans la matière pour trois vitesses de coupe. (a) et (b) illustre les états de surface présents en entrée ou en sortie de la pièce échantillon. (c) représente les états de surface dans la zone centrale de la pièce échantillon.

3.3.4 Formation des copeaux

Les copeaux sont une partie essentielle du procédé, car ils sont la résultante de la déformation de la matière et aussi la zone témoin des sollicitations les plus intenses dues à l'usinage. Dans la littérature, peu de travaux s'intéressent à l'observation des copeaux en fraisage. Il est en effet difficile de relier le copeau à son mode de formation car sa forme finale est très loin de la forme d'un copeau dans un cas élémentaire. En tournage, cette différence est bien plus réduite, il est donc plus facile de conclure. Ici, l'objectif n'est pas de comparer un copeau réel au cas 2D ou rigide, mais plutôt d'observer les différences et l'évolution de ces copeaux en fonction des paramètres de l'usinage pour espérer dégager des tendances. Une première analyse qualitative sera proposée, puis complétée par une étude de l'évolution de la longueur et de l'épaisseur du copeau.

L'analyse qualitative proposée en figure 3.32 montre que les copeaux réalisés ont une forme en arc de cercle caractéristique de la goujure de la fraise, ils possèdent aussi des stries sur leur surface qui font penser à celles présentes sur la fraise après les opérations de meulage. Ils demeurent assez longs jusqu'à une vitesse de coupe de 280 m.min^{-1} et diminuent ensuite de façon importante. L'aspect métallique des copeaux est assez proche du matériau brut, mais à la valeur charnière de 450 m.min^{-1} , un important changement apparaît à la surface des copeaux. Des couleurs d'oxydes semblent alors apparaître dans une gamme du rouge au bleu en passant par l'orange. Les copeaux semblent avoir subi une contrainte thermique importante. Une étude métallurgique plus poussée aurait pu permettre de conclure de façon plus précise sur cette évolution soudaine et persistante.



FIG. 3.31 – Forme caractéristique d'un copeau en fraisage. Observation de la tranche pour des mesures d'épaisseur (échelle indiquée $100\mu\text{m}$).

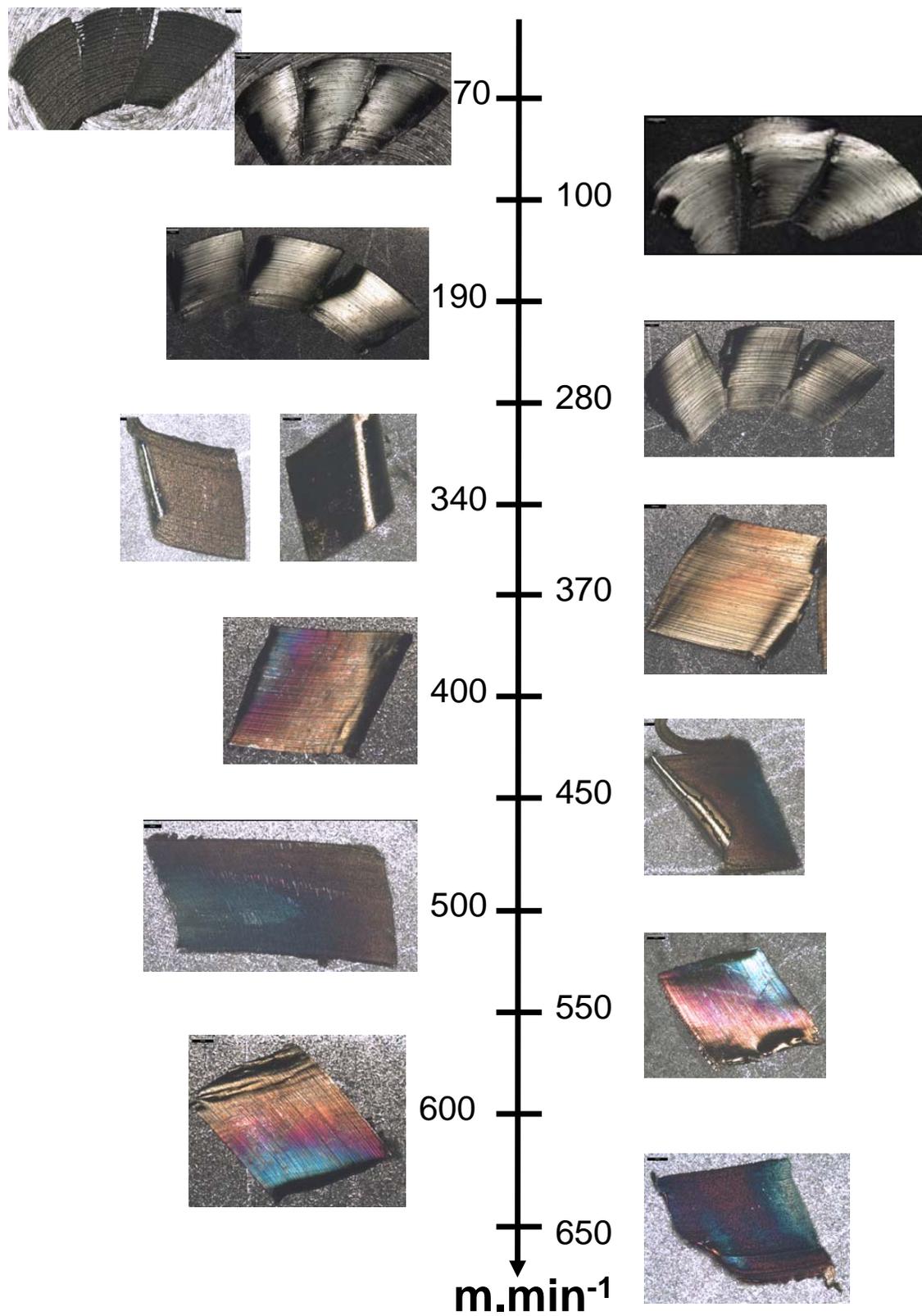


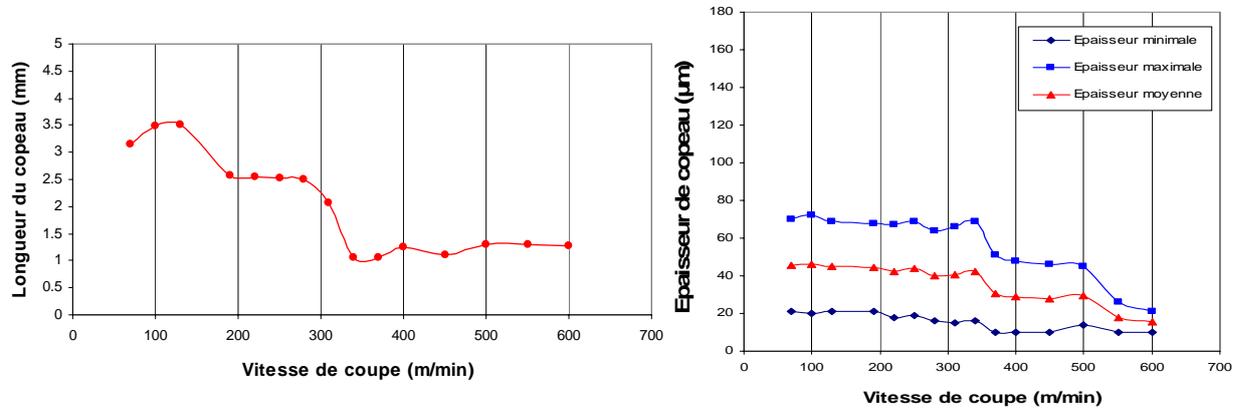
FIG. 3.32 – Evolution des copeaux observés à différentes vitesses de coupe.

L'analyse quantitative effectuée grâce aux mesures de la longueur et de l'épaisseur des copeaux avec le microscope optique Alicona a permis d'obtenir des résultats intéressants illustrés en figure 3.33 et de dégager les points suivants :

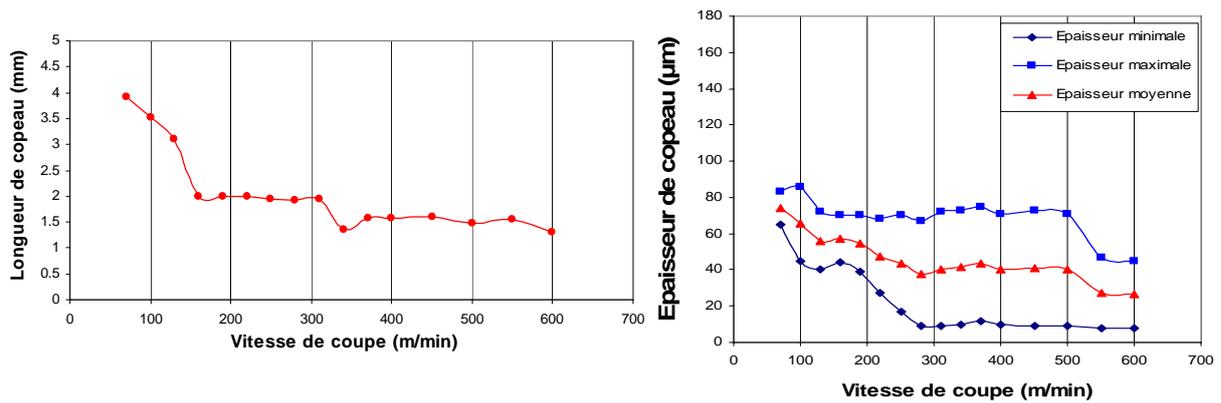
- Tout d'abord, la longueur des copeaux est toujours plus petite que la longueur théorique dans le cas rigide.
- Ensuite, trois phases d'évolution de la longueur des copeaux en fonction de la vitesse de coupe sont observés. Une première zone de décroissance rapide suivi de deux plateaux plus ou moins marqués apparaît, les valeurs limites diffèrent selon les avances choisies, mais la dispersion est relativement faible. Pour l'avance maximale, les zones sont très marquées et font bien apparaître une tendance à la diminution de la longueur du copeau lorsque la vitesse de coupe augmente.
- Pour l'épaisseur de copeau, trois courbes sont renseignées car le copeau possède une forme caractéristique illustrée sur la figure 3.31. Elle permet de dégager une épaisseur minimale et maximale. En effet, au cours d'un essai d'épaulement en opposition, l'engagement de la fraise commence à une épaisseur de copeau nulle et se termine à une épaisseur théorique égale à l'avance (Voir Figure 3.15). Bien sûr, cette géométrie est très éloignée de celle du cas rigide car le cisaillement dû à la coupe induit beaucoup de phénomènes de compression et d'étalement. L'épaisseur moyenne calculée a été ajoutée de façon à pouvoir avoir une vision globale de cette évolution. Les courbes d'évolution de l'épaisseur du copeau font apparaître le même comportement que la longueur du copeau, elles font apparaître trois zones d'évolution successives possédant les mêmes caractéristiques.

Il est difficile de ne pas faire le rapprochement entre ces résultats et ceux des efforts de coupe. Dans les deux cas, trois zones sont observées avec des valeurs limites de vitesse de coupe semblables. De plus l'approche qualitative met également en évidence une zone de hautes vitesses de coupe où la formation du copeau semble très différente. La dernière zone donnant les efforts les plus faibles semblent donc aussi montrer une rupture importante dans la formation du copeau.

Essais menés avec une avance de 0,015 mm/dt



Essais menés avec une avance de 0,03 mm/dt



Essais menés avec une avance de 0,045 mm/dt

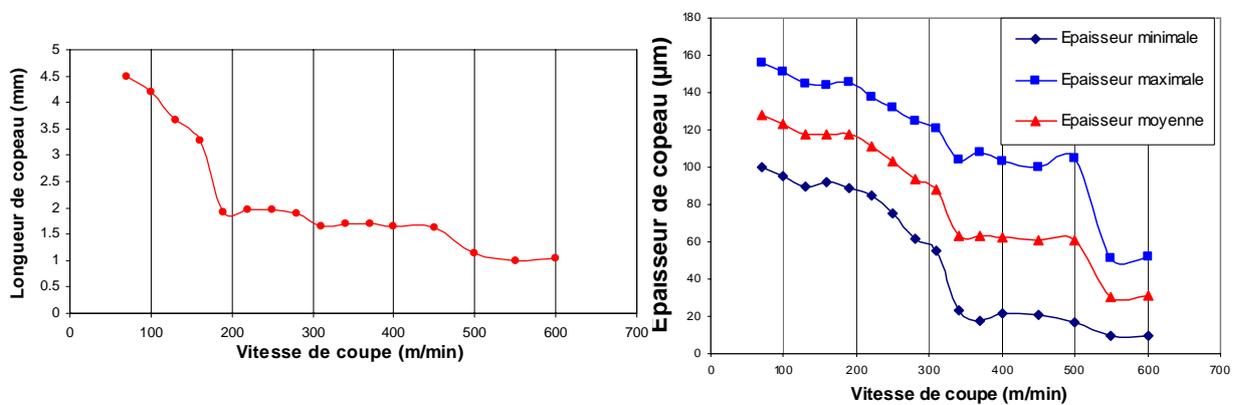


FIG. 3.33 – Courbes d'évolution de la longueur et de l'épaisseur du copeau en fonction de la vitesse de coupe pour différentes avances.

3.3.5 Usure des fraises

Pour tous les essais, l'usure des fraises a été caractérisée de façon qualitative, en comparant la fraise à la fin de chaque série d'essais à son homologue neuve. Toutes ces mesures ont été effectuées à l'aide du microscope optique Alicona. Les résultats obtenus sont présentés sur la figure 3.34, et les conclusions suivantes sont à noter :

- Pour de faibles avances, une grande usure par abrasion est observée sur la face de dépouille de la fraise.
- Pour des avances plus élevées, l'abrasion se réduit mais les fraises A ont tendance à se rayonner en pointe d'outil pour les hautes vitesses de coupe. Tandis que la face de dépouille présente une usure définie par un état de surface irrégulier et creusé par endroit.
- Pour des avances trop importantes et des vitesses de coupe moyenne, une des dents de la fraise A s'est rompue de façon brutale obligeant l'arrêt de la série d'essais.
- Pour de hautes vitesses de coupe, les fraises revêtues voient leur revêtement se dégrader très rapidement. Le revêtement des fraises A utilisées est un revêtement TiCN.
- Pour les essais présentés, la face de coupe et la goujure n'ont pas montré d'usure notable. En effet, pour de hautes vitesses de coupe, la réduction de la longueur du copeau soulage la goujure et la face de coupe de son passage. Le copeau semble plutôt être éjecté. Les essais ont en effet permis d'observer à partir de $500 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$, un jet de copeau quasi-unidirectionnel à débit régulier.
- Comme illustré sur les figures 3.36 et 3.37, une usure importante est observé sur les profils tridimensionnels de l'arête de coupe au niveau de la limite de la profondeur axiale maximale (surface libre pré-usinée est donc écrouie). La surface nouvellement créée engendre un phénomène d'entaille sur l'outil, laquelle est légèrement inclinée sous l'effet de l'angle d'hélice soulevant le copeau au moment de la coupe.

Ensuite, une étude plus poussée a été menée sur les fraises utilisées pour une série d'essais et sur la fraise témoin neuve. A l'aide du topo-microscope, une des dents de l'outil a été reconstruite en 3D, afin d'observer les différents phénomènes d'usure et en particulier d'obtenir l'évolution de l'usure de l'arête de coupe. Afin d'avoir une idée des acuités d'arête réellement utilisées localement et la rapidité de la dégradation des arêtes à différents niveaux de coupe. Les Figures 3.35, 3.36 et 3.37 présentent respectivement les résultats obtenus sur une fraise neuve, la fraise utilisée pour la série d'essais à avance faible ($0,015 \text{ mm} \cdot \text{dent}^{-1}$) et celle utilisée pour la série d'essais la plus stable à avance plus élevée ($0,03 \text{ mm} \cdot \text{dent}^{-1}$). La reconstruction 3D de la fraise a été réalisée en inclinant les fraises à 45° , la pointe de l'outil étant dirigé vers le haut.

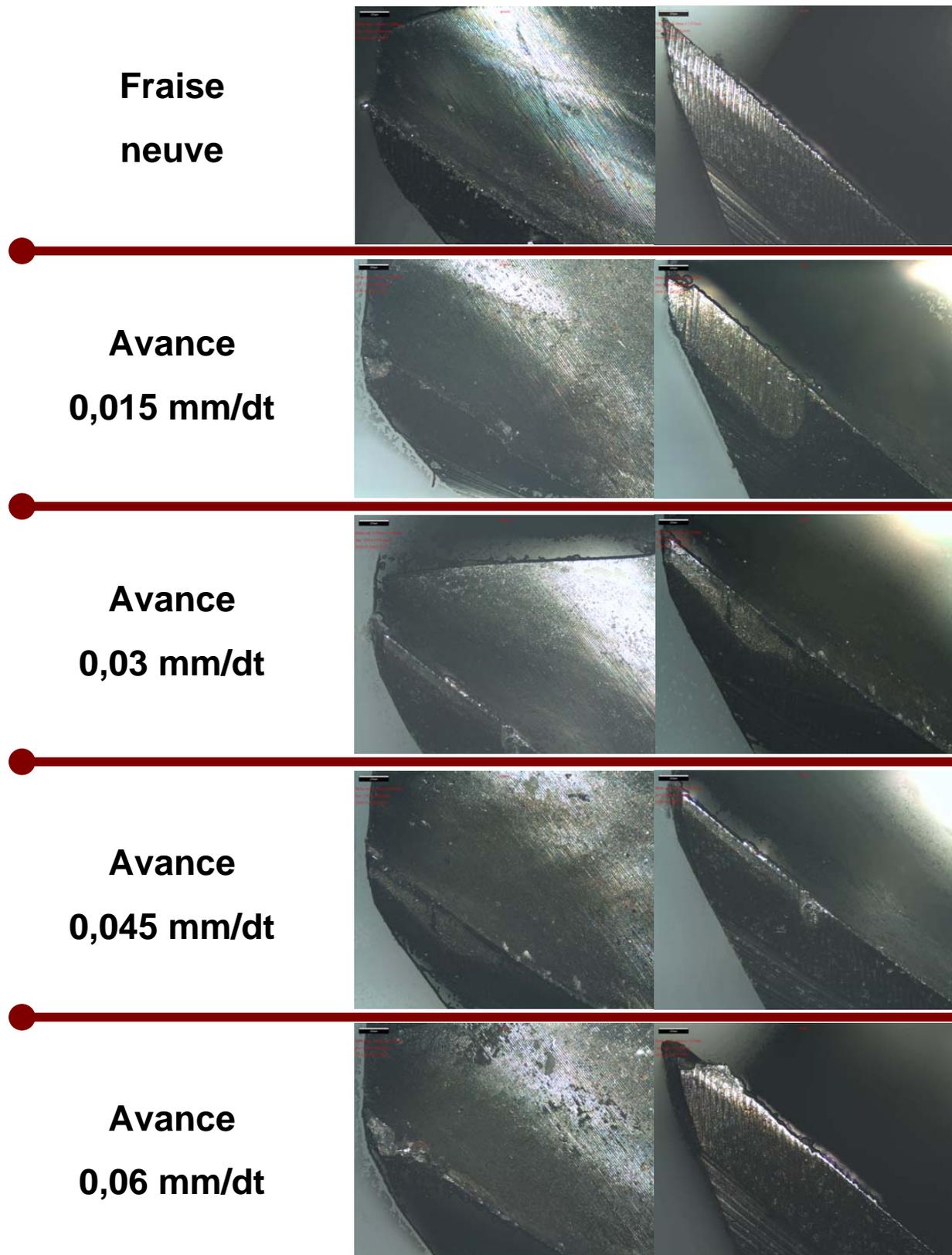


FIG. 3.34 – Photographie de l'usure des différents fraises A utilisés pour les séries d'essais menés à différentes avances.

Ces figures mettent d'abord en évidence l'image texturée 3D de l'arête de coupe, puis à côté la même image topographiée à l'aide de couleur et finalement une vue de l'arête de coupe en regardant la pointe de l'outil. L'image optique de la fraise est ensuite proposée pour repérer les différentes mesures de profil le long de l'arête de coupe. Les différents profils repérés sont fournis sur des graphiques mettant en évidence les formes réelles de l'arête de coupe pour les différents sites de mesure.

La figure 3.35 présente la fraise neuve, les différentes images permettent de vérifier la géométrie de l'outil et de voir les traces des passages des meules diamants utilisés pour la fabrication. Les traces font même apparaître les qualités d'usinage de l'outil lui-même, on verra que les stries sont bien plus grossières sur la face de dépouille que dans la goujure de la fraise. La parfaite régularité de l'arête de coupe est bien mise en évidence. Par contre les mesures d'acuité ont montré quelques résultats surprenants. La figure 3.35 fait apparaître trois points de mesure représentatifs de l'état de l'arête. La fraise entre une altitude de 0 mm et 0,5 mm possède une acuité d'arête d'environ 12 μm . Ensuite entre 0,5 mm et 1 mm une variation linéaire de l'acuité est observée entre les valeurs 12 μm et 34 μm . Pour une altitude supérieure à 1 mm l'acuité présente une valeur comprise entre 38 μm et 40 μm . Les acuités sont donc faibles sur une petite zone de l'outil, et elles deviennent rapidement importantes. L'arête de l'outil est donc loin d'être parfaitement tranchante.

Les résultats obtenus sur la fraise utilisée pour une avance de $0,015 \text{ mm.dent}^{-1}$ sont illustrés sur la figure 3.35. Les images reconstruites mettent en évidence l'usure par abrasion, l'usure en bout de l'outil de la face de dépouille et l'usure due à la surface latérale usinée à une altitude de 1 mm. Les mesures d'acuités se sont ensuite recentrées sur la zone de l'arête de coupe engagée dans la matière, c'est-à-dire entre 0 mm et 1 mm. Après la série d'essais, les résultats indiquent que l'usure en bout de l'outil est très importante. En effet, la fraise a perdu près de 10 μm d'acuité d'arête. Par contre les faibles avances semblent générer peu d'usure entre 0,5 mm et 1 mm où l'acuité est moyennée à une valeur de 27 μm dans la zone basse et garde une valeur constante de 32,5 μm dans la zone haute.

Pour la fraise utilisée pour une avance de $0,03 \text{ mm.dent}^{-1}$, les résultats sont résumés sur la figure 3.37. Les images topographiques mettent ici aussi en évidence l'usure importante de la face de dépouille et de l'usure en bout de l'outil, ces usures deviennent critiques à cause de la valeur importante de l'avance et des hautes vitesses de coupe. Sur l'outil, l'usure due à la surface latérale semble moindre mais un décrochement sur la face de dépouille est observée entre la zone au dessus de la profondeur axiale et celle en dessous. Ce décrochement permet en effet de quantifier visuellement l'enlèvement régulier de matière dû à l'usure sur la face de dépouille de l'outil. Comme précédemment, le rayon d'acuité d'arête est mesuré entre les altitudes mises en jeu dans la coupe. Les mesures montrent une usure sévère de l'arête de l'outil. En bout d'outil une acuité d'arête artificielle de 49,2 μm a été mesurée car dans cette zone l'arête est littéralement chanfreinée par les phénomènes d'usure. De la même façon, après la trace de l'usure en dépouille sévère du bout d'outil, l'arête de coupe possède une acuité de 45 μm pour finir dans une zone proche de l'altitude 1 mm à une valeur de 38 μm , où l'usure est encore modérée.

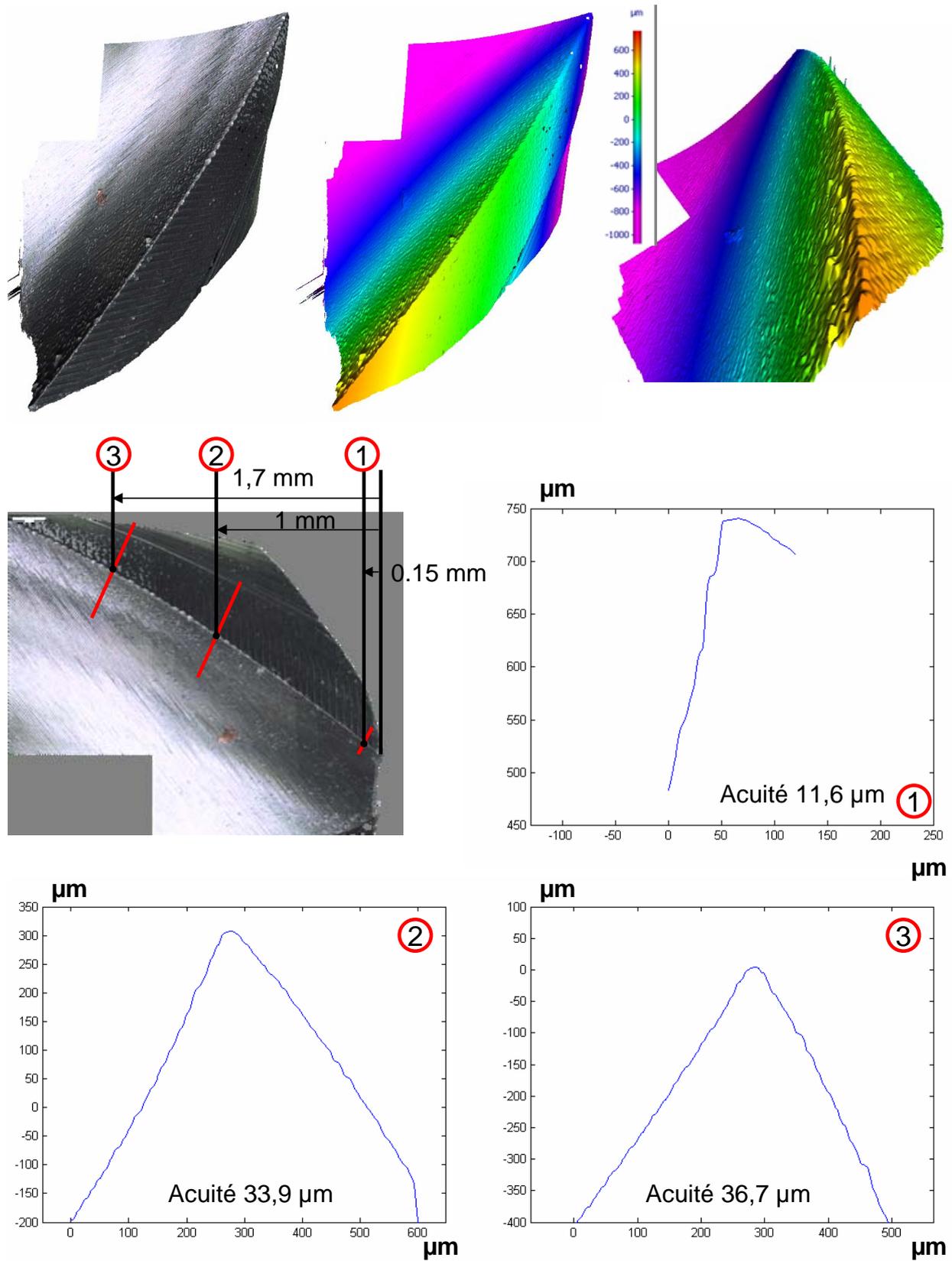


FIG. 3.35 – Images topographiques et mesures de l’acuité d’arêtes sur une fraise A neuve.

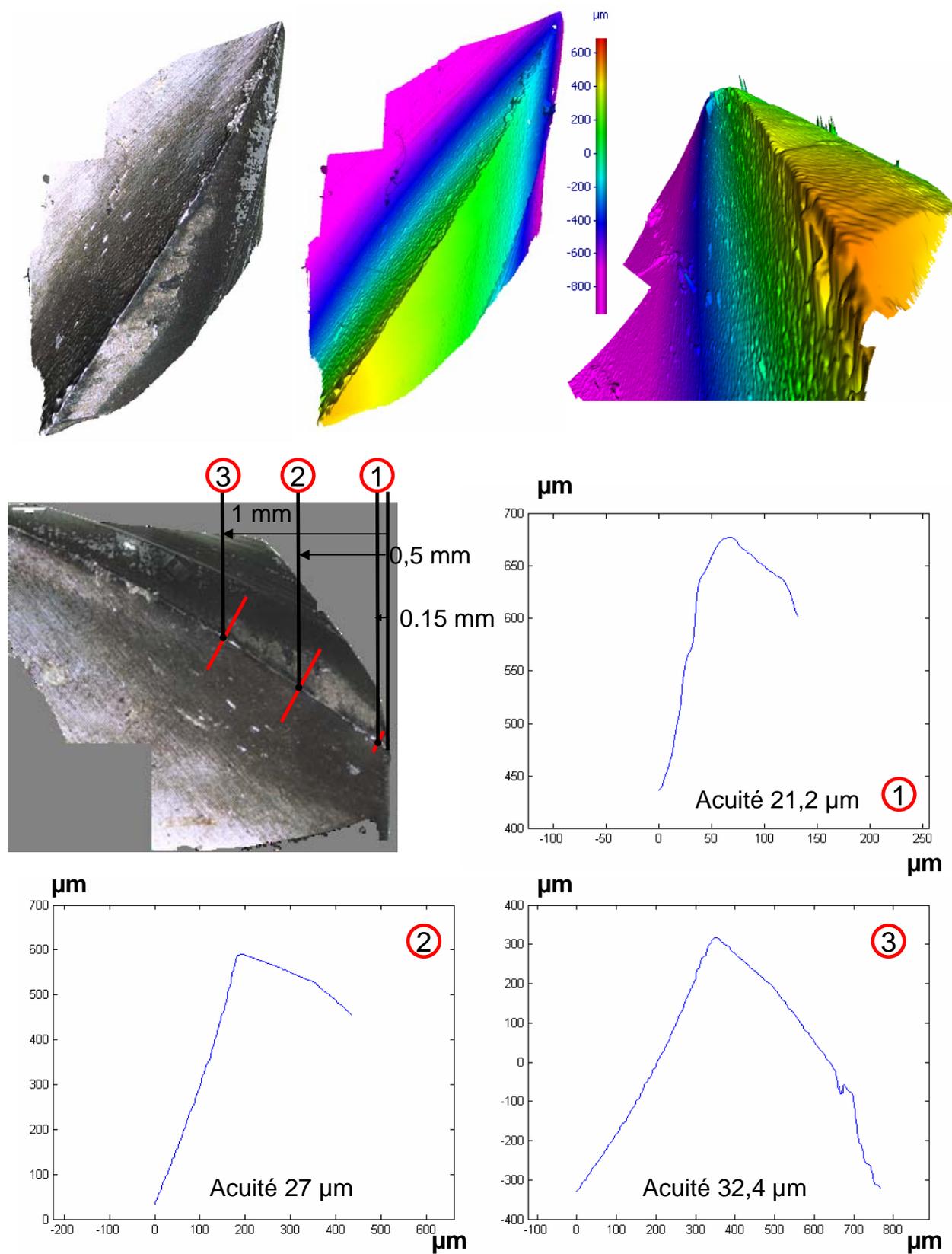


FIG. 3.36 – Images topographiques et mesures de l'acuité d'arêtes sur une fraise A utilisée pour les essais réalisés avec une avance de $0,015 \text{ mm.dent}^{-1}$.

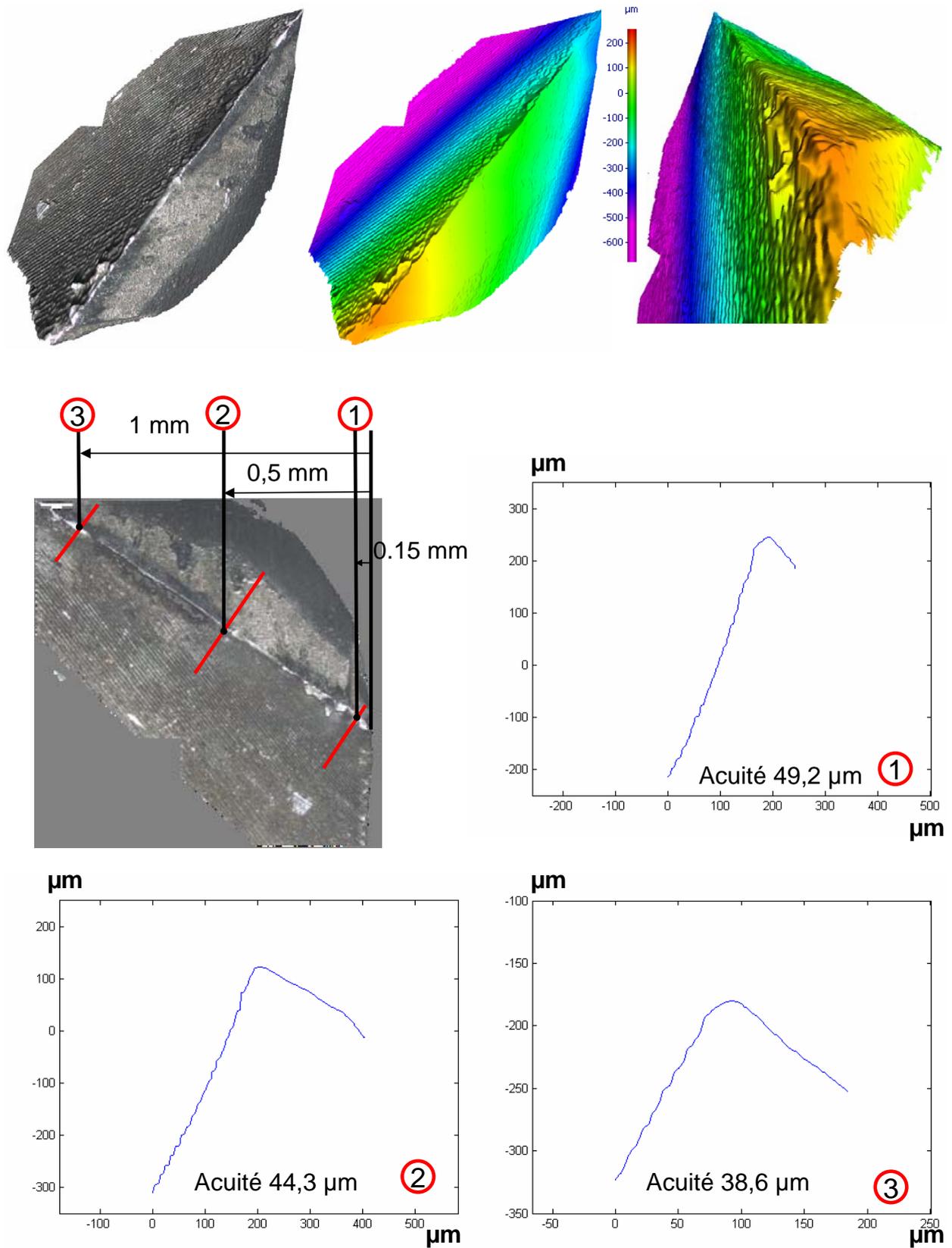


FIG. 3.37 – Images topographiques et mesures de l'acuité d'arêtes sur une fraise A utilisée pour les essais réalisés avec une avance de $0,03 \text{ mm.dent}^{-1}$.

Pour conclure, il est important de noter que les phénomènes prépondérants d'usure sont différents suivant l'avance employée et les vitesses de coupe utilisées. Pour compléter ce travail, il est nécessaire de réaliser une mesure d'usure pour chaque avance et chaque vitesse de coupe. Mais le nombre d'outils disponibles n'était pas suffisant pour faire cette étude. L'étude annexe au travail de thèse présentée ici permet surtout d'avoir une idée des acuités d'arêtes des fraises neuves et de celles ayant réalisées une vingtaine d'essais afin d'obtenir des informations quantitatives utiles pour la simulation numérique. Néanmoins cette étude permet de mettre en évidence différents phénomènes d'usure et de quantifier la réduction rapide des acuités d'arêtes pour des essais réalisés dans des conditions normales mais atteignant tout de même la zone d'usinage à grandes vitesses.

Les essais menés avec les fraises A à différentes vitesses de coupe et pour différentes avances ont permis d'obtenir un grand nombre de données expérimentales. Toutes ces données ont été analysées afin de mettre en évidence les phénomènes physiques ou technologiques mis en jeu lors de l'opération de fraisage.

L'usinabilité en fraisage de l'acier inoxydable 304L a été mise en évidence, et permet de dégager trois zones de travail : une zone d'instabilité défavorable pour les efforts de coupe comprise entre 250 m.min^{-1} et 450 m.min^{-1} , et deux zones de travail possible, la zone conventionnelle comprise entre 0 et 250 m.min^{-1} et une zone d'usinage à grandes vitesses débutant à 450 m.min^{-1} . L'étude des copeaux et de leur géométrie a permis d'étayer l'apparition de ces trois zones de travail sans apporter plus d'informations sur leur spécificité. Toutefois, ces résultats confirment l'hypothèse du changement de mode de sollicitation thermomécanique à partir d'une certaine vitesse de coupe, posant de ce fait une nouvelle fois la question sur les lois de comportement utilisées dans les modèles à des vitesses de déformation et des températures inaccessibles par des essais standards.

Le phénomène du faux-rond d'outil a été présenté et l'influence de la vitesse de coupe a été illustrée. Dans le même temps, l'étude des états de surface pour une série d'essais n'a pas donné les résultats espérés mais a permis de mettre en évidence des comportements différents d'engagement de l'outil dans la pièce pour différentes vitesses de coupe. Les travaux menés sur l'usure ont mis en évidence des phénomènes importants et fourni des valeurs quantitatives importantes sur les acuités d'arêtes.

Cette étude n'étant pas réellement exhaustive, elle a été complétée par des essais complémentaires menés avec les fraises de type B de géométrie et de qualité différente, afin notamment de vérifier les conclusions précédentes sur l'usinabilité de l'acier inoxydable 304L et d'obtenir de nouvelles données expérimentales.

3.4 Analyse des essais menés avec les fraises B

3.4.1 Usinabilité de l'acier inoxydable 304L

Comme précédemment, l'analyse porte sur les efforts de coupe mesurés à travers notre système d'acquisition, les influences de la vitesse de coupe et de l'avance à la dent étant mises en évidence par l'évolution des amplitudes pic à pic des efforts transverse F_x et des efforts d'avance F_y sur les différents essais. Pour les fraises de type A, l'étude s'est limitée à des fraisages en configuration d'opposition. Alors que dans le cas présenté ici, les deux configurations possibles de fraisage d'épaulement ont été testées. Sur la figure 3.38 pour l'opposition et sur la figure 3.39 pour l'avalant, les résultats sont représentés en fonction des vitesses de coupe et des avances choisies.

3.4.1.1 Fraisage d'épaulement en opposition

Les constatations suivantes peuvent être faites :

- Comme attendu, l'amplitude des efforts augmente de façon proportionnelle à l'avance, bien que, pour les deux dernières avances, la différence ne soit pas significative.
 - Sur toutes les courbes, trois zones de travail sont observées. Une première zone de faible vitesse de coupe, une deuxième zone critique où les efforts augmentent. Et enfin une troisième zone de hautes vitesses de coupe où les efforts sont les plus faibles. Pour l'effort F_x , la zone critique est inexistante. Une zone stable ou légèrement décroissante apparaît à la place de la zone critique. Cette tendance peut s'expliquer car la fraise choisie étant rayonnée en bout, elle est bien plus résistante à la charge sur la dent. La zone critique n'est donc pas un problème pour l'effort transverse contrairement à la fraise deux tailles de type A.
 - Comme précédemment pour les différentes avances, la zone secondaire est plus ou moins marquée selon l'avance.
 - En revanche sur ces courbes, l'effort d'avance F_y est supérieur à l'effort transverse F_x dans la zone critique. Or généralement, l'effort transverse est toujours plus grand que l'effort d'avance. Il semble donc dans ce cas que l'effort d'avance augmente considérablement dans la zone défavorable, agrandissant de ce fait l'écart entre les deux efforts. Il faut tout d'abord remarquer que les outils de type B sont réalisés en carbure de tungstène présentant une taille de grains ordinaire, moins homogène et résistant que le carbure de tungstène micro-grains des fraises A. Cette faiblesse diminue la résistance à la flexion de l'outil de type B et celui-ci tend à être bien plus malmené dans la zone critique.
-

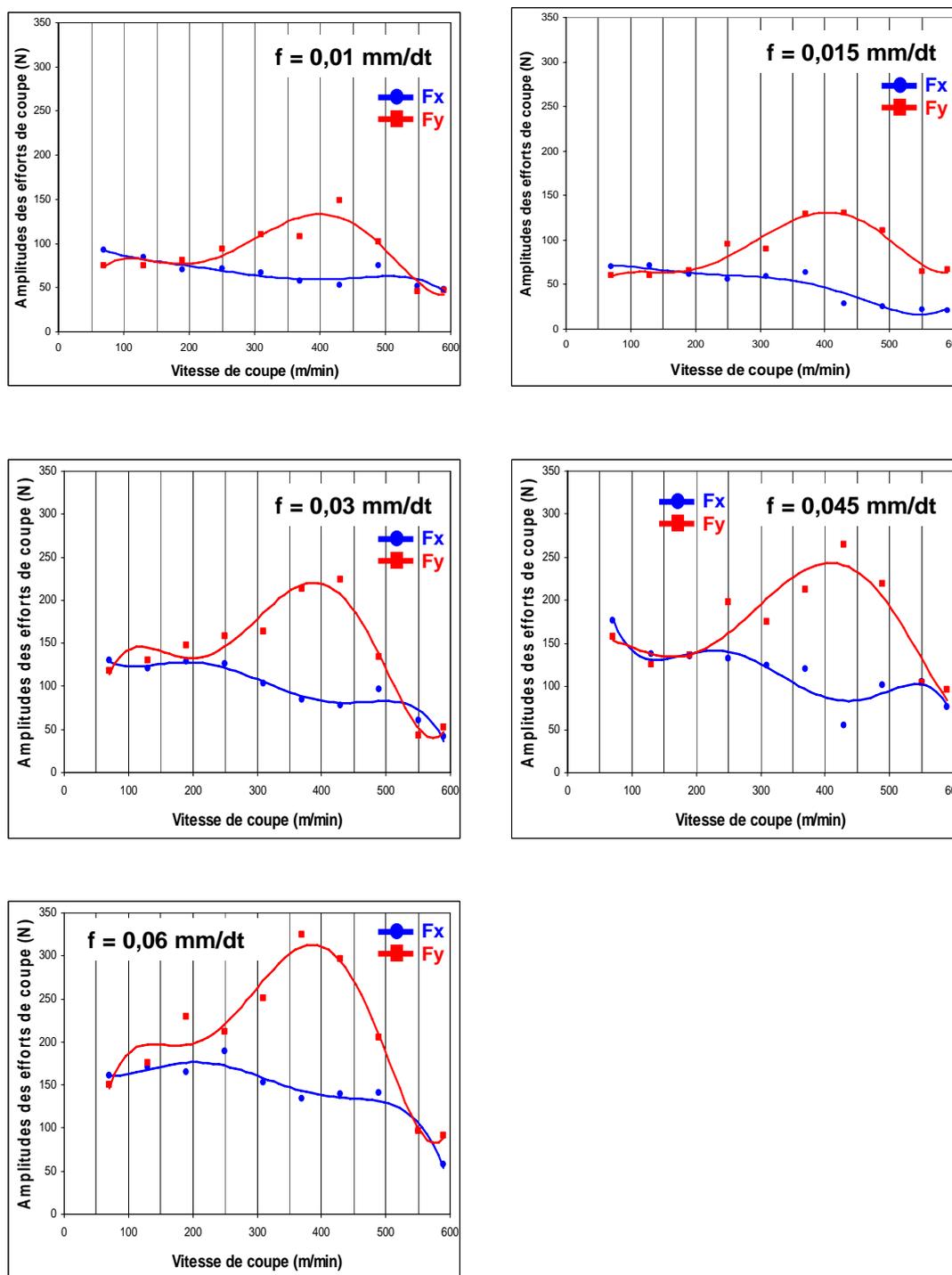


FIG. 3.38 – Evolution de l'amplitude des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe pour différentes avances pour des fraisages en opposition avec les fraises B (voir figure 3.2). ($a_e=3$ mm, $a_p=1$ mm)

En conclusion, trois zones semblent apparaître également après ces essais : deux zones favorables et une zone défavorable. Les zones à conditions d'usinage stables et à efforts de coupe réduits sont décrites par une zone d'usinage conventionnelle comprise entre 0 et 200 m.min^{-1} et une zone d'usinage à grandes vitesses débutant à 550 m.min^{-1} . Une zone à conditions instables et à efforts de coupe critiques est décrite par une zone morte comprise entre 200 et 550 m.min^{-1} . Il semble donc que pour le fraisage en configuration d'opposition avec les fraises rayonnées de type B, la zone morte soit plus large que pour les fraises deux tailles de type A.

3.4.1.2 Fraisage d'épaulement en avalant

Les constatations suivantes peuvent être faites :

- En avalant, les avances faibles semblent être très défavorables pour l'outil, les efforts de coupe dans la zone conventionnelle atteignent des valeurs égales à celles de l'avance maximum. Toutefois en usinage grande vitesse, les valeurs sont bien plus faibles et la tendance classique observée précédemment est retrouvée (l'amplitude des efforts augmente de façon proportionnelle à l'avance).
- Trois zones de travail sont encore observées sur les courbes : une première zone de faibles vitesses de coupes où les efforts sont stables et tendent à décroître. Une troisième zone de hautes vitesses de coupe où les efforts diminuent de manière importante pour atteindre des valeurs plus faibles que celles de la première zone. Et enfin une zone intermédiaire critique qui dans le cas de l'avalant ne présentent quasiment pas d'augmentation d'effort, mais plutôt une zone de stabilité. La zone n'est donc pas aussi défavorable que pour les autres cas testés, le fraisage en avalant avec des fraises rayonnées peut être employé plus facilement et sans risques critiques sur la zone intermédiaire.
- Comme précédemment la zone secondaire dépend fortement de l'avance, la criticité de cette zone semble donc directement proportionnelle à la valeur de l'avance.

Donc ici aussi, trois zones semblent apparaître après ces essais, deux zones favorables et une zone défavorable. Les zones à conditions d'usinage stables et à efforts de coupe réduits sont décrites par une zone d'usinage conventionnelle comprise entre 0 et 200 m.min^{-1} et une zone d'usinage à grandes vitesses débutant à 500 m.min^{-1} . Une zone défavorable mais à conditions utilisables est définie par une zone comprise entre 200 et 500 m.min^{-1} . Il semble donc que pour la configuration d'avalant avec les fraises rayonnées de type B, la zone morte soit inexistante, par contre la zone d'usinage à grandes vitesses est bien présente comme dans les cas précédents.

Les essais menés avec les fraises rayonnées de type B pour les deux configurations possibles de fraisage d'épaulement ont mis en évidence de la même façon que précédemment

trois zones d'usinage de l'acier inoxydable 304L. Les résultats indiquent un élargissement de la zone morte d'usinabilité avec les fraises B, probablement dû à une rigidité plus faible des outils ou à la différence de finition de l'arête de coupe.

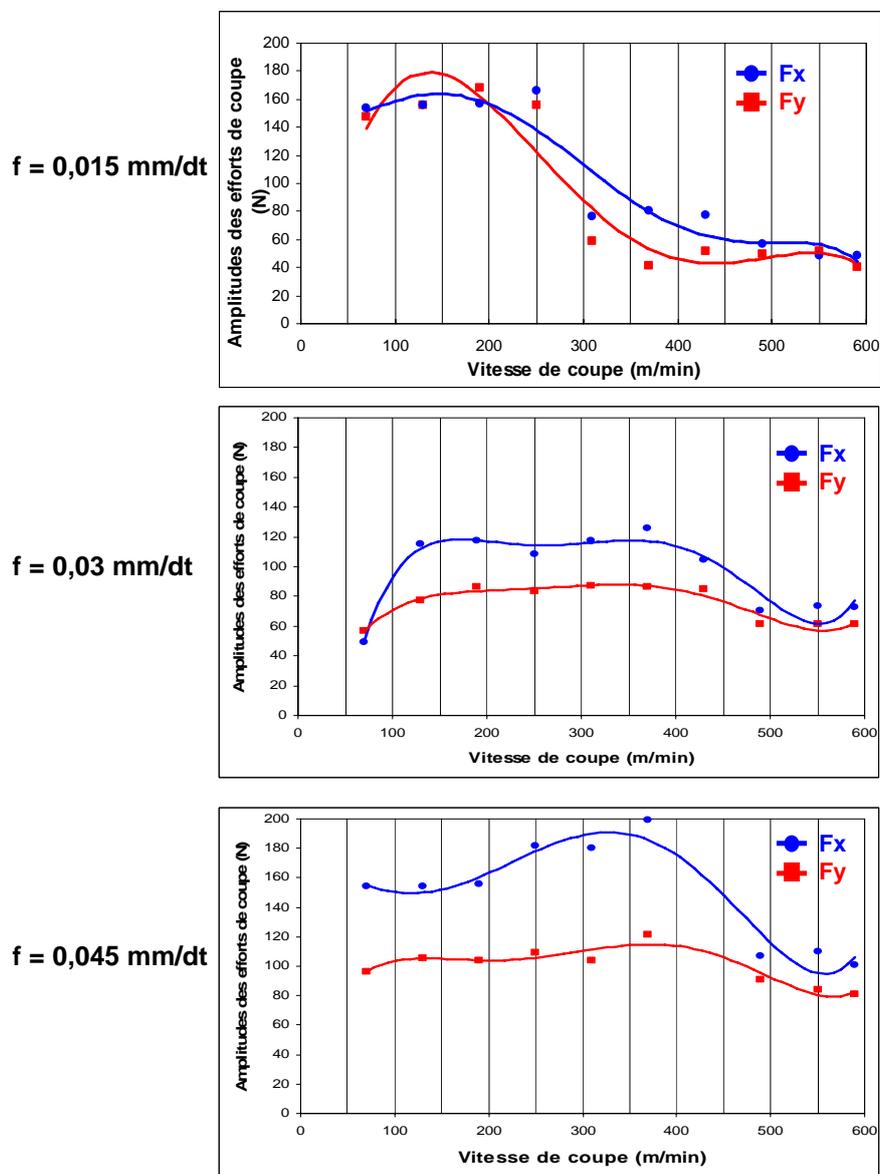


FIG. 3.39 – Evolution de l'amplitude des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe pour différentes avances pour des fraisages en avalant avec les fraises B (voir figure 3.2). ($a_e=3\text{ mm}$, $a_p=1\text{ mm}$)

3.5 Conclusions

Ce chapitre permet de faire la synthèse des différents travaux expérimentaux menés sur l'acier inoxydable 304L au cours de cette thèse. Une large gamme d'essais a été réalisée couvrant ainsi une large gamme de conditions de coupe, pour des fraises de géométries différentes. Les analyses effectuées sur les différents essais ont permis de mettre en évidence certains comportements propres au matériau. Cette étude précise a également permis aussi de mettre en évidence une partie des phénomènes physiques mis en jeu dans le procédé et d'insister sur l'utilité de développer des modèles performants incluant tous ces phénomènes. La chaîne d'acquisition mise en place a pu être éprouvée et mise à l'épreuve sur nombre d'essais. La robustesse et de la répétabilité des mesures ont donc pu être vérifiées. Les courbes d'efforts de coupe en fraisage, utilisées par la suite comme critère d'étude dans les travaux de simulation et d'identification, sont parfaitement reproduites par le système conformément aux limites imposées par la platine.

L'usinabilité de l'acier inoxydable 304L avec différents outils en configuration de fraisage d'épaulement pour une profondeur de 1 mm et différentes avances a été déterminée. Elle se divise en trois zones distinctes : deux zones favorables dont une comprise entre 0 et 250 $m.min^{-1}$ nommée communément zone conventionnelle et l'autre débutant à 500 $m.min^{-1}$ nommée zone d'usinage à grandes vitesses et une zone défavorable comprise entre 250 $m.min^{-1}$ et 500 $m.min^{-1}$ nommée zone morte. Ce comportement a été vérifié de façon plus ou moins marquée sur toutes les séries d'essais effectuées au cours de cette étude. L'usinabilité du 304L est illustrée sur la Figure 3.40.

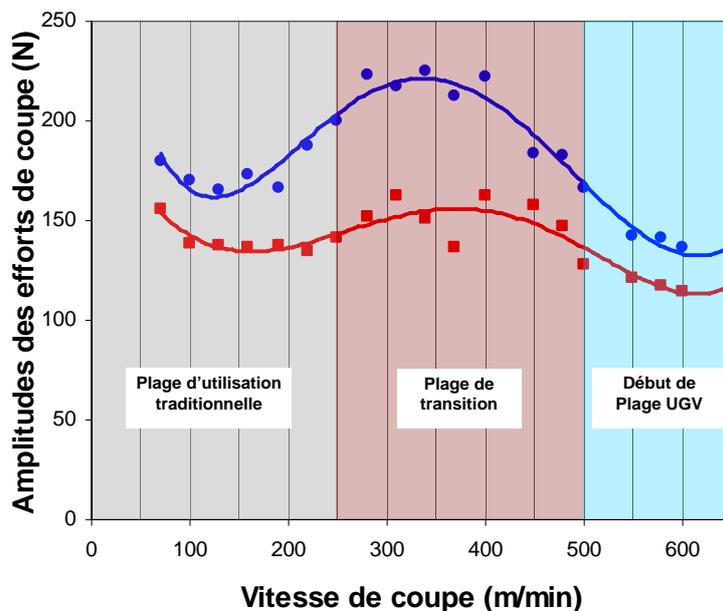


FIG. 3.40 – Usinabilité de l'acier inoxydable 304L.

Ensuite, les différentes mesures effectuées sur les copeaux ont permis elles aussi de mettre en évidence trois zones de travail possédant quasiment les mêmes bornes. Chacune associée à trois modes de formation du copeau illustrés par un aspect, des longueurs et des épaisseurs différentes. Cela confirme la présence de différents phénomènes physiques dans ces différentes zones, et pose ainsi la question du choix judicieux des modèles de comportement pour modéliser les matériaux sur des plages de sollicitations si différentes. En particulier, pour certaines zones extrêmes où les essais de rhéologie classiques sont inefficaces. Le développement de lois de comportement par méthode inverse devient alors une idée intéressante pour affiner les modélisations des procédés comme le fraisage.

Les modèles analytiques ou numériques présentés dans les chapitres précédents utilisant des hypothèses d'engagement rigide de l'outil ont montré très rapidement leurs faiblesses face à la dynamique introduite à des vitesses de coupe importantes. En effet, actuellement la principale faiblesse de ces modèles réside dans cette remarque, puisque à partir d'une certaine vitesse de coupe les courbes deviennent difficile à interpréter et à comparer avec les modèles. La dynamique de la coupe devient donc un enjeu majeur du point de vue expérimental en fraisage et d'autant plus en micro fraisage. Mais c'est aussi un élément essentiel à introduire dans les modélisations pour se diriger vers des plages de coupe peu explorées en fraisage, comme les zones d'usinage à grandes vitesses.

Un premier travail exploratoire a aussi été mené en micro fraisage du 304L pour mettre en évidence les premières tendances observables, les limites dues à l'acquisition et au traitement des données ainsi que les premières problématiques appréhendées.

Chapitre 4

Modélisation éléments finis du fraisage d'épaulement du 304L

Ce chapitre présente les différentes étapes de la construction d'un modèle numérique du procédé de fraisage dans le but d'obtenir les représentations des courbes associées aux efforts de coupe. C'est ici que réside l'un des enjeux majeurs de la thèse et une des plus grandes difficultés. En effet, peu de références existe dans la littérature sur la simulation du fraisage et l'obtention de courbes d'efforts de coupe exploitables. Même en tournage, ce type d'approche reste limitée par les difficultés présentes dans les méthodes par éléments finis et les temps de calculs sont pour le moment rédhibitoires.

Pour débiter, les premiers développements concernant la modélisation du tournage assimilable à la coupe orthogonale et oblique sont présentés. Ces résultats permettront d'orienter les différents choix effectués pour la simulation du fraisage et d'observer certaines tendances classiquement mises en évidence dans la littérature.

Ensuite, un modèle éléments finis du fraisage sera présenté et les courbes d'efforts de coupe obtenues numériquement seront comparées à un cas expérimental. Pour finir, les différentes difficultés et précautions à prendre seront exposées précisément afin de pouvoir mesurer de la méthode utilisée. Des perspectives seront ensuite abordées en mettant en évidence les pistes probables et pressenties pour une évolution de ces développements.

4.1 La méthodes des éléments finis

Dans ce qui suit, les définitions nécessaires à la compréhension des modèles définis par la suite sont présentées. En premier lieu, les descriptions classiquement utilisées pour représenter la cinématique d'un milieu continu en citant les limites de ces approches seront abordées. Dans un second temps, une présentation de la méthode de résolution des équations différentielles du problème de mécanique sera proposée et discutée. Enfin, la définition du modèle par éléments finis et des paramètres associées sera proposée et justifiée.

4.1.1 Description de la cinématique d'un milieu continu

En mécanique, il existe deux principales descriptions de la cinématique d'un milieu continu : les descriptions Lagrangienne et Eulérienne. Une troisième approche a été développée, récemment, permettant notamment de décrire des problèmes de type fluide-structure : l'approche Lagrangienne-Eulérienne Arbitraire (ALE pour Arbitrary Lagrangian Eulerian).

4.1.1.1 Approche Lagrangienne

La description Lagrangienne du mouvement constitue la méthode la plus utilisée en mécanique des structures. Elle consiste en la description du champ des déplacements des points matériels dans un repère lié à la configuration courante par rapport à un repère initial (configuration initiale). Pour donner une image concrète de ce type de description, il suffit de prendre l'exemple d'un cycliste. Le cycliste est assis sur la selle d'une bicyclette et suit donc le mouvement de celui-ci, il est attaché au repère lié à la bicyclette. Pour quantifier le mouvement de son véhicule, le cycliste compare sa position courante par rapport à sa configuration de départ. Cette configuration est associée à une description lagrangienne du milieu continu associé à la bicyclette.

Dans le cadre de la simulation par la méthode des éléments finis en mécanique, la description lagrangienne est donc associée à la description de l'évolution des géométries maillées (mouvement rigidifiant ou non) et des champs associés. Le repère d'observation est lié à cette évolution, il est donc mobile. Il est de ce fait naturel de définir le champs des déplacements comme une variable de la description Lagrangienne. Deux définitions de la description Lagrangienne dans le cas de la simulation numérique peuvent être considérées : l'approche Lagrangienne et l'approche Lagrangienne réactualisée.

La première approche est liée aux calculs des champs par rapport à la configuration de référence initiale (fixe). Dans le cas de la seconde approche (Lagrangien réactualisé), les champs précédemment calculés définissent la nouvelle configuration de référence et les nouveaux champs sont alors calculés par rapport à ce nouveau référentiel (réactualisation de la configuration initiale).

Ce type de configuration permet notamment de calculer les champs de déformations puis de contraintes et enfin d'aboutir aux efforts de coupe. Néanmoins, la principale difficulté de la description en variables de Lagrange est associée aux cas de grandes distorsions de maillages (grandes déformations). De part, cette description, le maillage suit la description du milieu et dans le cas de fortes déformations, celui-ci tend à introduire d'importantes difficultés d'ordre numérique (incapacités à reproduire la géométrie, localisations des champs, distorsions des maillages, ...). De plus, dans le cas de phénomènes à fortes localisations (endommagement, striction) et ou de séparations des maillages (rupture, fissuration), la méthode devient rapidement inefficace.

4.1.1.2 Approche Eulérienne

La description Eulérienne du mouvement constitue quant à elle la méthode la plus utilisée en mécanique des fluides. L'approche est radicalement différente de celle utilisée dans le cas Lagrangien. Elle consiste à décrire le champ des vitesses des points matériels dans une configuration fixe et initiale. Pour reprendre l'exemple du cycliste, sollicitons une tierce personne située le long de la route et ne se déplaçant pas. Il regarde fixement la route, et voit se déplacer le cycliste et mesure la vitesse de celui-ci en des points de passage déterminés. Cette approche est liée à une description Eulérienne du mouvement. Il faut alors remarquer que le maillage est dans le cas de cet approche fixe et que les évolutions des champs sont calculés à travers ce maillage. Il est donc naturel d'introduire le taux de variation du champ de déplacement par rapport au temps, i.e. le champ des vitesses. L'intérêt d'une telle approche dans le cadre de l'étude des écoulements fluides est alors évident.

La différence majeure de cette approche par rapport à son homologue Lagrangienne constitue donc le maillage. En effet, de part la méthode, le maillage initial n'évolue pas (pas de mouvement de corps rigide ou déformable) et les problèmes numériques associés à la distorsion du maillage et de ses conséquences, dans le cadre de l'approche Lagrangienne, sont minimisés. Ceci est un avantage considérable, lors de l'étude de phénomènes induisant de forts gradients de vitesses ou de déformations et permet notamment de représenter plus facilement les écoulements. Néanmoins, cette approche est peu adaptée à l'étude des structures solides puisque, d'une part, la représentation de l'évolution des géométries est difficile voire impossible (en effet elle se base uniquement sur la visualisation des champs de déplacements à travers le maillage fixe) et d'autre part la difficulté de considérer les conditions aux limites en déplacement et l'évaluation des champs de déformations et des contraintes.

4.1.1.3 Approche Lagrangienne-Eulérienne Arbitraire

Après la présentation des approches Lagrangienne et Eulérienne, une question apparaît naturellement : Comment peut-on décrire l'écoulement d'un fluide dans une structure mobile et/ou déformable ?

En effet, pour réaliser ce type de simulation, l'approche Lagrangienne est très bien adaptée à la modélisation de la structure mobile et/ou déformable alors que l'approche Eulérienne se prête parfaitement à l'écoulement du fluide. Il serait donc intéressant et nécessaire de combiner les avantages de chaque approche tout en évitant les problèmes associés. Cette technique est associée à une configuration dite **Lagrangienne-Eulérienne Arbitraire** ou plus communément appelée ALE (Arbitrary Lagrangian-Eulerian). Dans le cadre de cette approche, les nœuds du maillage peuvent suivre la description du mouvement du milieu continu (cadre lagrangien) ou être fixes (cadre eulérien). Une troisième possibilité est d'imposer à ces nœuds de se déplacer arbitrairement (ils ne sont ni liés au mouvement de la matière ni fixes dans l'espace). Le maillage est alors continuellement déplacé pour notamment optimiser la forme des éléments indépendamment de l'écoulement de la matière. La description de la méthode ALE peut être vue comme une généralisation des descriptions Lagrangienne et Eulérienne.

Cette approche est alors très intéressante dans le cadre de la simulation des procédés de fabrication à fort gradient de déformations car elle permet notamment d'adapter le maillage à l'écoulement et d'introduire plus facilement la notion de séparation des maillages dans le cas de phénomènes de fissurations et de ruptures. Néanmoins les conditions de contacts aux interfaces (prise en compte des phénomènes de frottement) et les calculs des écoulements ne permettent pas, pour le moment, une bonne approximation des efforts de coupe en usinage. Il faut noter cependant que cette approche sera la plus à même de répondre aux attentes associées à la simulation des procédés par ablation, dans le cas où les différents problèmes liés aux algorithmes d'advection du maillage, de calculs de prise en compte des interfaces et du comportement matériel seront réglés. Un couplage entre la méthode des éléments finis avec une approche ALE et des méthodes sans maillages (Element Free Galerkin, Smooth Particule Hydrodynamics, méthode des éléments naturels contrainte, ...) semble être l'esperanto de la simulation des procédés d'usinage.

4.1.1.4 Choix de la description dans le cadre de cette étude

Dans le cadre de ce travail de thèse, il est nécessaire de fixer le cadre de travail utilisé et notamment de la méthode de simulation numérique choisie. Si la description ALE semble être la plus propice à la modélisation des phénomènes investigués (forts gradients de déformations, phénomènes de localisations, séparations de maillages, description de la géométrie du copeau), elle n'est pas choisie ici. En effet, pour une comparaison efficace des simulations et des expérimentations, il est nécessaire d'avoir une bonne prédiction du comportement matériel et surtout des efforts aux interfaces. Afin de pouvoir comparer les données principales issues de la mesure expérimentale : **les efforts de coupe**. Pour cela, des simulations numériques basées sur une description Lagrangienne ont été choisies avec les difficultés qui lui sont associées :

- L'influence importante du maillage initial et de l'éventuelle utilisation d'un re-maillage automatique,
-

- La prise en compte des éventuelles localisations du champ des déformations,
- La propagation des fissures et la séparation des maillages.

Dans la suite de ce mémoire, les solutions proposées pour minimiser ou contourner ces problèmes seront présentées. Avant cela, la formulation faible du problème considéré dans le cadre de la méthode des éléments finis est donnée ainsi que les hypothèses formulées pour la résolution numérique des procédés d'usinage en tournage et fraisage. Puis viendra, la justification associée à l'algorithme d'intégration utilisé ainsi que les techniques numériques choisies pour franchir certaines limites intrinsèques à la méthode.

4.1.2 Formulation faible dans le cadre de la méthode utilisée

La méthode des éléments finis consiste en la discrétisation spatiale du domaine considéré à l'aide de géométries élémentaires (lignes, arcs, triangles, quadrangles, ...). Les équations différentielles associées au problème considéré sont alors intégrées sur l'ensemble de ces géométries, appelées éléments. Les éléments voisins étant reliés (connectés), ils permettent alors de remonter à une solution approchée des équations sur le domaine complet. Dans le cas de cette étude, il est théoriquement nécessaire de considérer trois quantités physiques distinctes mais couplées : le champ des déplacements, le champ de température et le champ des efforts (couplage thermomécanique). Pour cela il est donc nécessaire de résoudre deux types d'équations différentielles : la conservation de la quantité de mouvement et l'équation de la chaleur. Le problème mécanique est donc associé à la conservation de la quantité de mouvement donnée par la relation suivante :

$$\operatorname{div} \underline{\sigma} + \rho f = \rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \quad \text{sur } \Omega \quad (4.1)$$

$$\underline{\sigma} n = \bar{t} \quad \text{sur } \Gamma_t \quad (4.2)$$

$$u = \bar{u} \quad \text{sur } \Gamma_u \quad (4.3)$$

Où ρ représente la masse volumique, $\underline{\sigma}$ le tenseur des contraintes de Cauchy, f les forces de volumes, u le champ des déplacements, t le temps. Dans le cas des conditions aux limites définies par les equations 4.2 et 4.3, n représente la normale à la frontière du domaine $\partial\Omega = \Gamma_t \cup \Gamma_u$. Γ_t est la frontière des efforts imposés \bar{t} et Γ_u la frontière des déplacements imposés \bar{u} avec $\Gamma_t \cap \Gamma_u = \{\emptyset\}$.

Dans le cas du problème thermique, il est nécessaire de résoudre l'équation de la chaleur définie par la relation suivante :

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla (k \nabla T) + \dot{q} \quad \text{sur } \Omega \quad (4.4)$$

$$-k \nabla T = q_s \quad \text{sur } \Gamma_\Phi \quad (4.5)$$

$$T = \bar{T} \quad \text{sur } \Gamma_T \quad (4.6)$$

Où c est associé à la chaleur spécifique, T le champ de température, k le coefficient de conduction et \dot{q} définit les éventuels transferts de chaleurs (convection, conduction, rayonnement). Dans le cas des conditions aux limites thermiques définies par les équations 4.5 et 4.6, Γ_Φ et Γ_T représentent respectivement les frontières à flux de chaleur imposé q_s et à température imposée \bar{T} avec $\Gamma_\Phi \cup \Gamma_T = \partial\Omega$ et $\Gamma_\Phi \cap \Gamma_T = \{\emptyset\}$.

4.1.2.1 Formulation faible du problème de mécanique

Le problème mécanique défini par les équations 4.1 ne peut pas être résolu directement dans le cas d'un domaine Ω complexe et/ou de conditions aux limites fortement non-linéaires. La méthode des éléments finis consiste alors à exprimer la formulation intégrale du problème équivalent appelée **formulation faible du problème**. Les mécaniciens nomment aussi cette méthode comme étant le principe des travaux virtuels (dans le cas des déplacements imposés) ou des puissances virtuelles (dans le cas des vitesses imposées). Pour cela, définissons une fonction η appelée fonction test possédant la propriété d'être cinématiquement admissible à zéro sur les frontières en déplacements imposés, i.e. $\eta = 0$ sur Γ_u . Par multiplication et intégration sur le domaine Ω , l'équation 4.1 devient alors :

$$\int_{\Omega} \operatorname{div} \underline{\sigma} \eta \, d\Omega + \int_{\Omega} \rho f \eta \, d\Omega = \int_{\Omega} \rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \eta \, d\Omega \quad \forall \eta / \eta = 0 \text{ sur } \Gamma_u \quad (4.7)$$

Par utilisation du théorème de flux-divergence, il vient alors :

$$\int_{\Omega} \operatorname{div} \underline{\sigma} \eta \, d\Omega = - \int_{\Omega} \underline{\sigma} : \underline{\nabla} \eta \, d\Omega + \int_{\partial\Omega} \underline{\sigma} n \eta \, d\Gamma \quad (4.8)$$

Or d'après les relations 4.2 et 4.3 et la propriété d'admissibilité à zéro de la fonction test, il est possible d'écrire :

$$\int_{\partial\Omega} \underline{\sigma} n \eta \, d\Gamma = \int_{\Gamma_t} \underline{\sigma} n \eta \, d\Gamma + \int_{\Gamma_u} \underline{\sigma} n \eta \, d\Gamma \quad (4.9)$$

$$= \int_{\Gamma_t} \bar{t} \eta \, d\Gamma \quad (4.10)$$

L'expression de la formulation faible du problème mécanique est alors obtenue :

$$\int_{\Omega} \underline{\sigma} : \underline{\nabla} \eta \, d\Omega + \int_{\Omega} \rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \eta \, d\Omega = \int_{\Gamma_t} \bar{t} \eta \, d\Gamma + \int_{\Omega} \rho f \eta \, d\Omega \quad \forall \eta / \eta = 0 \text{ sur } \Gamma_u \quad (4.11)$$

Cette forme sera alors utilisée dans le cadre de la discrétisation de la méthode des éléments finis par utilisation de la méthode de Galerkin.

4.1.2.2 Discrétisation du problème continu par la méthode de Galerkin

Dans le cadre de la méthode des éléments finis, il est nécessaire de définir la forme utilisée pour décrire le champ de déplacement $\{u\}$ ainsi que la fonction test $\{\eta\}$. La méthode de Galerkin propose d'interpoler ces champs à l'aide des mêmes fonctions d'interpolations, il vient :

$$\{u(x, y, z, t)\} = [N(x, y, z)] \{u^e(t)\} \quad \{\eta(x, y, z, t)\} = [N(x, y, z)] \{\eta^e(t)\} \quad (4.12)$$

Où $[N]$ représente la matrice d'interpolation des déplacements, elle n'est fonction que des variables d'espace (x, y, z) . L'expression de cette matrice dépend des fonctions de forme utilisées pour définir les éléments. Le vecteur $\{u^e\}$ représente le vecteur des déplacements nodaux (déplacements aux nœuds de l'élément) dépendant uniquement de la variable temps t . Le champ des accélérations peut alors être immédiatement défini par :

$$\{\ddot{u}(x, y, z, t)\} = [N(x, y, z)] \{\ddot{u}^e(t)\} \quad (4.13)$$

A partir, de la définition du champ de déformation comme premier gradient du champ de déplacement, il vient alors l'expression suivante :

$$\{\underline{\varepsilon}\} = [\underline{\nabla}^s N] \{u^e(t)\} \quad (4.14)$$

Par utilisation de la loi classique de l'élasticité (relation de Hooke), il vient :

$$\underline{\sigma} = \underline{C}^e : \underline{\varepsilon} \quad (4.15)$$

Où \underline{C}^e est le tenseur des complaisances élastiques. Ensuite, en remplaçant les équations 4.12, 4.13, 4.14 et 4.15 dans la formulation faible définie par l'équation 4.11, l'expression matricielle suivante est obtenue :

$$[M] \{\ddot{u}^e\} + [K] \{u^e\} = \{F^e\} \quad (4.16)$$

Avec $[M]$, $[K]$ et $\{F^e\}$ respectivement les matrices de masse, de raideur et le vecteur des efforts extérieurs définis par les relations suivantes :

$$[M] = \int_e \int_{\Omega^e} \rho^T [N] [N] d\Omega \quad (4.17)$$

$$[K] = \int_e \int_{\Omega^e} \rho^T [\nabla^s N] [C] [\nabla^s N] d\Omega \quad (4.18)$$

$$\{F^e\} = \int_e \int_{\Omega^e} \rho^T [N] \{f\} d\Omega + \int_e \int_{\partial\Omega^e} \rho^T [N] \{\bar{t}\} d\Gamma \quad (4.19)$$

Où \mathbf{A}_e représente l'opérateur d'assemblage sur l'ensemble des éléments e .

il faut alors remarquer que l'équation 4.16 est associée à une équation différentielle matricielle du second ordre et que le choix de l'algorithme d'intégration de cette équation dépendra des phénomènes pris en compte.

4.1.2.3 Formulation faible du problème thermique

De la même manière que dans le cas du problème mécanique, une fonction test ζ thermiquement admissible à zéro sur la frontière des températures imposées est définie, i.e. $\zeta = 0$ sur Γ_T . Il vient alors par multiplication de l'équation de la chaleur définie par les relations 4.4 puis par intégration sur le domaine Ω , l'équation suivante :

$$\int_{\Omega} \rho c \dot{T} \zeta d\Omega = \int_{\Omega} \nabla (k \nabla T) \zeta d\Omega + \int_{\Omega} \dot{q} \zeta d\Omega \quad (4.20)$$

Par utilisation une fois de plus du théorème de la divergence (dans le sens volume \rightarrow surface), il vient :

$$\int_{\Omega} \nabla (k \nabla T) \zeta d\Omega = \int_{\partial\Omega} k \nabla T \zeta d\Gamma - \int_{\Omega} \nabla \zeta k \nabla T d\Omega \quad (4.21)$$

Par utilisation des conditions aux limites thermiques définies par les relations 4.5 et 4.6 ainsi que l'admissibilité à zéro de la fonction test ζ sur Γ_T , l'expression de l'intégrale de surface est donnée par l'équation suivante :

$$\int_{\partial\Omega} k \nabla T \zeta d\Gamma = \int_{\Gamma_{\Phi}} k \nabla T \zeta d\Gamma + \int_{\Gamma_T} k \nabla T \zeta d\Gamma \quad (4.22)$$

$$= \int_{\Gamma_{\Phi}} q_s \zeta d\Gamma \quad (4.23)$$

La formulation faible du problème thermique est alors obtenue, sous la forme suivante :

$$\int_{\Omega} \rho c \dot{T} \zeta d\Omega + \int_{\Omega} \nabla \zeta k \nabla T d\Omega = \int_{\Gamma_{\Phi}} q_s \zeta d\Gamma + \int_{\Omega} \dot{q} \zeta d\Omega \quad \forall \zeta / \zeta = 0 \text{ sur } \Gamma_T \quad (4.24)$$

Par utilisation de la méthode de Galerkin, la même procédure que dans le cas mécanique est définie et le problème matriciel suivant est obtenu sous la forme d'une équation différentielle du premier ordre :

$$[M] \{\dot{T}\} + [K] \{T\} = \{Q\} \quad (4.25)$$

4.1.2.4 Prise en compte des phénomènes thermiques et couplages thermo-mécaniques

Dans le cadre de la simulation numérique des procédés de tournage et de fraisage, une question se pose quant à la nécessité ou non de prendre en compte les phénomènes thermiques et notamment sur l'éventuel couplage qui existe entre les phénomènes thermiques et mécaniques. Il est évident, que la prise en compte des phénomènes thermiques (frottement aux interfaces, échauffement) influent sur le comportement mécanique de la coupe. La question reste alors tout de même entière sur la nécessité de choisir entre un couplage fort ou faible de la conservation de la quantité de mouvement et de l'équation de la chaleur.

Dans le cadre des modèles qui seront présentés par la suite, les phénomènes thermiques seront négligés. Ceci constitue une hypothèse forte mais motivée par plusieurs aspects. La méconnaissance des phénomènes aux interfaces, des mécanismes de couplage et surtout des difficultés à mettre en œuvre ces couplages numériquement tendent à considérer initialement uniquement les aspects mécaniques. En effet, la résolution de l'équation différentielle du problème mécanique est du second ordre en temps et du premier ordre dans le cas du problème thermique. La résolution de ces deux équations se fait généralement à l'aide de deux algorithmes distincts mais dont la stabilité est liée.

De plus, le développement d'un modèle par éléments finis doit être considéré de sa plus simple expression vers une complexification des phénomènes considérés. En effet, la mise en place d'un modèle de simulation introduisant toutes les difficultés et les couplages éventuels devient irréalisable en une seule opération. Les travaux développés dans cette thèse propose donc de définir un modèle de la coupe considérant dans un premier temps les effets mécaniques (cinématique, interface, comportement matériel complexe) avec un couplage faible entre mécanique et thermique, i.e. un calcul a posteriori du champ de température par la notion de puissance dissipée sous forme de chaleur. De plus, on considère qu'il n'y a pas de transfert thermique avec l'environnement (hypothèse d'adiabaticité). Dans ce cas, l'équation de la chaleur s'écrit de la façon suivante :

$$\rho c \frac{dT}{dt} = \beta \bar{\sigma} \dot{\bar{\epsilon}} \quad (4.26)$$

Où β est le coefficient de Taylor-Quinney représentant la part de chaleur dissipée par le processus de déformation, $\bar{\sigma}$ est associé à la contrainte équivalente au sens du critère de plasticité utilisé et $\dot{\bar{\epsilon}}$ la vitesse de déformation équivalente. L'utilisation d'un schéma des différences finies permet aisément de calculer l'évolution de la température entre chaque pas de temps. Dans ce qui suit, il est donc attendu d'obtenir une prédiction des efforts de coupe surestimés puisque l'adoucissement thermique n'est pas globalement considéré.

4.1.3 Algorithme d'intégration temporelle

Dans ce qui vient d'être présenté, le choix de l'algorithme d'intégration temporelle a été notifié. L'algorithme utilisé pour l'étude des procédés de tournage et de fraisage menée dans ces travaux est un algorithme de dynamique transitoire explicite. L'utilisation de ce schéma se justifie pour plusieurs raisons :

- Les phénomènes investigués tendent vers un processus de dynamique rapide (les sollicitations varient brutalement au cours du procédé) et imposent le choix du schéma explicite,
- Malgré le caractère de stabilité conditionnelle du schéma explicite, il est aisé de mettre en œuvre des simulations robustes en comparaison avec les approches implicites,
- Les fortes non-linéarités introduites notamment par le contact, le comportement matériel et les fortes distorsions du maillage incitent aussi à utiliser un schéma explicite.

L'utilisation d'un schéma de type dynamique implicite (Newmark) n'est pas abordé car il n'est pas adapté aux phénomènes investigués. En effet, il est plutôt utilisé dans le cas de phénomènes dynamiques longs et ne se prête pas aux procédés d'usinage. Il est à noter cependant que dans le cas par exemple d'une étude de l'influence de la mise en action du système broche/attache/outil, cet algorithme est particulièrement adapté pour des analyses de déflexions d'outils ou de phénomènes vibratoires.

4.1.3.1 Schéma de dynamique transitoire explicite

En reprenant l'expression matricielle de la formulation faible du problème mécanique 4.16, et après intégration sur l'intervalle $\Delta t_{n+1} = t_{n+1} - t_n$, il vient l'équation :

$$[M] \{\ddot{u}^e\}_n + [K] \{u^e\}_n = \{F^e\} \quad (4.27)$$

L'expression du vecteur accélération s'écrit alors :

$$\{\ddot{u}^e\}_n = [M]^{-1} (\{F^e\} - [K] \{u^e\}_n) \quad (4.28)$$

Dans le cas où la matrice masse $[M]$ est diagonale, l'expression de l'accélération est directe et ne nécessite pas l'inversion de matrice. Dans le cas de la méthode explicite, cette propriété est utilisée en appliquant des techniques particulières : matrice de masse consistante ou la méthode dite special lumping technique. La première méthode consiste en la diagonalisation de la matrice par renforcement des termes diagonaux par sommation des termes extra-diagonaux associés de la façon suivante :

$$[M] = \begin{cases} M_{ii} = M_{ii} + \sum_{1 \leq j \leq m} M_{ij} \\ M_{ij} = 0 \end{cases} \quad (4.29)$$

La seconde technique permet de conserver l'équilibre global équivalent du système (conservation de l'énergie cinétique) par un traitement différencié des degrés de liberté en translation et en rotation. La matrice masse s'écrit alors :

$$[M] = \frac{\int_{\Omega} \rho d\Omega}{\sum_{1 \leq j \leq m} \int_{\Omega} \rho N_k N_k d\Omega} \int_{\Omega} \rho N_i N_i d\Omega \quad (4.30)$$

Cette dernière technique permet d'en introduire une troisième très utilisée qui consiste à répartir la masse aux nœuds (iso-répartition de la masse en chaque nœud) ce qui permet par construction d'avoir une matrice masse diagonale.

Une fois cette matrice diagonalisée, il est alors possible d'intégrer facilement l'équation 4.28. Pour cela il est nécessaire d'exprimer le vecteur accélération. Généralement, la méthode utilisée est associée à un schéma des différences finies centrées (schéma explicite) et il vient :

$$\{\ddot{u}^e\}_n = \frac{\{\dot{u}^e\}_{n+\frac{1}{2}} - \{\dot{u}^e\}_{n-\frac{1}{2}}}{\Delta t_{n+1}} \quad (4.31)$$

$$= \frac{u_{n+1}^e - 2u_n^e + u_n^e}{\Delta t^2} \quad (4.32)$$

Le champ des vitesses s'écrit alors :

$$\{\dot{u}^e\}_{n+\frac{1}{2}} = \{\dot{u}^e\}_{n-\frac{1}{2}} + \Delta t [M]^{-1} (\{F^e\} - [K] \{u^e\}_n) \quad (4.33)$$

Puis le champ des déplacements :

$$\{u^e\}_{n+1} = \{u^e\}_n + \Delta t \{\dot{u}^e\}_{n+\frac{1}{2}} \quad (4.34)$$

Ceci permet ensuite sans aucune inversion de matrice de calculer en chaque point d'intégration, le comportement matériel, le calcul des efforts extérieurs et enfin le bilan énergétique. L'algorithme passe alors au pas de temps suivant et réitère le calcul. Il apparaît alors que cette méthode est relativement simple à mettre en œuvre et très bien adaptée à notre problème.

4.1.3.2 Condition de stabilité de Courant-Fredriech-Levy

Le schéma explicite semble, en l'état, présenter de très grands avantages. Néanmoins, il possède aussi un inconvénient majeur que ne possède pas les méthodes implicites : il est conditionnellement stable. En effet, pour que le schéma des différences centrées reste stable, il doit respecté une condition qui limite grandement le pas de temps d'intégration. Dans le cas général, il est possible de montrer que la méthode des différences centrée est stable si et seulement si :

$$\Delta t \leq \frac{2}{\omega_{\max}} \left(\sqrt{1 + \xi^2} - \xi \right) \quad (4.35)$$

Où Δt représente le pas de temps d'intégration, ξ est le coefficient d'amortissement éventuellement introduit dans le système et ω_{\max} est la plus grande valeur propre du système aux valeurs propres défini par l'équation :

$$([K] - \omega^2 [M]) \{u\} = \{0\} \quad (4.36)$$

C'est donc la plus grande valeur propre qui conditionne la stabilité de l'algorithme. Néanmoins, dans le cas des calculs par éléments finis, il est nécessaire d'adapter cette condition de stabilité. Pour cela on utilise en pratique la condition de Courant-Fredrich-Levy (condition CFL) qui est donnée, dans le cas d'un élément barre de longueur l , par l'expression suivante :

$$\Delta t \leq \frac{l}{c} \quad (4.37)$$

Où c représente ici la célérité de l'onde dans la barre (ou vitesse de propagation acoustique dans le milieu). Dans le cas d'un élément barre, elle s'écrit :

$$c = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (4.38)$$

Où E est le module d'élasticité longitudinal appelé plus communément module de Young. Dans le cadre de la méthode des éléments finis, il est donc nécessaire de déterminer la longueur caractéristique de chaque élément déformable du problème (barre, poutre, coque, plaque, solide) et de la célérité associée. Ensuite, il suffit de calculer le pas de temps de chaque élément et de déterminer, parmi cet ensemble le pas de temps le plus restrictif pour l'ensemble du système ($\Delta = \min_{1 \leq i \leq m} \Delta t_i$) pour déterminer la condition de stabilité.

En pratique, le pas de temps obtenu est ensuite pénalisé pour s'assurer de cette stabilité. L'influence importante de l'algorithme de contact sur cette stabilité et les importantes précautions associées seront exposées par la suite.

La condition CFL même s'il est associée à un schéma numérique peut s'interpréter physiquement par *le pas de temps numérique doit être plus petit que le temps nécessaire*

pour l'onde physique de traverser le milieu. Cette condition est très restrictive et impose des pas de temps très faibles par rapport aux approches implicites, ce qui pénalise énormément les temps de calculs. Néanmoins, si cette condition est contrôlée, certains phénomènes notamment liés au contact sont plus simples et surtout il est possible d'associer un avantage à ces faibles pas de temps. Cette propriété permet en effet de considérer que les transformations, entre deux cycles de calcul, sont faibles et il est alors possible d'utiliser un formalisme en petites perturbations (ce qui n'est que rarement le cas en implicite).

4.1.4 Choix des formulations d'éléments

Pour résoudre les problèmes de temps de calculs longs, il est de coutume d'utiliser des éléments à intégration réduite même si cette tendance pourrait disparaître dans le cas de la recherche d'une meilleure approximation ou de l'utilisation de moyens de calculs multi-processeurs (SMP et MMP). Dans la suite les éléments utilisés pour les calculs sont présentés.

Dans le cadre des simulations numériques des procédés, une modélisation tridimensionnelle des phénomènes est investiguée. Il est donc nécessaire de choisir des éléments solides adaptés à ce type d'études. Pour cela, le choix d'éléments solides de type hexaèdres à 8 nœuds et à un point d'intégration est proposé. L'avantage de la sous-intégration est notamment de diminuer les temps de calculs et de posséder une très grande robustesse du point de vue numérique. Néanmoins un problème de taille apparaît, ce type d'élément fait apparaître des modes à énergie de déformation nulle, appelés plus communément mode de sabliers ou mode d'hourglass (voir figure 4.1).

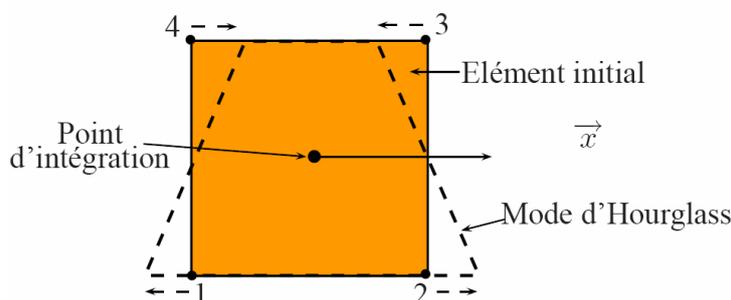


FIG. 4.1 – Représentation dans le plan d'un mode à énergie de déformation nulle.

Pour les éléments hexaédriques, il existe 12 modes d'hourglass (8 nœuds \times 3 degrés de

liberté par nœud). Il est alors nécessaire de contrôler ces modes, par l'utilisation d'artifices numériques.

4.1.4.1 Contrôle des modes d'Hourglass

Pour contrôler ces modes, il suffit de comprendre qu'ils engendrent un déplacement des nœuds qui n'induit pas de déformation au point d'intégration considéré. En effet, si l'exemple d'un élément de plaque à quatre nœuds et à intégration réduite est considéré comme représenté sur la figure 4.1, on peut décomposer l'état de déformation par quatre modes distincts dans la direction \vec{x} : un mode de corps rigide et 3 modes de déformations (traction-compression, cisaillement pur et un mode d'hourglass). On peut alors décomposer le champ des vitesses nodales dans une base à quatre dimensions, soit :

$$\begin{pmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \\ \dot{x}_3 \\ \dot{x}_4 \end{pmatrix} = \dot{x}_{rb} \begin{pmatrix} 1 \\ 1 \\ 1 \\ 1 \end{pmatrix} + \dot{x}_{tc} \begin{pmatrix} 1 \\ -1 \\ -1 \\ 1 \end{pmatrix} + \dot{x}_s \begin{pmatrix} 1 \\ 1 \\ -1 \\ -1 \end{pmatrix} + \dot{x}_h \begin{pmatrix} 1 \\ -1 \\ 1 \\ -1 \end{pmatrix} \quad (4.39)$$

Où \dot{x}_{rb} , \dot{x}_{tc} , \dot{x}_s et \dot{x}_h représentent respectivement les vitesses nodales dans la direction \vec{x} des modes de corps rigide, tension/compression, cisaillement pur et d'Hourglass. Il est alors aisé de montrer à l'aide des fonctions d'interpolation que, dans le cas d'un mode d'Hourglass, la vitesse de déformation $\dot{\varepsilon}_{xx}$ à l'unique point d'intégration est nulle, ce qui n'est en principe pas réaliste puisqu'il y a déformation. Il faut donc éviter ces déplacements intempestifs. L'artifice standard utilisé est d'ajouter des ressorts ou des amortisseurs sur chaque nœud pour limiter ces déplacements (figure 4.2).

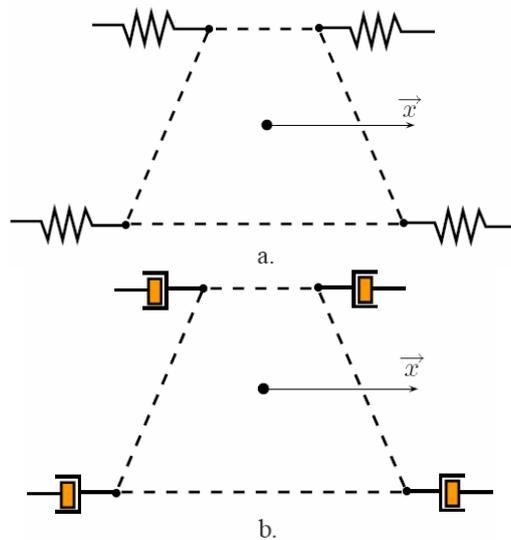


FIG. 4.2 – Contrôle des modes d'Hourglass : a. en raideur (a.) - b. visqueux.

Ceci revient à appliquer des efforts nodaux s'opposant au développement des modes d'Hourglass. Soit le vecteur d_h (dans le cas des éléments hexaédriques c'est un vecteur de dimensions [8, 1]) représentant la cinématique d'un mode d'hourglass, alors les efforts nodaux f_h à appliquer par l'expression générale sont définis par :

$$\{f_h\} = -\alpha \{d_h\} \quad (4.40)$$

Avec

$$\alpha = \begin{cases} ha_m \dot{x}_h & \text{pour un contrôle visqueux} \\ hk_m \int \dot{x}_h dt & \text{pour un contrôle en raideur} \end{cases} \quad (4.41)$$

Où h est un coefficient de pénalisation tel que $h < 1$, a_m est un coefficient relatif à une viscosité, k_m est relatif à une raideur et \dot{x}_h est la vitesse d'évolution du mode d'hourglass. Dans le cadre des simulations qui suivent, le choix évident d'un contrôle en vitesse est proposé.

De part l'origine purement numérique et l'utilisation d'un contrôle par application d'efforts nodaux, il est nécessaire d'introduire dans le bilan des énergies l'influence de ces modes. Il sera donc prudent de vérifier que ceux-ci sont négligeables par rapport aux énergies représentatives que sont l'énergie interne et cinétique. Il est à noter qu'un moyen de minimiser les effets de l'hourglass est de raffiner le maillage ou bien d'utiliser des éléments à intégration complète pour les éliminer.

4.1.5 Modélisation du contact aux interfaces

Dans le cadre de la simulation des procédés d'usinage tels que le tournage et le fraisage, il est nécessaire de modéliser le comportement à l'interface outil/pièce. Pour cela, l'introduction d'algorithmes de contact devient obligatoire. Dans le cadre de l'utilisation du code de calculs LS-DYNA, il existe trois types d'algorithmes de contacts se déclinant en des sous-algorithmes selon les problèmes considérés : algorithme de pénalité, adoucissement contraint et l'algorithme du pinball. Dans le cadre standard, l'algorithme de pénalité est utilisé. Le principe général de fonctionnement de cet algorithme est donné ici pour illustrer par la suite certains choix notamment associés à la taille des mailles des éléments non déformables.

4.1.5.1 Recherche des nœuds en contact

Avant même d'appliquer l'algorithme de pénalité, il est nécessaire de détecter les lieux des maillages en contact. Dans la pratique, un algorithme de type Bucket Sort (tri par paniers) est utilisé, il consiste en la recherche dans des zones délimitées par des paniers (bucket), les nœuds candidats au contact. Pour cela, il est nécessaire de mesurer la distance

entre un nœud candidat (aussi appelé nœud esclave) et une face d'un élément susceptible d'être en contact (définie par des nœuds maîtres). Pour représenter ce calcul, un schéma explicatif est visible sur la figure 4.3.

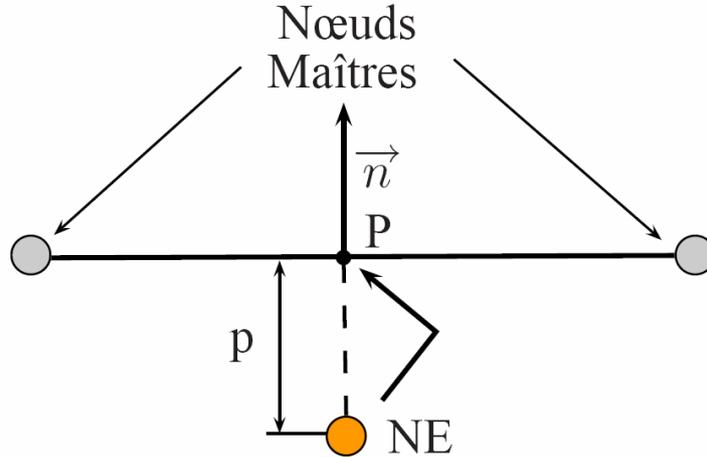


FIG. 4.3 – Principe de recherche et projection de l'algorithme de pénalité.

A partir de chaque face d'un élément solide, il est possible de définir via les connectivités les normales \vec{n} à ces faces. Deux cas peuvent alors se présenter :

- Le nœud candidat n'a pas pénétré la face de l'élément maître (pas contact), si P représente la projection orthogonale de la position du nœud NE sur la face de l'élément (le long de la normale \vec{n}), alors :

$$\overrightarrow{PNE} \cdot \vec{n} > 0 \Leftrightarrow p = 0 \quad (4.42)$$

- Le nœud candidat a pénétré la face de l'élément maître (contact), alors :

$$\overrightarrow{PNE} \cdot \vec{n} \leq 0 \Leftrightarrow p = \left| \overrightarrow{PNE} \cdot \vec{n} \right| \quad (4.43)$$

4.1.5.2 Calcul des efforts de contact - Algorithme de pénalité

Dans ce dernier cas, il est alors nécessaire de calculer les efforts résultants de ce contact tout en projetant le nœud pénétré au point P (non pénétration). A chaque nœud esclave noté NE est associé un ressort de compression de raideur k et une masse nodale m (iso-répartition de la masse présentée dans le choix de l'algorithme explicite) comme représenté

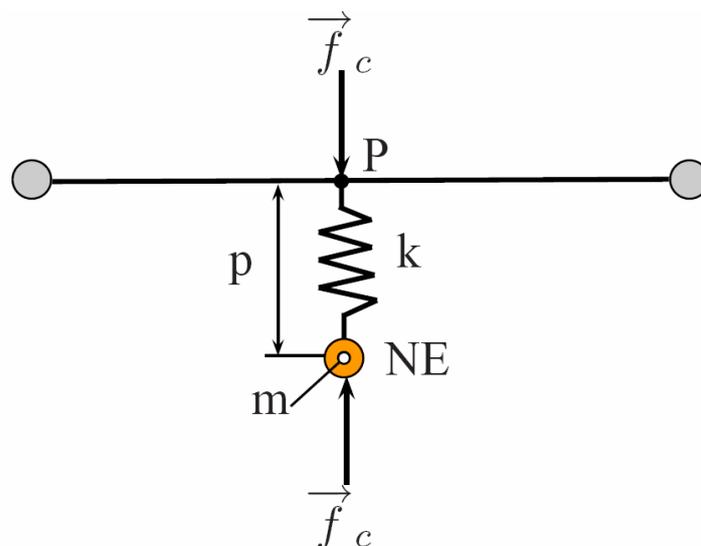


FIG. 4.4 – Principe du calcul des efforts de contact par l’algorithme de pénalité.

sur la figure 4.4.

Il vient alors que l’effort de compression résultant \vec{f}_c au point NE est donné par la formule suivante :

$$\vec{f}_c = kp \frac{\overrightarrow{PNE}}{\|\overrightarrow{PNE}\|} \quad (4.44)$$

Où k est la raideur du ressort de contact. Ce coefficient est défini par le produit d’un terme de pénalisation s (sans dimension), et d’une raideur déterminée par la pièce maîtresse, le nœud esclave ou le minimum de ces deux valeurs. Dans le cas des éléments solides, la relation est donnée par :

$$k = s \times K \times \frac{A}{V} \quad (4.45)$$

Où A est l’aire de la surface englobante de l’élément, V son volume, avec K le module d’incompressibilité donné par :

$$K = \frac{E}{3(1 - 2\nu)} \quad (4.46)$$

Où E et ν représentent respectivement le module d’Young et le coefficient de Poisson associé au matériau considéré.

Le coefficient de pénalisation s est donc une donnée numérique permettant de limiter la raideur de contrainte (pénalisation) et elle doit être en pratique ajusté en fonction du problème. Une fois ces paramètres déterminés, il est alors possible de calculer les efforts de contact. Par utilisation des fonctions d’interpolation et de la connaissance du lieu géométrique du point de contact (point P), le calcul des efforts nodaux \vec{f}_{ci} au nœud maître

NM_i s'écrit alors :

$$\vec{f}_{ci} = -N_i(P) \vec{f}_c \quad \text{avec} \quad \sum_{i=1}^n \vec{f}_{ci} = -\vec{f}_c \quad (4.47)$$

4.1.5.3 Stabilité de l'algorithme de contact

Pour être le plus représentatif de la non-pénétrabilité des milieux, la valeur de la raideur doit être importante. Toutefois, l'algorithme de contact est basé sur l'utilisation d'éléments ressorts. Il est donc immédiat que ceux-ci sont eux aussi associés à la condition de stabilité de l'algorithme explicite et donc la raideur k est limitée par cette condition. Le pas de temps stable Δt_c de l'algorithme de contact est alors calculé en utilisant la fréquence propre de deux ressorts en série (maître et esclave) de masses respectives m_m et m_s et de raideur identique de la façon suivante :

$$\Delta t_c = \sqrt{\frac{4m_s m_m}{k(m_m + m_s)}} \quad (4.48)$$

Il est donc nécessaire de s'assurer dans les problèmes qui viendront que le pas de temps utilisé, soit tel que :

$$\Delta t \leq \min_{1 \leq i \leq m} \Delta t_{ci} \quad (4.49)$$

Si cette dernière condition n'est pas vérifiée, la physique devient instable et donne des résultats faux. Une fois cette condition satisfaite, il est théoriquement possible de considéré un processus proche de la physique modélisée.

4.1.5.4 Influence de la taille de maille sur la stabilité du contact

Une grande tendance consiste à considérer les éléments non déformables (appelés, à tort, rigides) comme peu influents. Le maillage est alors considéré uniquement comme une discrétisation géométrique de ces composants n'ayant que peu d'importance sur la réponse. Or de part la condition de stabilité présentée précédemment, la taille des mailles influera directement la répartition des masses de ces éléments. En effet, si un élément non déformable d'une taille bien plus conséquente que la taille des éléments constitutifs des pièces déformables est considéré, la répartition des masses sera très mauvaise. Ceci impliquera qu'un seul élément tente d'équilibrer l'ensemble des nœuds en contact dans sa région d'influence.

Pour éviter cela il a été choisi de considérer dans le cas d'un calcul avec ce type d'algorithme, la même taille de maille pour les éléments non déformables et déformables. En

pratique, cela n'augmente pas excessivement le temps des traitements puisque par utilisation d'un algorithme de tri par paniers, la recherche est simplifiée. Par contre du point de vue de la physique, cette méthode permettra un meilleur équilibre des efforts de contact et d'éviter des pénétrations abusives introduisant une physique peu réaliste.

C'est avec ces raisons que les choix réalisés par la suite sont justifiés, et **l'utilisation de maillages de même taille de mailles dans les cas déformables et non déformables** sera toujours respectée.

4.1.6 Récapitulatif

Afin de bien définir l'ensemble des hypothèses et méthodes utilisées par la suite, elles sont ici récapitulées :

- Utilisation de la méthode des éléments finis selon une description Lagrangienne du mouvement.
 - Utilisation d'un algorithme de résolution temporelle de type dynamique transitoire explicite. (différences finies centrées)
 - Couplage faible des phénomènes mécanique et thermique : les variations des champs de température ne sont considérés que lors du processus de dissipation liée à l'écrasement.
 - Choix d'éléments hexaédriques sous-intégrés (1 point d'intégration) avec un contrôle des modes à énergies de déformations nulles de type visqueux.
 - Prise en compte des problèmes d'interfaces par utilisation d'un algorithme de pénétration.
 - Les maillages des éléments déformables et non déformables sont considérés de même taille de maille pour la stabilité de l'algorithme de contact.
-

4.2 Comportement matériel et aux interfaces

4.2.1 Loi de comportement de l'acier inoxydable 304L

Pour les simulations qui suivront, les données fournies par le CETIM sont utilisées dans le cadre d'une loi de Johnson-Cook. Le comportement est alors considéré comme isotrope (critère de von Mises). L'érouissage est isotrope, son évolution est définie par la variable scalaire R donnée par la relation suivante :

$$R = [A + B\varepsilon^n] \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_f - T_0} \right)^m \right] \quad (4.50)$$

Où les différents coefficients constitutifs sont donnés dans le tableau 4.1.

$A(MPa)$	$B(MPa)$	n	C	m	$\dot{\varepsilon}_0(s^{-1})$	$T_f(^{\circ}K)$	$T_0(^{\circ}K)$
253,32	685,1	0,3128	0,097	2,044	1,0	1698	296

TAB. 4.1 – Coefficients associés à la loi de Johnson-Cook définie pour l'acier 304L

4.2.2 Critère de séparation des éléments - Formation du copeau

Un point critique de la méthode des éléments finis pour la simulation des procédés de coupe est associé à la formation et à la séparation du copeau. En effet dans le cas du tournage et du fraisage, à la différence du perçage, la formation du copeau est discontinue et le mode de segmentation est fortement associé aux paramètres de coupe (avance, vitesse de coupe, géométrie de l'outil, interfaces outil/pièce, thermique). Pour tenter de représenter le plus fidèlement possible les procédés investigués, il est donc nécessaire d'introduire une représentation de la formation et de la séparation du copeau. Pour permettre ce type de représentation, l'utilisation de critère de localisation des déformations, de fissurations et de ruptures sont à déterminer. Néanmoins, la complexité des mécanismes à modéliser étant toujours aussi importante, le choix a été fait d'uniquement d'influencer la séparation des éléments via un critère numérique lié à une limite matérielle. Pour ce faire, un critère β est considéré activant ($\beta = 1$) ou n'activant pas ($\beta = 0$) la suppression d'un élément. Le critère d'activation étant basée sur une limite de la déformation plastique cumulée $\bar{\varepsilon}^p$ telle que :

$$\beta = \left\langle \frac{\bar{\varepsilon}^p - \bar{\varepsilon}_{\infty}}{|\bar{\varepsilon}^p - \bar{\varepsilon}_{\infty}|} \right\rangle \quad (4.51)$$

Avec $\bar{\varepsilon}_\infty$ la valeur limite de la déformation plastique pour définir la suppression des éléments associés et

$$\langle \circ \rangle = \begin{cases} 0 & \text{si } \circ \leq 0 \\ \circ & \text{si } \circ > 0 \end{cases} \quad (4.52)$$

Dans la suite des études, il a été nécessaire de définir le paramètre $\bar{\varepsilon}_\infty$ pour tenter de simuler la physique du procédé. En table 4.2 sont données les valeurs utilisées dans le cadre de la simulation du tournage et du fraisage.

Tournage	Fraisage
$\bar{\varepsilon}_\infty = 0,5$	$\bar{\varepsilon}_\infty = 0,8$

TAB. 4.2 – Définition du seuil de déformation plastique pour le critère de séparation des éléments

4.2.3 Prise en compte du frottement aux interfaces

La formation et la segmentation du copeau sont intimement liées aux interfaces outil/matière. Afin de représenter plus fidèlement ce comportement, il est nécessaire d'introduire d'une part le contact entre ces géométries (interfaces entre les deux maillages) pour la modélisation des efforts normaux de contact et les lieux de formation de cette interface. D'autre part, le processus dissipatif engendré par ce contact doit être considéré par introduction des effets de frottement à ces interfaces. En principe, ces phénomènes sont extrêmement complexes et varient énormément selon les conditions de coupe, le couple outil/matière, la géométrie de l'outil et surtout des comportements matériels respectifs de l'outil et de la pièce à usiner. En pratique, cette physique est approchée par une loi de Coulomb déduite sur des essais de tournage effectués par (Moufki et al., 2004)[30]. L'expression de la loi de Coulomb est alors donnée par la relation suivante :

$$\mu = \mu_s + (\mu_s - \mu_d) e^{-\alpha(v_{\text{rel}})} \quad (4.53)$$

Où μ_s , μ_d et α représentent respectivement les coefficients de frottement statique et dynamique, le coefficient de sensibilité à la vitesse relative v_{rel} à l'interface. On donne dans le tableau 4.3, l'expression de ces coefficients dans le cas des procédés de tournage et de fraisage considérés.

μ_s
0,8

TAB. 4.3 – Coefficient de frottement statique choisis.

4.3 Modélisation de la coupe oblique de l'acier 304L

Dans un premier temps un modèle de coupe oblique associé au procédé de tournage a été construit dans le but de réaliser une première approche des difficultés et des possibilités de construction d'un modèle de fraisage d'épaulement. Pour débiter les hypothèses initiales du modèle sont présentées. Ensuite, la mise en place du modèle par éléments finis est abordée du point de vue de la modélisation et de la construction des maillages. Ensuite les résultats observables sont illustrés pour être ensuite utilisés dans le cadre d'un plan d'expériences de type complet. Finalement, une conclusion sera proposée sur les tendances observées, les difficultés et limites du logiciel et les perspectives offertes par cette modélisation.

Les mécanismes physiques de la coupe oblique ont déjà été présentés dans le chapitre 1, il ne feront donc pas l'objet d'une explication détaillée dans cette partie. Par contre, les paramètres géométriques et d'engagement d'outils seront rappelés de manière à bien faire le lien avec les différentes études présentées par la suite (voir figure 4.5).

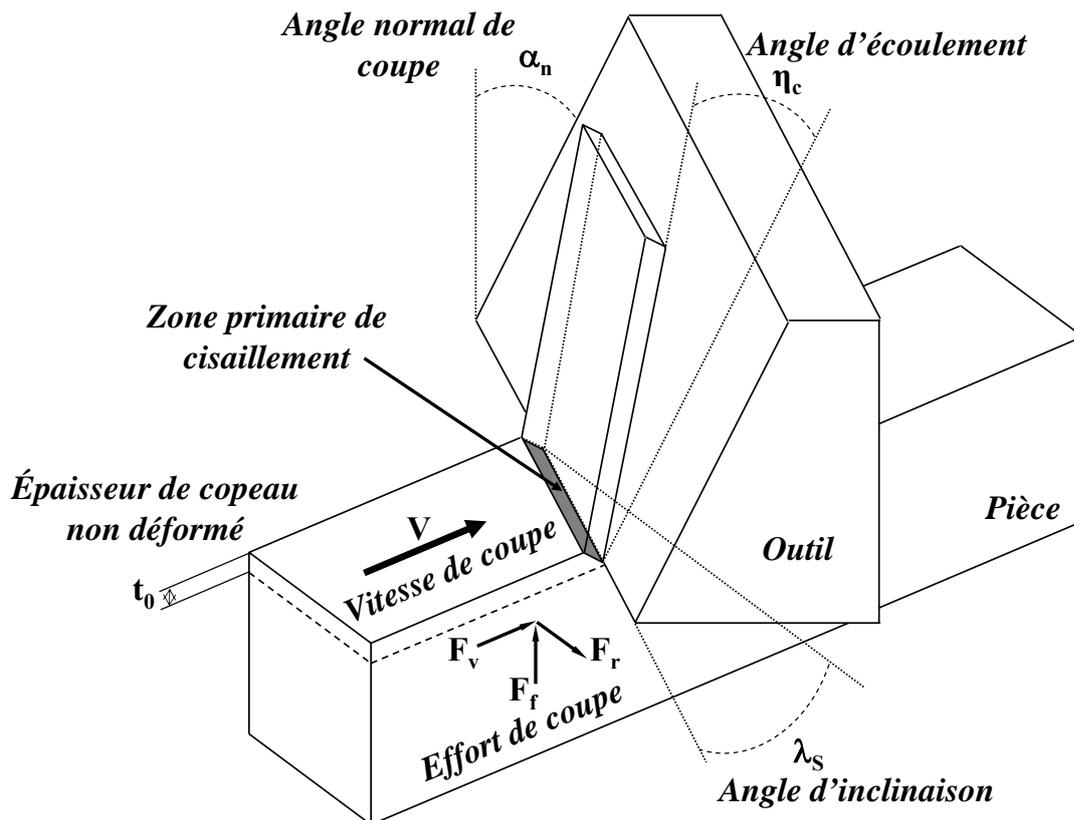


FIG. 4.5 – Formation du copeau en coupe oblique.

Les deux paramètres géométriques majeurs de l'outil sont l'angle de coupe normal α_n et

l'angle d'inclinaison d'arête λ_S . Il faut aussi considérer le rayon d'acuité d'arête en bout de la plaquette de tournage. Ces trois éléments constituent les paramètres géométriques principaux associés à un outil de tournage. Il est à noter toutefois que l'angle de dépouille de la face de l'outil en contact avec la matière usinée est un paramètre technologique important. Mais la modélisation prend le parti ici de considérer une valeur constante de ce paramètre car son influence est secondaire, et pourrait être étudié ultérieurement.

La vitesse de coupe et l'avance ont été naturellement prises en compte. Le modèle se place alors dans la configuration mentionnée sur la figure 4.5. L'outil se déplace à une vitesse donnée à une profondeur de passe axiale t_0 constante.

Ensuite la modélisation éléments finis a pour but de fournir des données d'étude à travers la formation du copeau, la répartition des contraintes et les déformations, mais surtout de permettre d'obtenir les efforts de coupe. Ils sont considérés sur l'outil et décrits par les trois composantes suivantes :

- L'effort de coupe F_v suivant la direction de coupe,
- L'effort d'avance F_f suivant la direction d'avance,
- L'effort radial F_r perpendiculaire aux précédentes composantes.

4.3.1 Conditions de coupe de l'opération de tournage

Le modèle s'attache à représenter une opération de tournage définie pour les conditions d'usinage présentées en table 4.4. Il permet de considérer soit une coupe orthogonale (angle d'inclinaison d'arête $\lambda_S = 0$) soit une coupe oblique. Le modèle laisse aussi la liberté de considérer un angle de coupe α_n sur l'outil. La figure 4.6 illustre la configuration finale modélisée.

V_C ($m.min^{-1}$)	a_p (mm)	a_e (mm)	r_a (μm)	λ_S ($^\circ$)
150	0,2	0,3	50	30

TAB. 4.4 – Conditions de coupe utilisées pour la simulation de la coupe oblique.

4.3.2 Modèle proposé

Selon les caractéristiques présentées initialement, un modèle par éléments finis du procédé de tournage est proposé. Il est alors nécessaire de définir les informations relatives

au maillage des pièces constitutives de ce modèle, ainsi que ses conditions initiales et ses conditions aux limites.

4.3.2.1 Maillage du brut et de l'outil

Une notion fondamentale des simulations par éléments finis associée aux maillages des composants est ici abordée. Suite aux remarques formulées sur l'algorithme de contact utilisé, il est nécessaire de respecter le même critère de maille pour les éléments déformables et non déformables. Ici, cette taille peut être associée à deux contraintes fortes : le respect des géométries d'outils et le nombre d'éléments considérés dans l'épaisseur du copeau. Ici, la contrainte la plus forte est liée à la représentation du rayon d'outil. Pour cela, la pièce à usiner est considérée parallélépipédique de dimensions $(1,3 \times 0,4 \times 1,3 \text{ mm}^3)$. Un maillage de type réglé à l'aide d'éléments hexaédriques de taille $0,02 \text{ mm}$ est utilisé. Un maillage comportant 80000 éléments est alors obtenu comme représenté sur la figure 4.7. Dans le cas de l'outil, des éléments tétraédriques de même longueur caractéristique que les éléments hexaédriques sont utilisés. Il vient alors la représentation donnée sur la figure 4.8 comportant 100000 éléments.

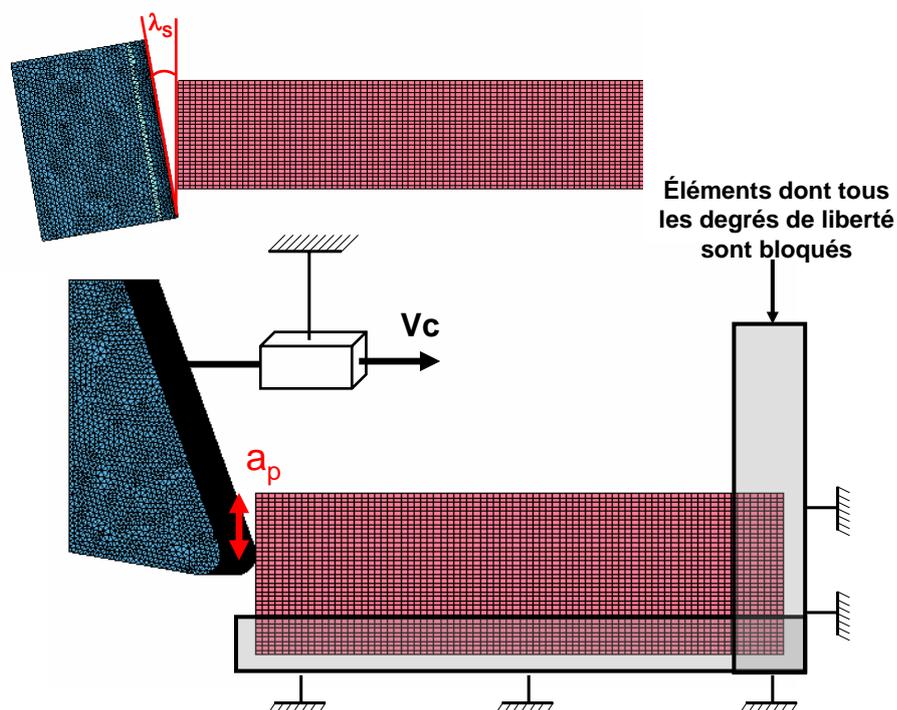
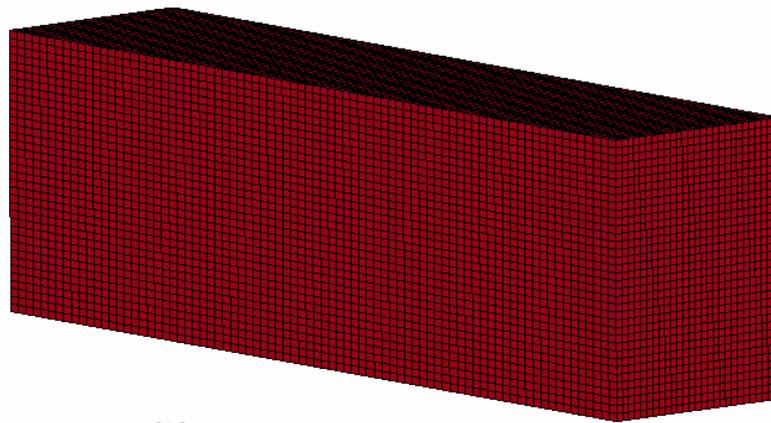


FIG. 4.6 – Maillage initial avec les conditions aux limites imposées.



≈ 80 000 éléments

$A_{\text{elem}} = 0,02 \text{ mm}$

FIG. 4.7 – Maillage de la matière brute modélisée.



≈ 100 000 éléments

$A_{\text{elem}} = 0,02 \text{ mm}$

FIG. 4.8 – Maillage de l'outil de tournage.

4.3.3 Maillage initial et conditions aux limites

En figure 4.6, le maillage initial est illustré avec les conditions aux limites imposées et les conditions initiales. Les conditions aux limites se divisent en trois parties, la première partie consiste à limiter les mouvements de l'outil à la translation selon la direction de la vitesse de coupe. La seconde permet de bloquer tous les degrés de liberté de la base du brut de la matière et enfin la dernière consiste à bloquer la partie non usinée du brut pour éviter les effets de flexion. En effet dans le cas réel de l'opération de tournage la pièce brute cylindrique est continue et parfaitement rigide.

4.3.4 Résultats de la simulation

Les différents résultats observables du modèle par éléments finis décrit précédemment sont présentés afin d'illustrer les différentes possibilités d'analyse du procédé de tournage et les capacités du modèle à fournir des données exploitables. Le temps de calcul est d'un peu moins de 2 jours en parallèle sur un bi-processeur 3.2GHz possédant 4Go de RAM.

4.3.4.1 Formation du copeau

Sur la figure 4.9, les différentes étapes de formation du copeau sont présentées séquentiellement pour deux configurations d'usinage différentes : une en coupe orthogonale à angle de coupe nul et l'autre en coupe oblique à angle de coupe non nul. Le critère de rupture introduit permet bien de former le copeau obtenu en tournage, il impose toutefois des contraintes au niveau des maillages. En effet, si le maillage est trop grossier, la séparation du copeau sera activée sur une grande zone et l'hypothèse de cisaillement ne sera plus respectée.

Il faut donc travailler avec des maillages assurant un nombre minimal d'éléments dans la zone de cisaillement. Le cas présenté est un cas intermédiaire peu coûteux, pour une étude plus fine un maillage plus fin ou une méthode de remaillage seraient nécessaires. Dans cette modélisation, les possibilités offertes par le logiciel ont été testées, mais la routine de remaillage tridimensionnel s'est révélée inopérante face au critère de rupture des éléments. Le code de calculs ne propose en effet pas encore de méthode pour gérer ces deux critères. Cette mise en défaut du logiciel sur ce point impose une contrainte importante sur la réalisation des maillages.

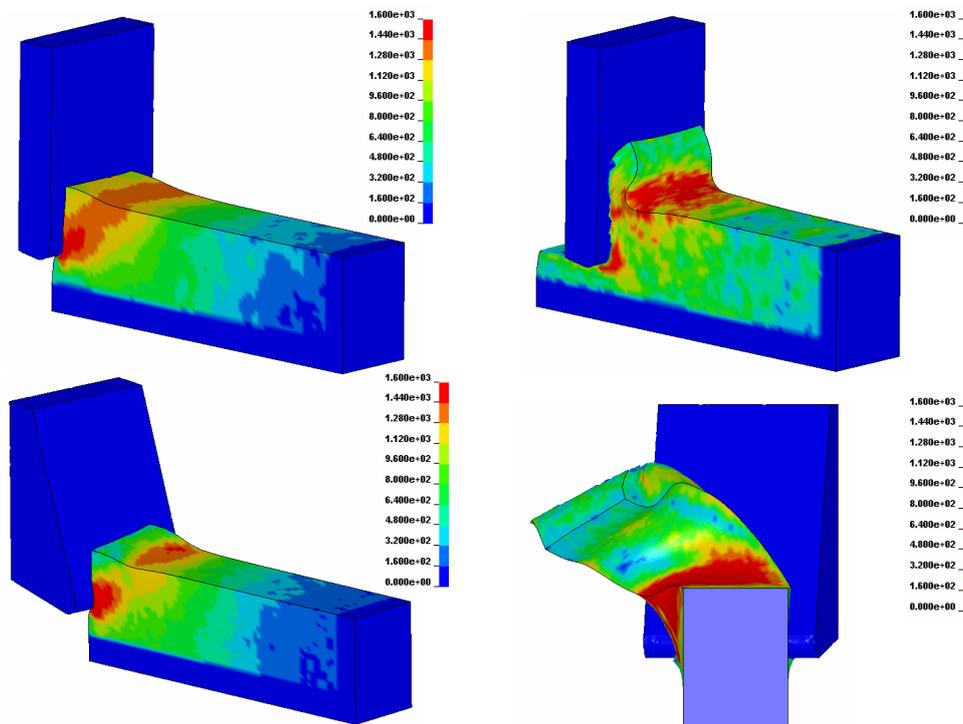


FIG. 4.9 – Contraintes de von Mises pour des cas de coupe orthogonale et oblique à différents stades de la simulation.

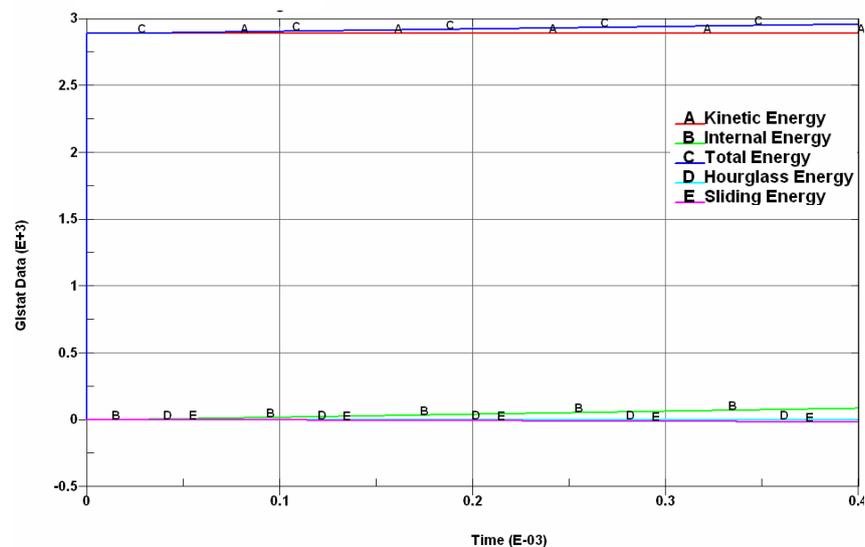


FIG. 4.10 – Bilan des énergies du calcul réalisé avec le logiciel LS-Dyna. Dans les conditions de coupe décrites en table 4.4.

4.3.4.2 Bilan des énergies

Le bilan des énergies permet de vérifier que l'énergie totale est bien la somme de l'énergie cinétique et de l'énergie interne.(voir figure 4.10) Mais aussi de s'assurer que l'énergie d'hourglass reste négligeable tout au long du calcul. Il est à noter que l'énergie interne augmente sous l'effet de la rupture continue des éléments qui forment le copeau. Il est à remarquer aussi que vers la fin du calcul, les effets de la rupture sur les éléments et sur la gestion du contact donnent une valeur négative à l'énergie de contact. Cet effet est aggravé par les éléments séparés qui sont mal orientés et actifs dans le contact outil/copeau. Le calcul montre toutefois un très bon comportement au niveau des énergies, permettant de valider les différentes observations sur les contraintes, les déformations ou les efforts de coupe.

4.3.4.3 Contraintes et déformations

La modélisation par la méthode des éléments finis permet, d'accéder aux champs de contraintes et de déformations dans la pièce. Ce qui permet par exemple d'étudier les contraintes résiduelles, les différents mécanismes de formation de copeau et d'avoir une vision globale et accessible du comportement de la coupe. Les figures 4.11 et 4.12, relatent différents exemples de mesures de contraintes ou de déformations, permettant par exemple de mettre en évidence l'hypothèse classiquement posée de la bande de cisaillement.

4.3.4.4 Efforts de coupe

Il est possible aussi de tracer l'évolution en fonction du temps des efforts résultant sur l'outil dans chacune des directions (voir figure 4.11). Toutes ces courbes possèdent une forme similaire décrite par : une croissance brutale suivie du passage par une valeur maximale et une légère décroissance pour finir sur un plateau à valeur quasi constante. En effet, sur certaines courbes des oscillations plus ou moins importantes sont observées, elles sont principalement dues à la suppression des éléments par compression provoquant un phénomène de charge/décharge. Elles sont très importantes en coupe orthogonale pure à angle de coupe normal nul. La figure 4.13 présente les courbes des efforts de coupe obtenues dans les trois directions après avoir filtré les oscillations à l'aide du post processeur du logiciel. Une bonne représentation des courbes d'efforts est donc possible, pour la validation des niveaux d'efforts. Néanmoins aucune donnée expérimentale n'est disponible, la conclusion se limitera donc à la capacité d'obtenir des efforts de coupe.

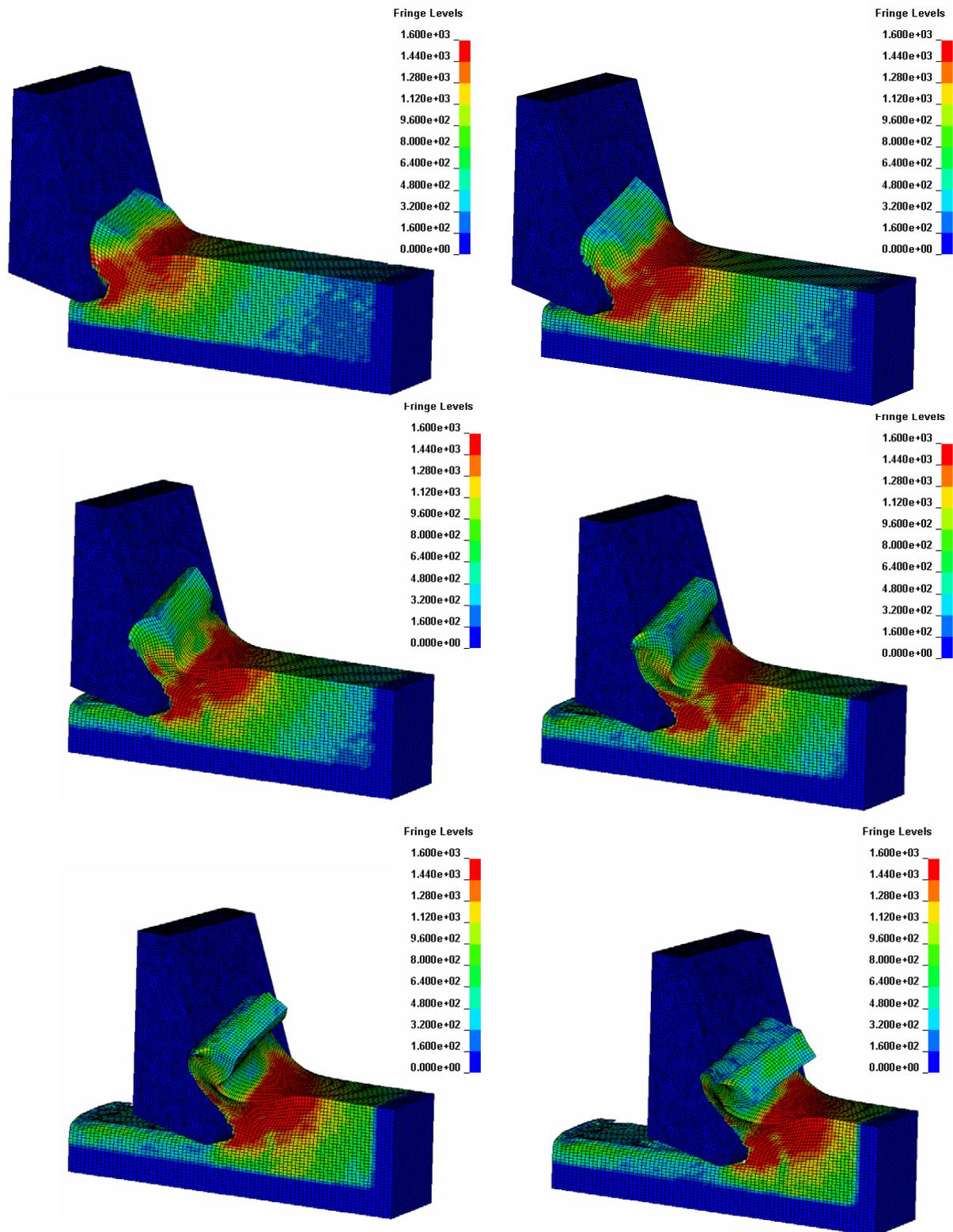


FIG. 4.11 – Contraintes de von Mises obtenues à différentes étapes de la simulation. Dans les conditions de coupe décrites en table 4.4.

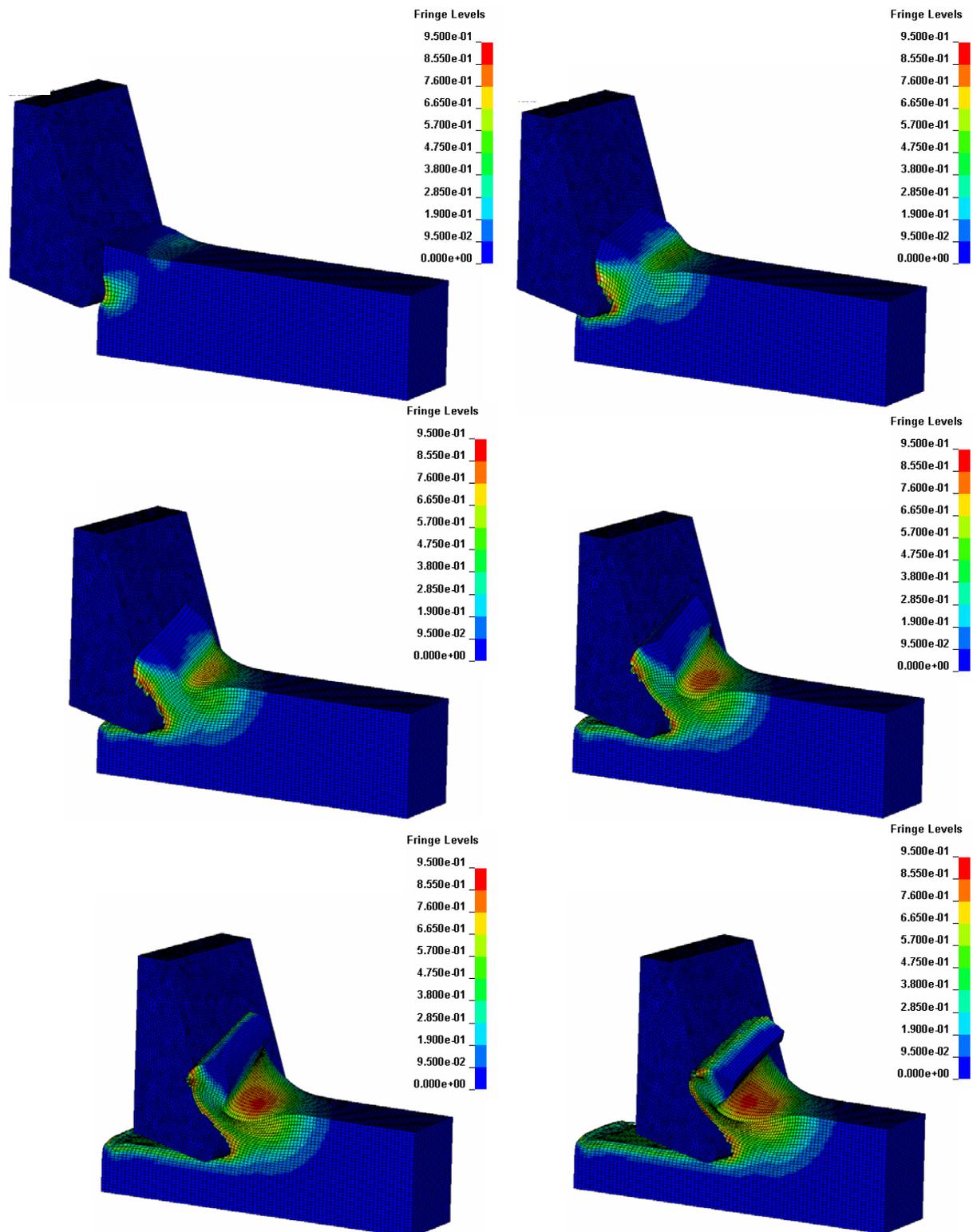


FIG. 4.12 – Déformations plastiques équivalentes obtenues à différentes étapes de la simulation. Dans les conditions de coupe décrites en table 4.4.

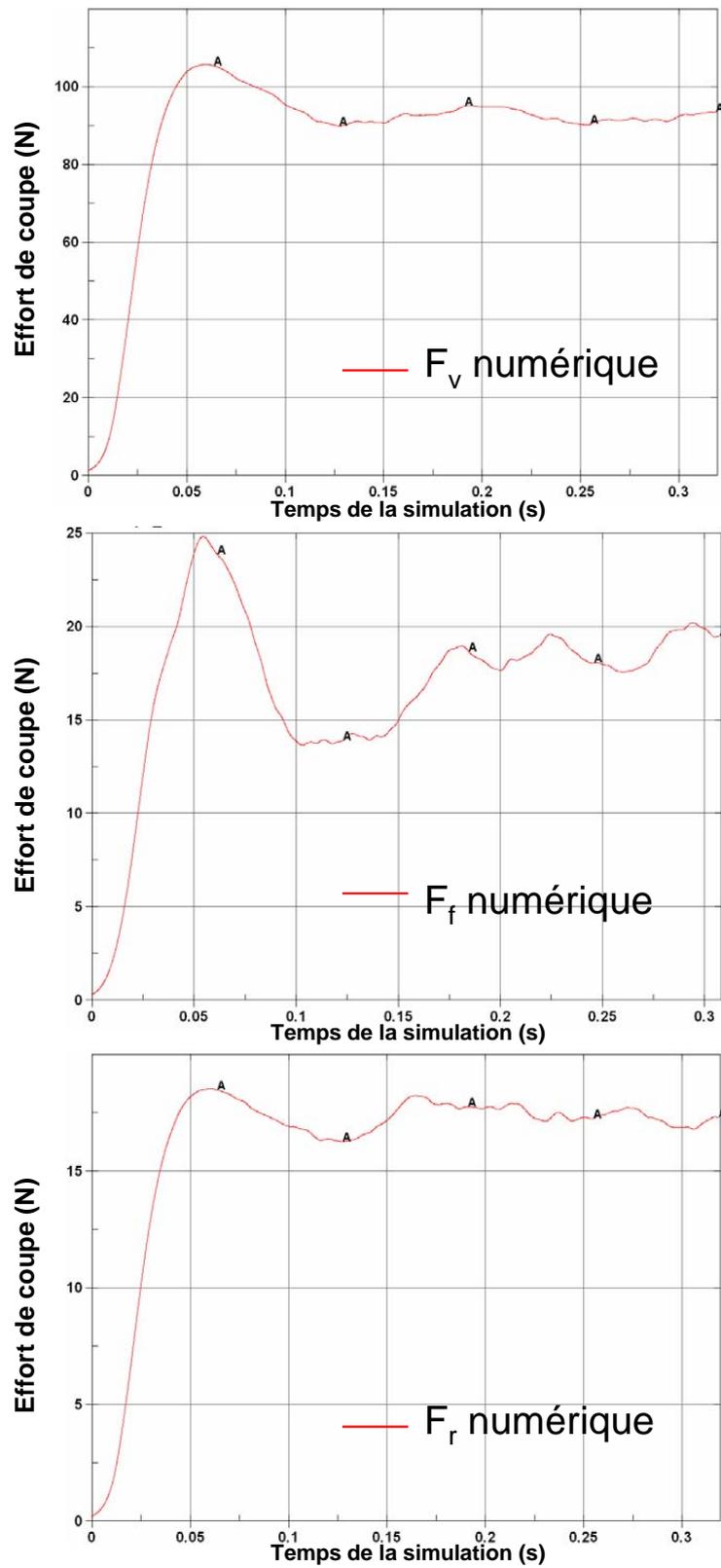


FIG. 4.13 – Efforts de coupe obtenus en coupe oblique. Dans les conditions de coupe décrites en table 4.4.

4.3.5 Etude par les plans d'expériences

Pour valider ce premier modèle, un plan d'expériences a été mis en place sur le procédé afin d'étudier l'influence de certains paramètres géométriques et dans le même temps d'observer les réponses du modèle numérique pour différents engagements géométriques de l'outil. Les influences du frottement et de la vitesse de coupe sur les efforts de coupe ont également été observées afin de dégager des premières tendances de comportement du modèle.

4.3.5.1 Paramètres de l'étude et expériences

Le plan d'expériences mis en place ici s'attache à observer l'influence sur les efforts de coupe et sur la contrainte maximale obtenue dans la zone de cisaillement pour les paramètres suivants :

- L'angle de coupe normal α_n , assimilable en fraisage à l'angle de coupe normal à l'arête le long de l'hélice, sera supposé prendre des valeurs entre 0° et 20° .
- L'angle d'inclinaison d'arête λ_S , assimilable en fraisage à l'angle d'hélice de la fraise, sera supposé prendre des valeurs entre 0° et 30° .
- Le rayon d'acuité d'arêtes R_β quant à lui sera supposé prendre des valeurs entre $0\mu m$ et $50\mu m$. (Voir Figure 4.14)

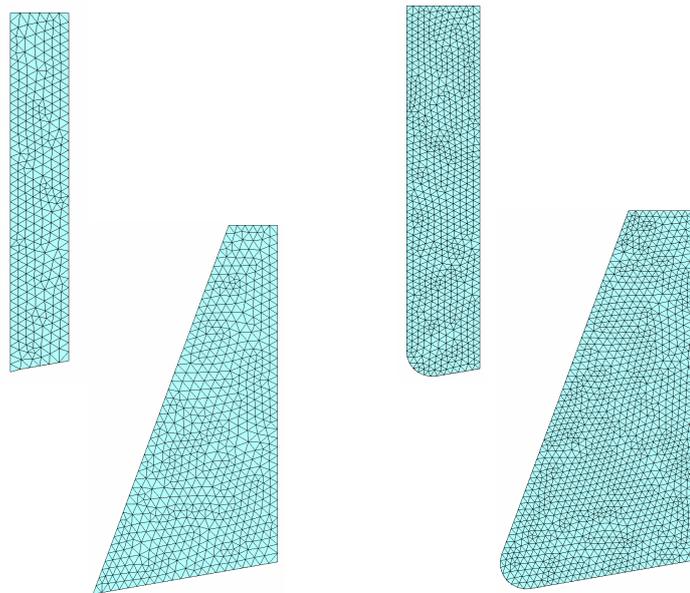


FIG. 4.14 – Les différentes géométries d'outil paramétrées.

Tous ces intervalles ont été fixés sur la base des valeurs technologiques standard disponibles pour les outils de fraisage. La méthode des plans d'expériences consiste à considérer ces trois paramètres et à fixer pour chacun d'eux un niveau bas noté 1 et un niveau haut noté 2. La méthode suppose une variation linéaire entre les bornes considérées. Pour la définition de ces niveaux, les valeurs extrêmes des intervalles sont utilisées. La synthèse des paramètres étudiés est fournie en table 4.5. Le plan d'expériences réalisé est un plan complet comprenant 8 essais représentant la totalité des combinaisons des paramètres. La description de ces essais est disponible en table 4.6. Pour caractériser l'influence, deux critères ont été choisis : les efforts de coupe et la contrainte maximale dans la zone de cisaillement. Toutefois, d'autres éléments pourraient être observés par exemple l'épaisseur de copeau, l'angle de cisaillement, ou encore la longueur de copeau.

Paramètres	<i>Angle de coupe</i> (α_n)		<i>Angle d'inclinaison</i> (λ_S)		<i>Rayon de bec</i> (R_β)	
Niveaux	1	2	1	2	1	2
Valeurs	0°	20°	0°	30°	0 mm	0,05 mm

TAB. 4.5 – Paramètres du plan d'expériences et leurs valeurs.

Expériences	<i>Angle de coupe</i> (α_n)	<i>Angle d'inclinaison</i> (λ_S)	<i>Rayon de bec</i> (r)
Essai 1	1	1	1
Essai 2	1	1	2
Essai 3	1	2	1
Essai 4	1	2	2
Essai 5	2	1	1
Essai 6	2	1	2
Essai 7	2	2	1
Essai 8	2	2	2

TAB. 4.6 – Table des expériences effectuées dans le plan complet.

Expériences	$F_v(N)$	$F_f(N)$	$F_r(N)$	Contraintes (MPa)
Essai 1	80	20	0	2218
Essai 2	93	21	0	2174
Essai 3	95	25	10	2198
Essai 4	98	27	12	2203
Essai 5	80	19	0	2169
Essai 6	71	20.5	0	2104
Essai 7	65	20	10	2169
Essai 8	75	22	11	2116

TAB. 4.7 – Résultats des essais du plan d'expériences.

4.3.5.2 Résultats

Les résultats obtenus sur les efforts de coupe et les contraintes après analyse de chacun des essais sont récapitulés en table 4.7. Ensuite l'étude détaillée des réponses obtenues dans notre plan d'expériences complet a permis de dégager et de quantifier les paramètres les plus influents sur chacun des critères. Ces conclusions sont résumées par les différents points suivants :

- Pour la valeur de la contrainte maximale dans la bande de cisaillement, les paramètres les plus influents sont bien entendus l'angle de coupe normal α_n et le rayon d'acuité de l'arête de l'outil. Comme attendu, lorsque l'arête de l'outil est parfaitement vive, la concentration de contraintes est fortement localisée sur certains éléments du maillage. Le plan d'expériences démontre bien que la présence d'un rayon même très faible améliore énormément la répartition des contraintes dans la bande. Du point de vue de l'angle de coupe, l'étude démontre que plus cet angle est faible plus la compression est importante et donc plus la contrainte dans la zone de cisaillement est importante.
- Du point de vue de l'effort de coupe F_v , l'étude a montré que le paramètre le plus influent est l'angle de coupe normal α_n . En effet, la tendance dégagée montre que plus l'angle est faible plus l'effort de coupe augmente. Les influences de l'angle d'inclinaison de l'arête et du rayon d'acuité sont négligeables.
- Pour l'effort d'avance F_f , les influences de l'angle de coupe normal α_n et de l'angle d'inclinaison d'arête λ_S sont équivalentes mais opposées. En effet, la présence de l'angle de coupe augmente la valeur de l'effort d'avance alors que la présence de l'angle d'inclinaison a tendance à la diminuer.
- Comme attendu, l'effort de coupe radial F_r dépend essentiellement de la présence de l'angle d'inclinaison d'arête λ_S . Les résultats présentés montrent bien que lorsque λ_S est nul, l'effort radial est lui aussi inexistant.

4.3.5.3 Analyse sur le frottement

Par la suite, l'influence du coefficient de frottement a été étudiée en considérant trois valeurs distinctes du frottement, le frottement est ici considéré statique. Les résultats présentés en Table 4.8 montrent que le frottement n'a qu'une influence relative sur les efforts de coupe dans notre modèle. Il n'est donc pas un paramètre réellement sensible du modèle, ce qui laisserait penser que pour une étude plus fine, une loi plus complexe pourrait être utilisée et implémentée. D'ailleurs certains travaux de thèse du projet PGV s'attachent tout particulièrement à proposer des lois de frottement particulièrement adaptées à l'usinage.

Frottement μ_f	0,1	0,3	0,7
$F_v(N)$	100	102	110
$F_f(N)$	20	21	24
$F_r(N)$	10	10	10

TAB. 4.8 – Résultats obtenus sur les efforts de coupe pour différentes valeurs du frottement.

4.3.5.4 Etude sur la vitesse de coupe

L'influence de la vitesse de coupe a également été étudiée. En testant trois valeurs différentes de ce paramètre. Les résultats présentés en Table 4.9 montrent que la vitesse de coupe a une forte influence sur l'effort dans la direction de coupe F_v et un peu d'influence sur l'effort d'avance F_f . La vitesse de coupe est un paramètre important pour la comparaison des essais expérimentaux de fraisage par rapport aux résultats du modèle numérique.

Vitesse de coupe V_C ($m.min^{-1}$)	150	300	500
$F_v(N)$	80	145	210
$F_f(N)$	20	28	35
$F_r(N)$	10	10	10

TAB. 4.9 – Résultats obtenus sur les efforts de coupe pour différentes valeurs de la vitesse de coupe.

Cette première étude a permis de montrer la capacité du logiciel LS-Dyna à simuler un modèle par éléments finis tridimensionnel du tournage. La formation du copeau par arrachement de matière, et la mesure des efforts de coupe avec différentes géométries d'outil et différentes conditions de coupe, constituent les trois résultats validés au cours de cette étude. Ce qui permet ainsi d'ouvrir la voie à la modélisation du procédé de fraisage.

Pour la mise en données, la construction du modèle s'est pour l'instant limitée à une approche mécanique en utilisant la loi de Johnson et Cook simplifiée négligeant ainsi l'adoucissement dû à la température, hypothèse forte mais nécessaire pour conserver une mise en donnée simple avec des temps de calculs acceptables. Le critère de rupture utilisé est à la fois expérimental mais aussi purement numérique et la question de la pertinence de la valeur numérique employée est à considérer.

Différentes configurations de coupe oblique ont été testées pour analyser le comportement du modèle sous différentes géométries de coupe. La fraise possédant en effet une

géométrie variable, ces différents tests ont permis de s'assurer du bon comportement du modèle numérique pour des angles de coupe et des angles d'hélice variables. Certaines caractéristiques du tournage ont été mises en évidence par le plan d'expériences, et certains résultats classiques de la littérature ont été mis en évidence.

Les perspectives immédiates sur ces travaux seraient la mise en place d'essais expérimentaux qui faute de temps n'ont pas pu être réalisés. Ce qui permettrait d'identifier certains paramètres essentiels comme le critère de rupture ou le frottement de façon plus précise. Et dans le même temps de compléter notre modèle par une modélisation thermo-mécanique complète par le biais de la loi de Johnson et Cook ou de la loi développée pour le 304L proposée au chapitre 2.

4.4 Modèle du fraisage d'épaulement

Après les résultats encourageants obtenus sur la coupe oblique, un modèle du fraisage d'épaulement en configuration d'opposition et d'avalant a été développé. (voir figure 4.15) Le but étant de simuler le procédé dans les conditions des essais expérimentaux présentés au chapitre 3. Toutefois, comme tous ces travaux ont été menés en parallèle, la première simulation par éléments finis développée concerne un essai académique assez éloigné des conditions industrielles mais dont la confrontation avec la mesure expérimentale est possible. Ensuite, le cas d'un essai industriel sera abordé pour illustrer les difficultés et les premiers travaux de développement sur la simulation.

Comme précédemment, les conditions initiales du modèle sont présentées, ainsi que les contraintes associées aux maillages. Ensuite les résultats obtenus sur les efforts de coupe sont comparés avec les courbes analytiques obtenues dans le cas rigide et avec les courbes expérimentales obtenues dans les conditions de l'essai académique. Pour finir, les premières investigations menées sur la simulation d'un essai industriel sont détaillées de façon à mettre en évidence les difficultés inhérentes à la simulation du fraisage et les limites des méthodes par éléments finis. Même si les résultats présentés ici, n'aboutissent pas à une simulation robuste du procédé industriel de fraisage, les très bons résultats obtenus sur l'essai académique, les différentes applications possibles d'une telle simulation et les perspectives immédiates sont présentées.

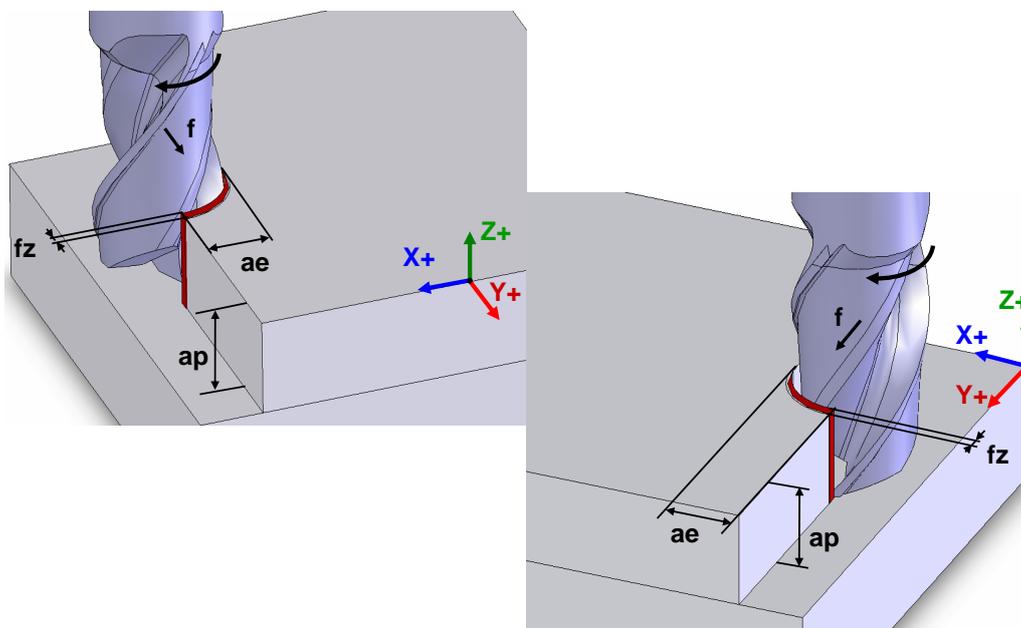


FIG. 4.15 – Les configurations de fraisage en opposition et en avalant.

4.4.1 Conditions de coupe de l'opération de fraisage

Le modèle s'attache à simuler des opérations de fraisage d'épaulement dans deux configurations distinctes. Un essai académique et un essai industriel. La première est qualifiée d'opération académique au sens où les conditions de l'essai ne sont pas des conditions d'utilisation industrielle. En effet, l'opération de fraisage d'épaulement pourrait être qualifiée d'extrême du fait de la valeur très importante de l'avance paramétrée pour un outil de diamètre 4 mm. Ces conditions de coupe ne sont pas irréalisables sur une fraiseuse. Mais dans ces conditions l'outil est sollicité au maximum de ses possibilités et son usure est alors très rapide. La seconde correspond aux paramètres des essais expérimentaux présentés au Chapitre 3. Les deux expériences et leurs conditions de coupe sont présentées en table 4.10.

Expériences	Diamètre de l'outil	V_C ($m.min^{-1}$)	a_p (mm)	a_e (mm)	f_z ($mm.dent^{-1}$)
Essai académique	4 mm	250	0,5	2	0,2
Essai industriel	6 mm	70 à 650	1	3	0,045

TAB. 4.10 – Conditions de coupe de l'essai académique et industriel modélisé.

Fraises	Diamètre de l'outil	angle de coupe (°)	angle de dépouille (°)	angle d'hélice (°)
Fraise C deux tailles (essai académique)	4 mm	1	3	30
Fraise A deux tailles (essai industriel)	6 mm	8	10	40

TAB. 4.11 – Outils utilisés pour les différents essais.

4.4.2 Modélisation de l'essai académique

4.4.2.1 Maillage de la pièce à usiner

Le maillage de la pièce à usiner est un paramètre très important du modèle. En effet l'utilisation d'une formulation lagrangienne avec un critère de rupture sans possibilité de remailler, impose un travail important sur le maillage de la matière à usiner pour que la formation du copeau et la gestion du contact entre l'outil non déformable et la pièce soit correctement défini. Des premières considérations simples sont à prendre en compte. Le maillage dans la zone de coupe sera de type réglé avec des éléments hexaédriques pour une meilleure régularité de sollicitation du contact. Il est essentiel de s'assurer d'un maillage suffisamment fin dans la zone de coupe. Mais la zone non sollicitée doit présenter un maillage dégradé permettant l'évacuation des contraintes et éviter les rebonds numériques de ces contraintes pouvant introduire une oscillation des champs, mais aussi de diminuer le nombre d'éléments total du calcul.

Après un grand nombre de tests, il est essentiel d'avoir un nombre minimal d'éléments dans le copeau. Si cette condition n'est pas vérifiée, le copeau ne se forme pas et seulement une suppression régulière des éléments le long du parcours de la dent de l'outil est observée. Les courbes d'efforts de coupe sont alors très éloignées du cas rigide attendu. Les travaux menés sur ce modèle ont permis de fixer une règle pour les simulations consistant à conserver au minimum six éléments dans le copeau (equation 4.54). Ce qui revient donc à mailler la zone de coupe par une taille de maille des éléments hexaédriques a_{elem} respectant la condition suivante :

$$a_{elem} = \frac{f_z}{\tau} \quad \text{avec} \quad \tau \geq 6 \quad (4.54)$$

Dans la simulation de l'essai académique, la valeur de τ a été choisie égale à 10. Les conditions de coupe donne une avance $f_z = 0,2 \text{ mm} \cdot dt^{-1}$, le paramètre de maille a_{elem} est donc égal à 0.02 mm soit $20 \mu\text{m}$. Il est important de noter que pour l'avance extrême paramétrée dans l'essai académique, un paramètre de maille très sévère est obtenu. Et dans le cas de ce calcul explicite, le pas de temps du calcul est conditionné par la taille du plus petit des éléments, un élément de taille très faible va donc engendrer des temps de calcul très importants.

Ensuite, on s'intéresse au maillage dans la direction de l'axe de l'outil. Et une autre règle plus simple consiste à mailler toute la zone de passe axiale plus une valeur arbitraire. Par exemple, dans le cas de l'essai académique $a_p = 0,5 \text{ mm}$, le maillage selon l'axe outil est donc réalisé sur une profondeur de $0,6 \text{ mm}$.

Le maillage est conditionné pour l'opération de fraisage défini par une passe radiale égale à 2 mm . Le maillage a donc une forme quasi-circulaire allant dans le sens de la formation du copeau, son rayon est de 2 mm , sa largeur totale est de 4 mm , l'épaisseur du lieu de la formation des copeaux est égale à 1 mm , soit cinq fois la longueur de l'avance de manière à réaliser quatre passage de dents. Le maillage mis au point est illustré en figure 4.16. Il comprend environ 400000 éléments de type hexaédrique.

Il est également important de comprendre que dans le cas du fraisage, le facteur d'échelle entre le diamètre de la fraise et l'avance à la dent paramétrée est très important. Et plus ce facteur d'échelle est important, plus la contrainte sur le temps de calcul va devenir importante. En effet par exemple dans le cas de l'essai académique, une fraise de diamètre 4 mm et une avance de $0,2 \text{ mm} \cdot dt^{-1}$ sont considérées, le facteur d'échelle est alors de 20. Mais dans le cas industriel rappelé en table 4.10 et modélisé par la suite. Une fraise de diamètre 6 mm et une avance de $0,03 \text{ mm} \cdot dt^{-1}$ sont considérées, le facteur d'échelle est alors de 200. De plus dans la configuration industrielle, la taille de maille a_{elem} diminue puisque l'avance diminue. Et à cela vient s'ajouter l'augmentation du facteur d'échelle, entraînant une augmentation très rapide du nombre d'éléments nécessaires. Les temps deviennent alors très rapidement critique pour mener à bien la mise au point d'un modèle de ce type.

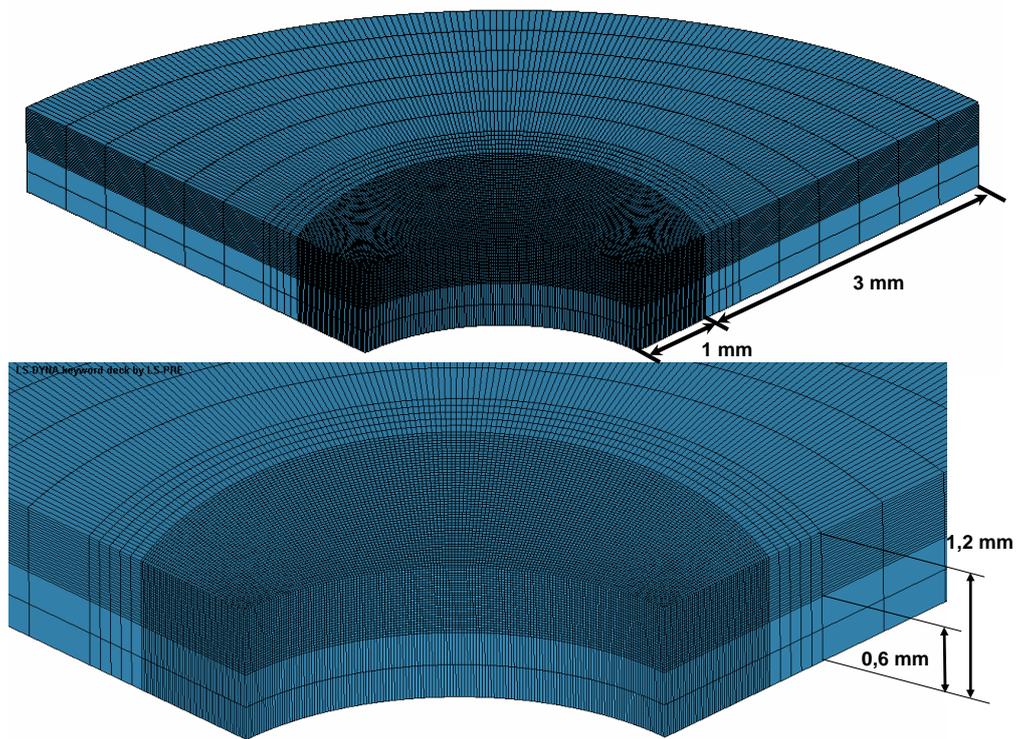


FIG. 4.16 – Vue du maillage réglé de la matière à usiner.

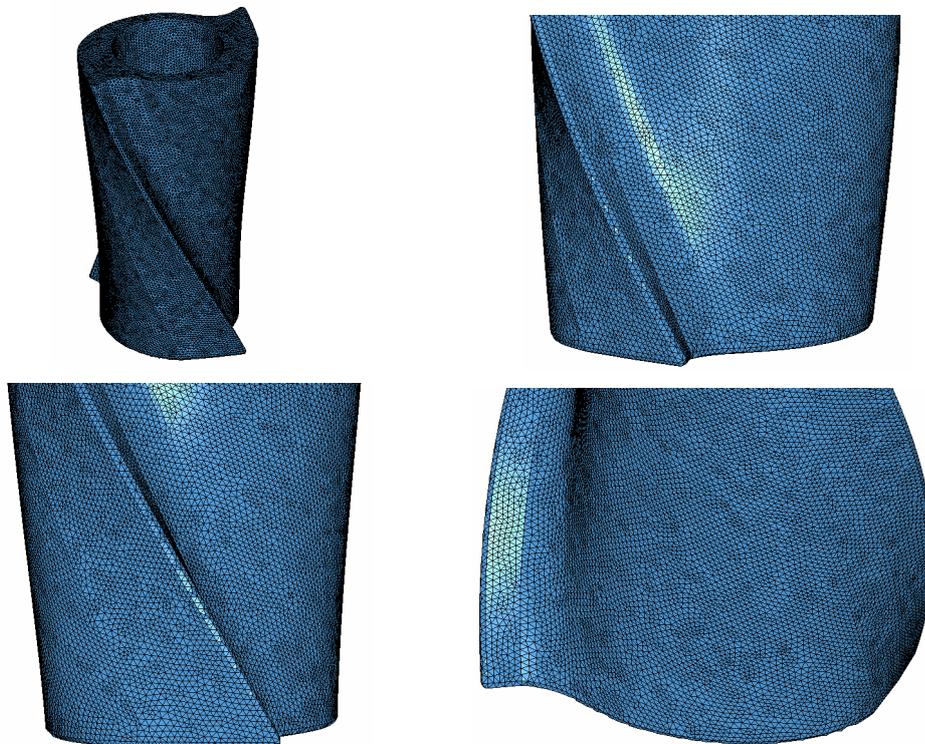


FIG. 4.17 – Vue du maillage composé d'éléments tétraédriques de la fraise de l'essai académique.

4.4.2.2 Maillage de l'outil

Les mêmes problématiques qu'en tournage apparaissent pour modéliser l'outil de coupe de fraisage. Il est donc absolument nécessaire de mailler avec méthode et précision la géométrie de la fraise utilisée pour les essais expérimentaux. De nombreux travaux dans la littérature soulignent l'importance de la géométrie de coupe dans la formation du copeau dans les procédés d'usinage.

Le premier travail consiste à réaliser le modèle C.A.O de la fraise utilisée pour l'essai académique dont les caractéristiques sont exposées en table 4.11. Le travail de conception consiste uniquement à reproduire au mieux l'angle d'hélice et l'angle de coupe de la fraise. Une contrainte est tout de même apparue rapidement : la représentation des arêtes vives. En effet, pour la gestion du contact les arêtes vives sont très dommageables, elles provoquent des problèmes de pénétration et de rupture du contact perturbant les résultats du calcul. Donc, en cohérence avec les mesures effectuées (voir chapitre 3) sur l'acuité des arêtes rodées après quelques opérations d'usinage, un rayon R_β de $30\mu m$ a été modélisé le long de l'arête de coupe.

Pour finir et afin de réduire le nombre d'éléments du modèle une partie seulement de la hauteur de l'outil a été modélisée et une partie de la matière interne de la fraise a été évidée en prenant garde de laisser une épaisseur minimale. En effet des descriptions surfaciques de l'outil ont été testées mais les algorithmes de contact fonctionnent mieux avec des descriptions volumiques possédant une épaisseur minimale. Le maillage de l'outil utilisé est exposé sur la figure 4.17, il comprend environ 300000 éléments de type tétraédrique.

4.4.2.3 Maillage initial et conditions aux limites

La figure 4.18 expose le maillage initial avec les conditions aux limites et initiales imposées. Les conditions aux limites se divisent en deux parties. La première partie consiste à limiter les mouvements de l'outil à la translation dans le sens de l'avance (axe Y) et à la rotation d'axe Z, la seconde permet de bloquer tous les degrés de liberté de la base du brut de la matière.

4.4.2.4 Résultats de la simulation

Comme pour la simulation de la coupe oblique, les différents résultats obtenus à l'issue du calcul par éléments finis sont présentés. Tout d'abord la formation du copeau et les différents résultats observables en contrainte et déformation sont illustrés.

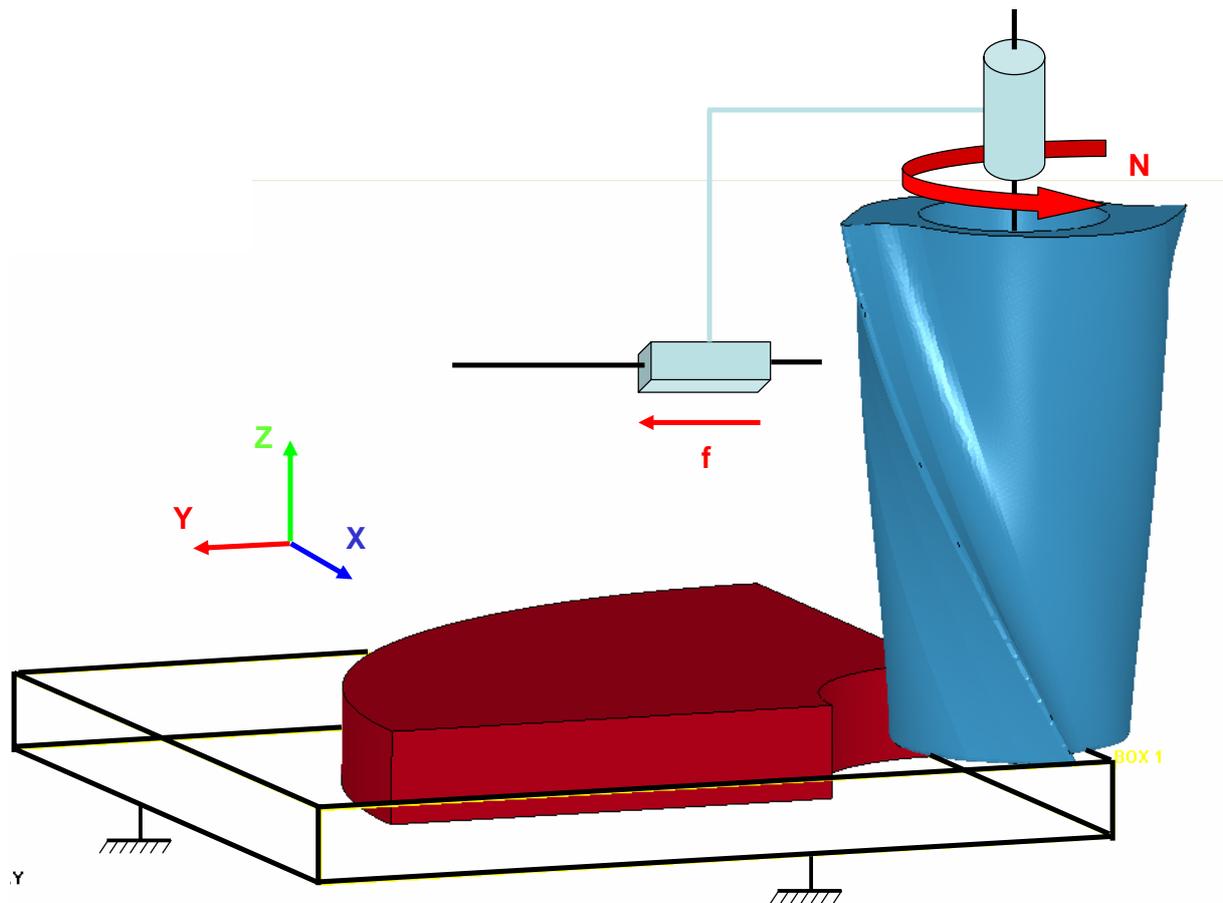


FIG. 4.18 – Maillage initial et conditions aux limites imposées pour la simulation du fraisage.

Dans un second temps, une attention toute particulière est portée aux efforts de coupe à l'aide de leur comparaison avec ceux obtenus par le modèle analytique du fraisage développée au sein de l'équipe (*Fontaine, 2004*)[5] et avec les résultats expérimentaux obtenus lors de la réalisation de l'essai académique. Pour trois passages de dent, le temps de calcul est de l'ordre de 20 jours en parallèle sur un bi-processeur 3,2 GHz avec 4Go de mémoire vive (RAM) et de l'ordre de 6 jours sur une station de calcul acquise récemment possédant huit processeurs 3,2 GHz avec 64Go de mémoire vive (RAM).

4.4.2.4.1 Formation du copeau

Sur la figure 4.20, les différentes étapes de formation du copeau en opposition sont présentées séquentiellement pour différentes position angulaire de la fraise. Le critère de rupture introduit permet donc bien de représenter la formation du copeau obtenu en fraisage. Les contraintes imposées au niveau des maillages permettent une formation correcte du copeau et d'observer sa séparation. La rupture s'opère d'abord en bout d'outil (voir figure 4.21), puis le copeau se détache de la surface usinée pour rester accroché à la surface brute suivante. Ensuite, la fraise finit sa course dans la matière et le copeau se détache pour être évacué.

Le fraisage d'épaulement en opposition n'est donc pas très favorable au sens où si le copeau reste attaché, la prochaine dent va subir une surcharge et la face de dépouille peut être agressée par le copeau avant l'arrivée de la nouvelle dent. De la même façon si le copeau se détache au moment où la deuxième dent arrive, il est possible qu'il vienne s'étaler sur la surface usinée. Les figures 4.20 et 4.21 permettent aussi de visualiser les contraintes mises en jeu au cours de l'opération. La différence essentielle avec le tournage réside donc dans la variation de la géométrie axiale de coupe et de la compression importante exercée par la goujure sur la matière retirée ce qui implique une géométrie de copeau aplatie comme celle observée expérimentalement au chapitre 3. Alors que dans la simulation le copeau possède une épaisseur finale beaucoup plus importante. Il ne faut pas oublier que le modèle ne considère pas l'adoucissement thermique, qu'il s'appuie sur une loi classique de Johnson-Cook et qu'il considère une avance très importante. Tous ces éléments peuvent expliquer le résultat obtenu sur la forme du copeau numérique.

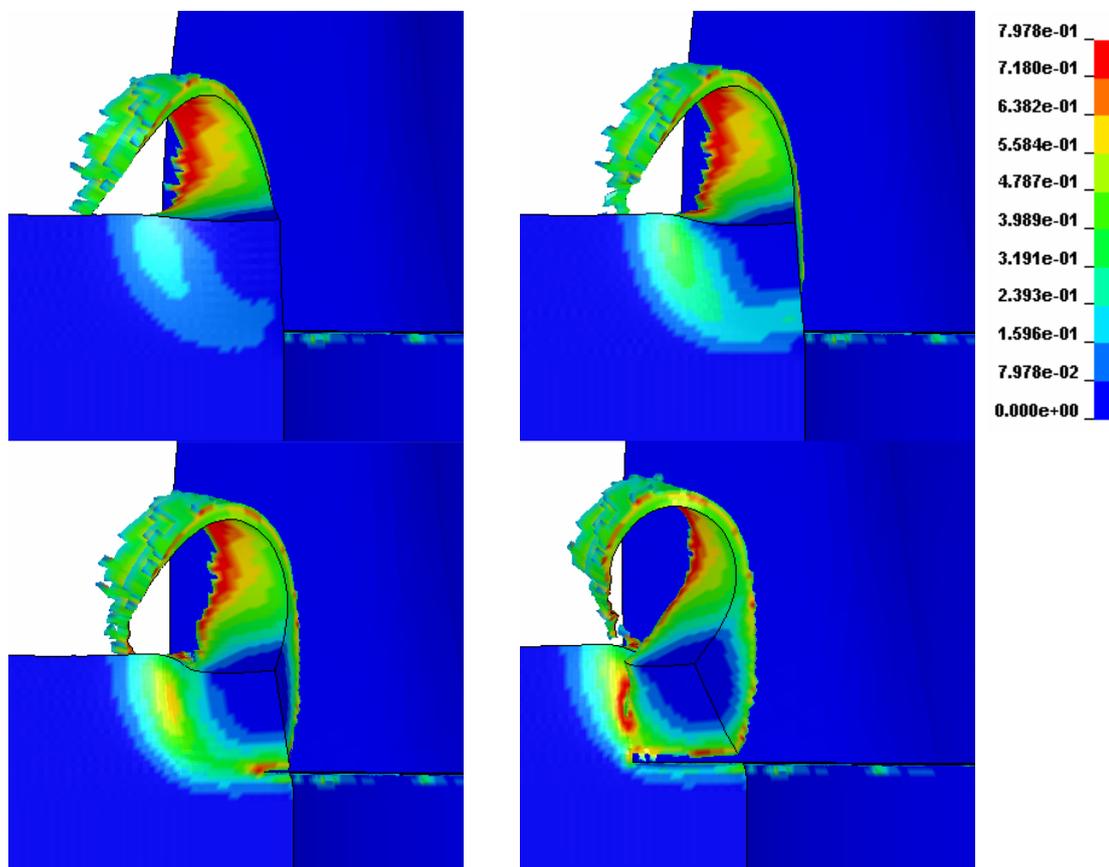


FIG. 4.19 – Valeurs des déformations à différents stades précédant l'arrachement du copeau dans les conditions de l'essai académique (table 4.10).

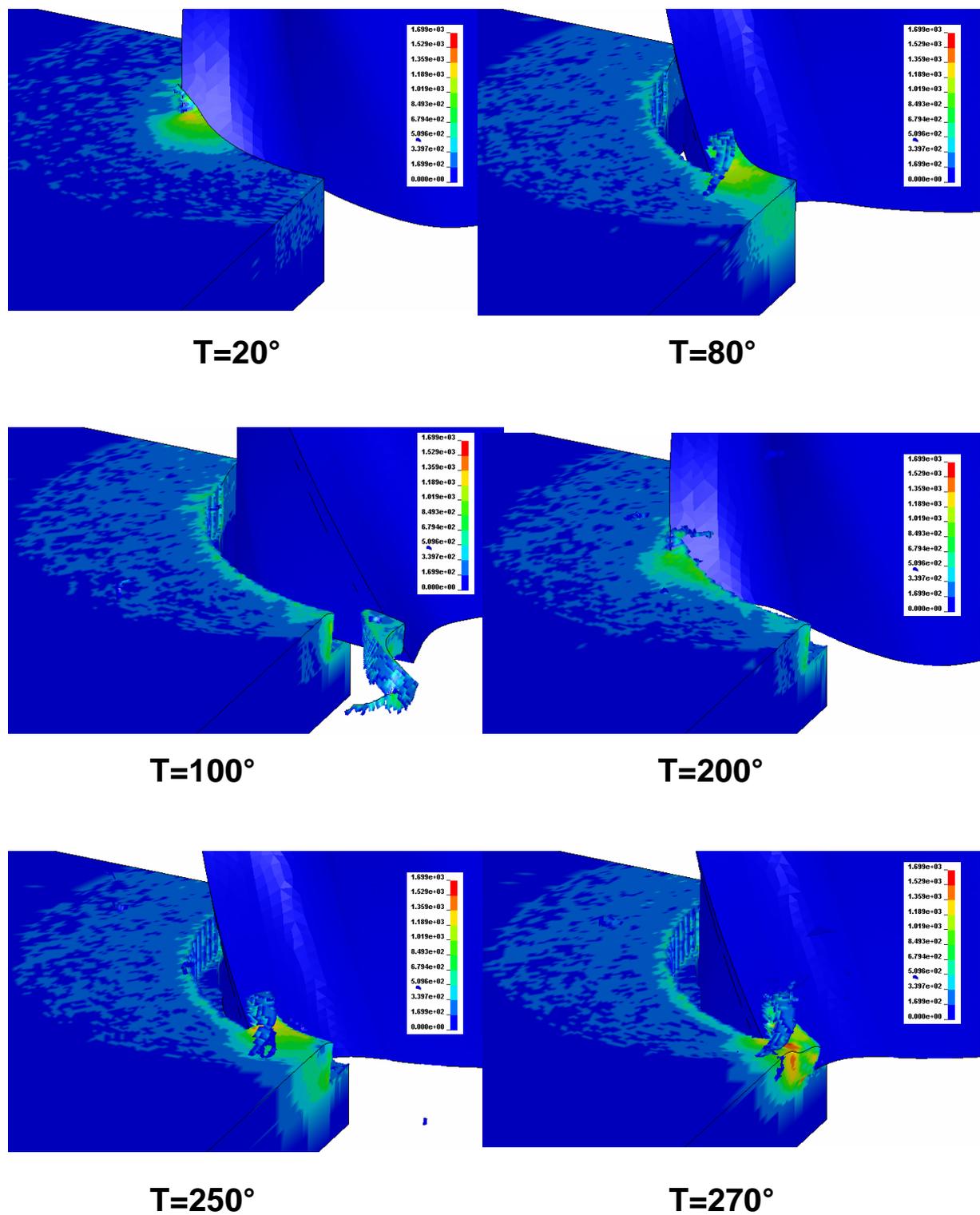


FIG. 4.20 – Contraintes de von Mises lors de la formation d'un copeau pour deux passages de dent dans les conditions de l'essai académique (table 4.10).

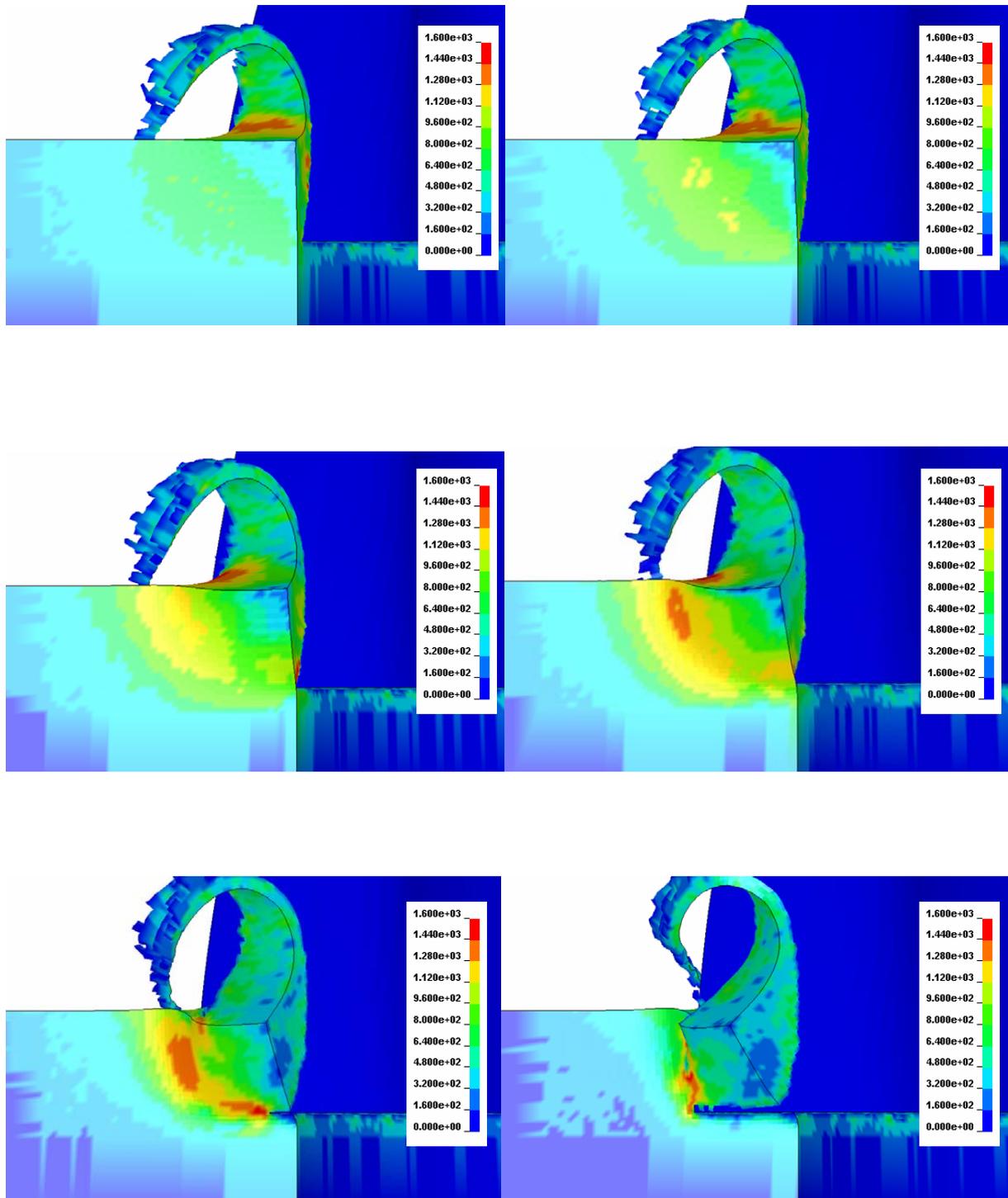


FIG. 4.21 – Contraintes de von mises à différents stades précédant l'arrachement du copeau dans les conditions de l'essai académique (table 4.10).

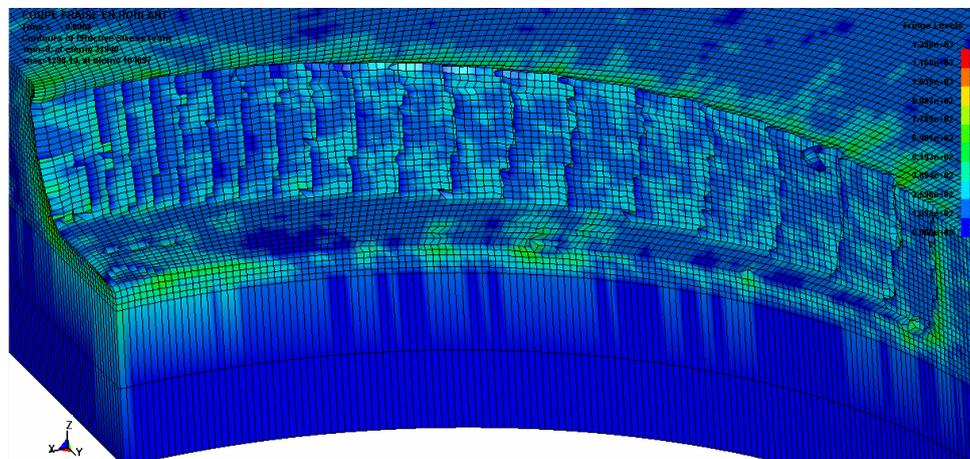


FIG. 4.22 – Contraintes de von Mises de la surface usinée après arrachement du copeau par l'outil dans les conditions de l'essai académique (table 4.10).

4.4.2.4.2 Efforts de coupe

La figure 4.23 relate les courbes d'efforts de coupe obtenues à l'issue de la simulation par éléments finis après avoir été filtrées au préalable pour retirer les oscillations purement numériques observées. Des irrégularités sont toutefois observables sur la courbe et s'expliquent par le mode séquentiel de rupture des éléments mis en évidence sur la Figure 4.22. La simulation a été paramétrée pour réaliser trois passages de dents, les courbes se comportent de la même façon pour chacune des dents, ceci indique une bonne répétabilité du modèle et les similarités d'engagement de l'outil. Les efforts de coupe obtenus sont donc fiables et cohérents avec les différentes courbes observées précédemment. Il faut maintenant confronter le modèle au niveau de sa forme au modèle analytique comportant la même hypothèse d'outil non déformable et ensuite aux courbes obtenues au cours de l'essai académique expérimental de fraisage. En effet, l'obtention de courbes d'efforts de coupe valides et conformes aux hypothèses d'outil non déformable et non flexible, constitue en soi déjà un résultat très important et totalement inédit. La comparaison avec l'expérimental permettra quant à elle, de situer la prédiction du modèle compte tenu des hypothèses simplificatrices qu'il intègre.

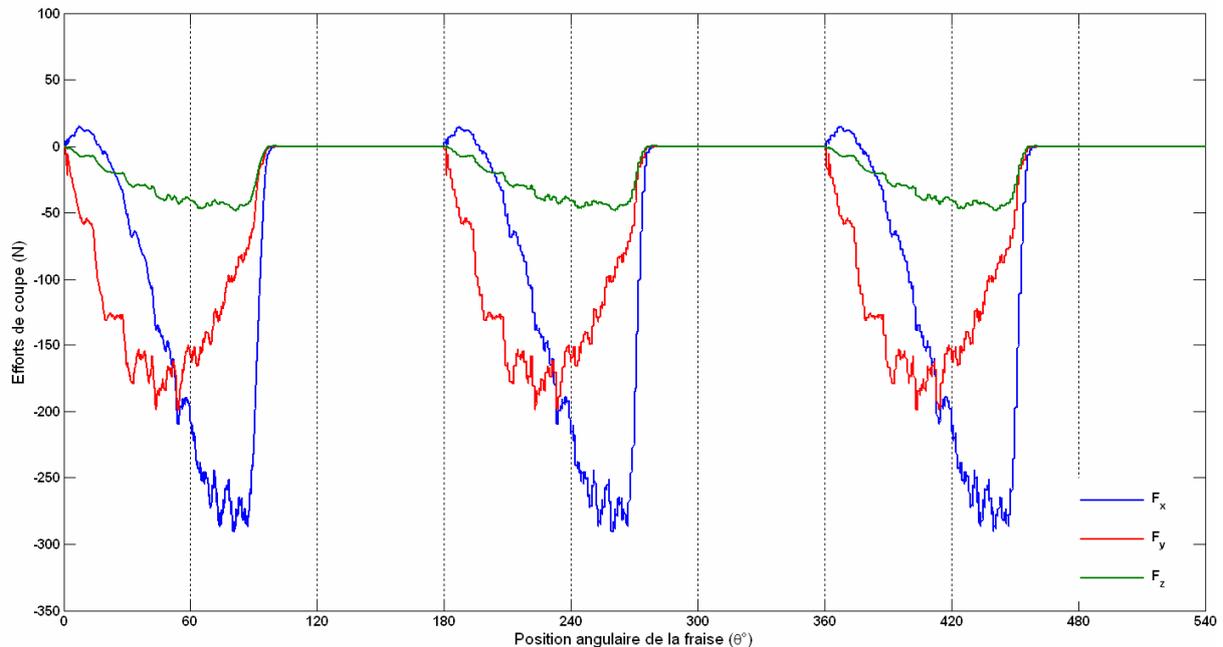


FIG. 4.23 – Efforts de coupe obtenus avec le calcul par éléments finis dans les conditions de l'essai académique (table 4.10) pour trois passages de dent.

4.4.2.4.3 Bilan des énergies résultant du calcul par éléments finis

Le bilan des énergies fourni par le code de calculs permet de vérifier que l'énergie totale est bien la somme de l'énergie cinétique et de l'énergie interne. (voir figure 4.24) Mais également de s'assurer que l'énergie d'hourglass reste négligeable tout au long du calcul. Il est à noter que l'énergie interne augmente sous l'effet de la rupture continue des éléments qui forment le copeau. Des paliers sont observés correspondant au moment où aucune des dents n'est dans la matière. L'énergie cinétique augmente aussi sensiblement sous l'effet de l'éjection du copeau. Le copeau s'éloigne de la pièce par la vitesse imposée par la fraise. Il est à remarquer aussi que dès le début du calcul, les effets néfastes de la rupture sur les éléments et sur la gestion du contact donnent une valeur positive à l'énergie du contact. L'effet est induit par les différents copeaux séparés restant actifs dans le contact outil/copeau. Le calcul montre toutefois une très bonne cohérence de comportement au niveau des énergies, permettant de valider les différentes observations des contraintes, déformations ou des efforts de coupe.

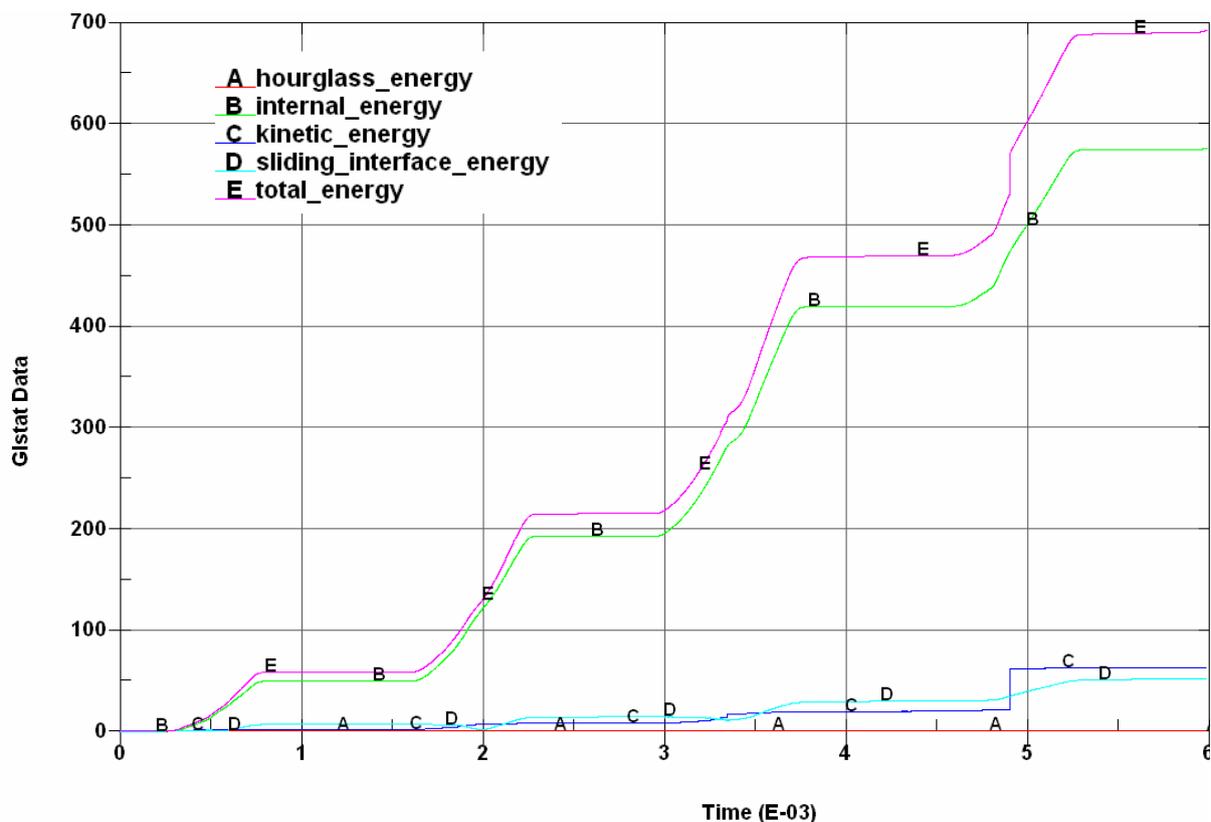


FIG. 4.24 – Bilan des énergies du calcul éléments finis dans les conditions de l'essai académique (table 4.10).

4.4.2.5 Confrontation des efforts de coupe issus de la simulation avec le cas rigide analytique

Les figures 4.25 et 4.26, présentent les courbes numériques et analytiques obtenues de manière à les comparer simplement. Cette comparaison est très importante puisqu'elle permet de confronter l'allure des efforts sur deux modèles où l'engagement de l'outil est considéré rigide. Les courbes obtenues avec le modèle analytique ne prétendent pas simuler l'opération exacte correspondant à l'essai académique considéré dans la simulation. Les niveaux ont été obtenus de manière artificielle et ne peuvent pas être comparés avec la simulation, seule la géométrie de l'opération a été respectée du point de vue de l'engagement et de la géométrie de l'outil. La discussion porte seulement sur l'allure des courbes, les conclusions suivantes doivent être retenues :

- Pour l'effort F_x orthogonal à l'avance, la même allure est observée dans les deux modèles. Une première région est observée correspondant à la projection des efforts initiaux à l'entrée de l'outil dans la matière sur la face de dépouille. Ensuite une

croissance quasi-linéaire est observée sur le modèle analytique alors que sur le modèle par éléments finis la croissance semble courbe et se termine par une pente à tangente nulle. Ce phénomène est dû à une meilleure modélisation de l'augmentation de la charge de matière avant l'éjection du copeau. Elle est suivie d'un pic de décroissance rapide et d'un plateau à valeur nulle représentant le moment où aucune dent n'est prise dans la matière.

- Pour l'effort d'avance F_y , les deux courbes obtenues exhibent une allure quasiment parabolique. Néanmoins, sur les courbes analytiques, un décrochement est observé correspondant à la sortie de la dent de la matière. Il apparaît moins nettement sur les courbes numériques et il survient plus tard, un décalage d'au moins 10° est observé. le copeau semble donc résister plus longtemps que dans le modèle analytique et semble être retenu dans une direction proche de l'axe Y. Ce phénomène est observé sur la formation du copeau issue de la simulation, où le copeau se sépare difficilement de la face verticale présente dans l'axe de l'avance de la matière brute.
- En ce qui concerne l'effort axial F_z , les courbes d'efforts de coupe présentent la même allure, une croissance courbe de type parabolique interrompue par un pic de décroissance abrupte.

Les efforts de coupe obtenus à l'aide des simulations présentent la même allure que ceux obtenus dans le cas non déformable et non flexible. La simulation par éléments finis permet donc d'obtenir des efforts de coupe possédant un comportement cohérent avec les hypothèses, et possédant comme attendu une forme représentant bien une configuration d'opposition et assimilable à un cas rigide pur. Cela constitue déjà un résultat important et inédit dans la littérature, la simulation développée dans ces travaux est donc capable de fournir des courbes d'efforts de coupe cohérentes et exploitables. L'étape suivante consiste tout naturellement à comparer les efforts de coupe obtenus numériquement à ceux mesurés au cours de l'essai académique.

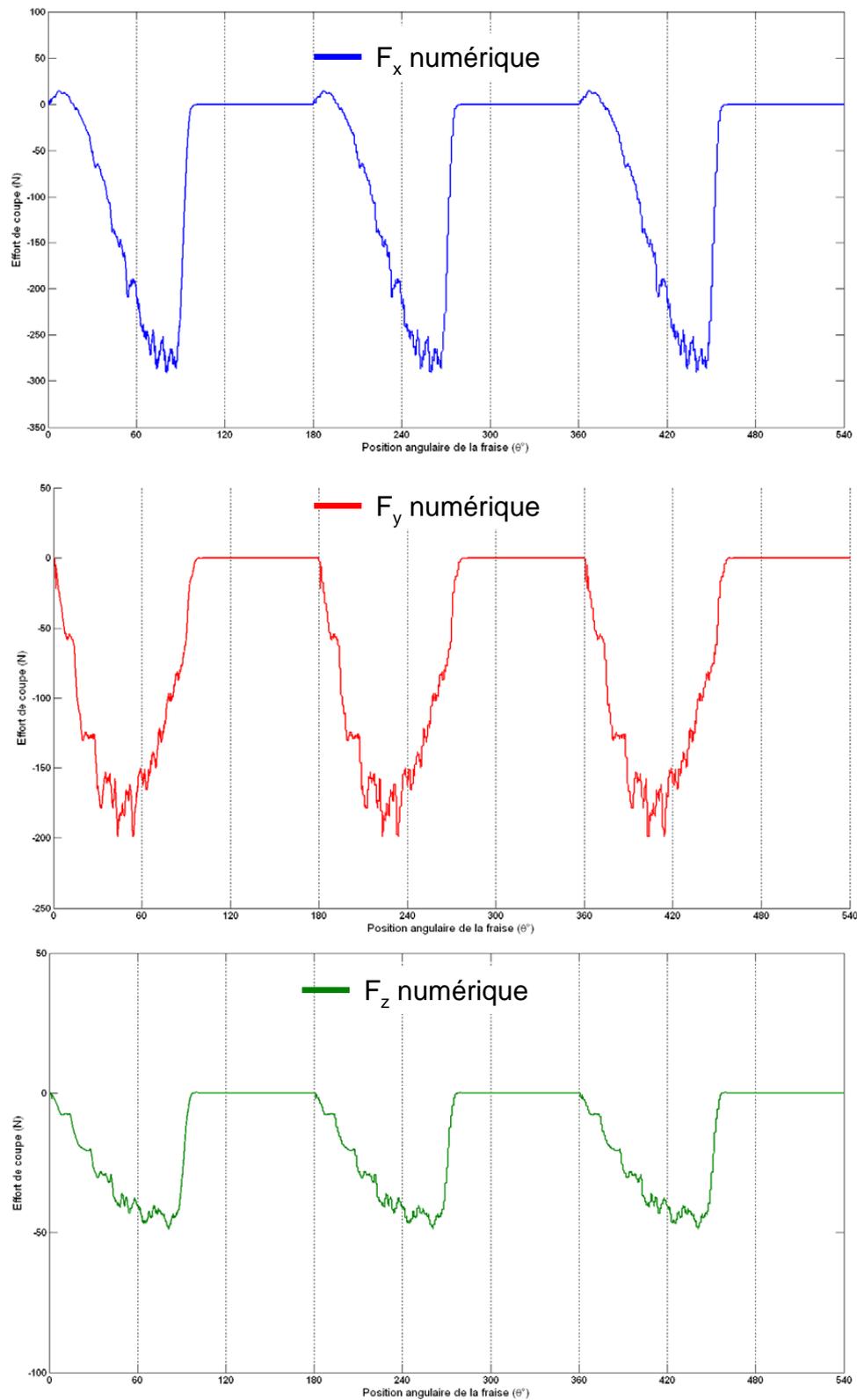


FIG. 4.25 – Efforts de coupe obtenus avec la simulation éléments finis dans les conditions de l'essai académique (table 4.10) pour trois passages de dent.

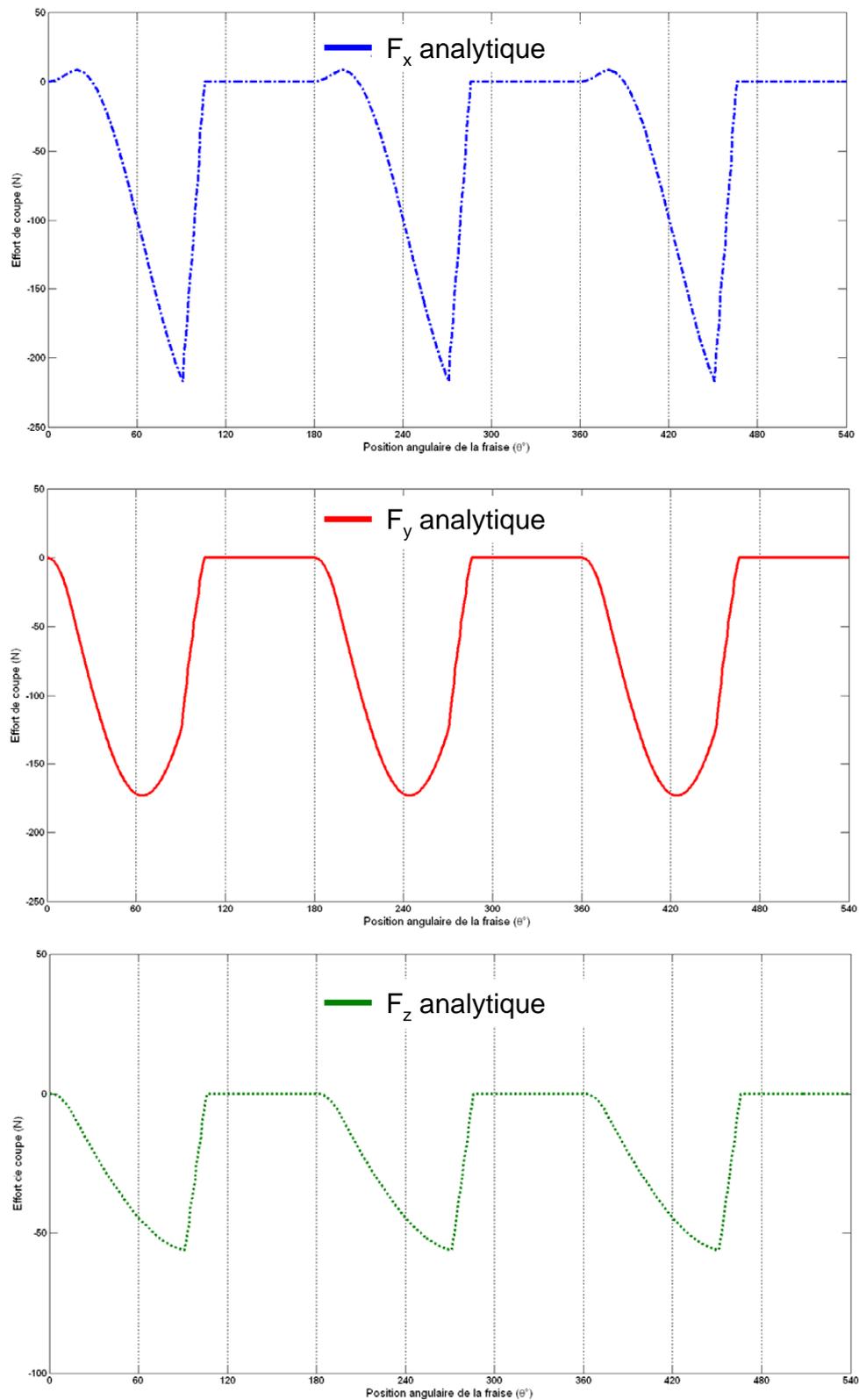


FIG. 4.26 – Efforts de coupe obtenus avec le modèle analytique dans les conditions de l'essai académique (table 4.10) pour trois passages de dent.

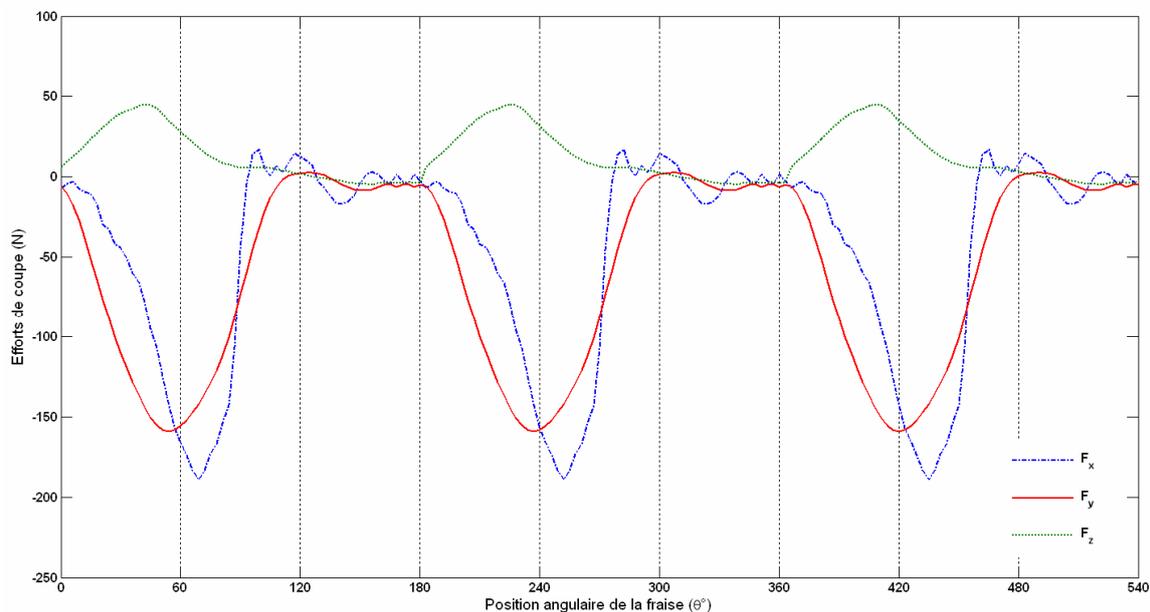


FIG. 4.27 – Efforts de coupe obtenus expérimentalement dans les conditions de l'essai académique (table 4.10) pour trois passages de dent.

4.4.2.6 Confrontation des efforts de coupe issus de la simulation avec l'expérimental

L'essai académique proposé a été réalisé expérimentalement afin de pouvoir confronter les courbes d'efforts de coupe obtenues par simulation éléments finis à celles mesurées expérimentalement (voir figures 4.23 et 4.27). Les essais ont été menés avec des fraises deux tailles neuves de diamètre 4mm en configuration d'opposition. Les efforts de coupe obtenus sont conformes aux différents résultats expérimentaux présentés au chapitre 3. Néanmoins certaines remarques doivent être précisées.

En effet, l'avance paramétrée est une avance extrême sur l'outil, ce qui induit des phénomènes rendant difficile la mesure expérimentale. Il est à noter que l'effort F_x présente des perturbations importantes en particulier dans les zones où il doit être nul, probablement induites par des vibrations importantes de l'outil. Mais la différence majeure réside dans la valeur positive de l'effort F_z . Les travaux de (Fontaine, 2004)[5] ont présenté les différences d'allure des courbes d'efforts de coupe pour différentes géométries de fraise. Une valeur positive de l'effort axial est classiquement observée pour des fraises rayonnées.

Dans les conditions de l'essai académique, l'analyse des essais menés a permis d'observer expérimentalement au microscope une usure immédiate de la fraise deux tailles en pointe d'outil, la transformant de ce fait immédiatement en fraise rayonnée. Voilà pourquoi, la mesure présente un effort F_z positif alors que la simulation par éléments finis et le modèle analytique présentent un effort F_z négatif. Mais tous les essais menés au chapitre 3 avec la fraise deux tailles dans des conditions industrielles ont exhibé des efforts F_z négatifs.

La figure 4.28 met en évidence pour chacun des efforts de coupe la comparaison entre simulation et expérimentation. Malgré les différences et les écarts dus aux conditions extrêmes de l'essai, le comportement des efforts est globalement proche, l'effort F_y semble toutefois se désaccorder au fur et à mesure. Par contre, au niveau des valeurs des efforts :

- Un écart positif de 35% est observé sur l'effort F_x entre la courbe expérimentale et la courbe numérique.
- Ensuite un écart positif de 10% est observé sur l'effort F_y .
- Pour l'effort F_z il est difficile de conclure, car la mesure expérimentale est perturbée par les conditions de coupe, mais en valeur absolue les niveaux sont très proches une erreur de moins de 5% est mesurée.

Les résultats obtenus compte tenu des hypothèses initiales sont très encourageants et prometteurs. Le critère de rupture a été identifié de façon à obtenir des valeurs numériques sensiblement supérieures à celles mesurées. En effet, l'adoucissement du matériau sous l'effet de la température n'est pas pris en compte dans le modèle, il devrait donc tendre à surestimer les valeurs d'efforts de coupe.

Le modèle développé a permis d'obtenir des efforts de coupe de manière précise et correspondant bien à l'engagement rigide considéré. Les courbes d'efforts possèdent l'allure attendus d'une fraise deux tailles engagée en épaulement en configuration d'opposition. Les niveaux d'efforts sont directement conditionnés par le critère de rupture introduit dans le calcul, le choix du critère a donc permis d'obtenir une valeur acceptable des efforts de coupe compte tenu des simplifications introduites.

En effet le résultat présenté dans cette partie sur l'essai académique est encourageant et constitue déjà un résultat important par rapport aux résultats présents dans la littérature. Il convient cependant d'aller plus loin et de valider la simulation éléments finis sur un essai industriel étudié au chapitre 3. Il faut alors s'intéresser à toute la chaîne numérique d'intégration de l'outil et à la préparation des maillages pour tenter d'éprouver la méthode dans des conditions d'étude concrètes. Les temps de calcul restent toutefois encore très importants, en effet pour trois passages de dent le temps de calcul est de l'ordre de 20 jours en parallèle sur un bi-processeur 3,2 GHz avec 4Go de mémoire vive (RAM) et de l'ordre de 6 jours sur une station de calcul acquise récemment possédant huit processeurs 3,2 GHz avec 64Go de mémoire vive (RAM). La puissance de calcul semble donc être à ce jour le facteur le plus limitatif à la mise en place de ces modèles.

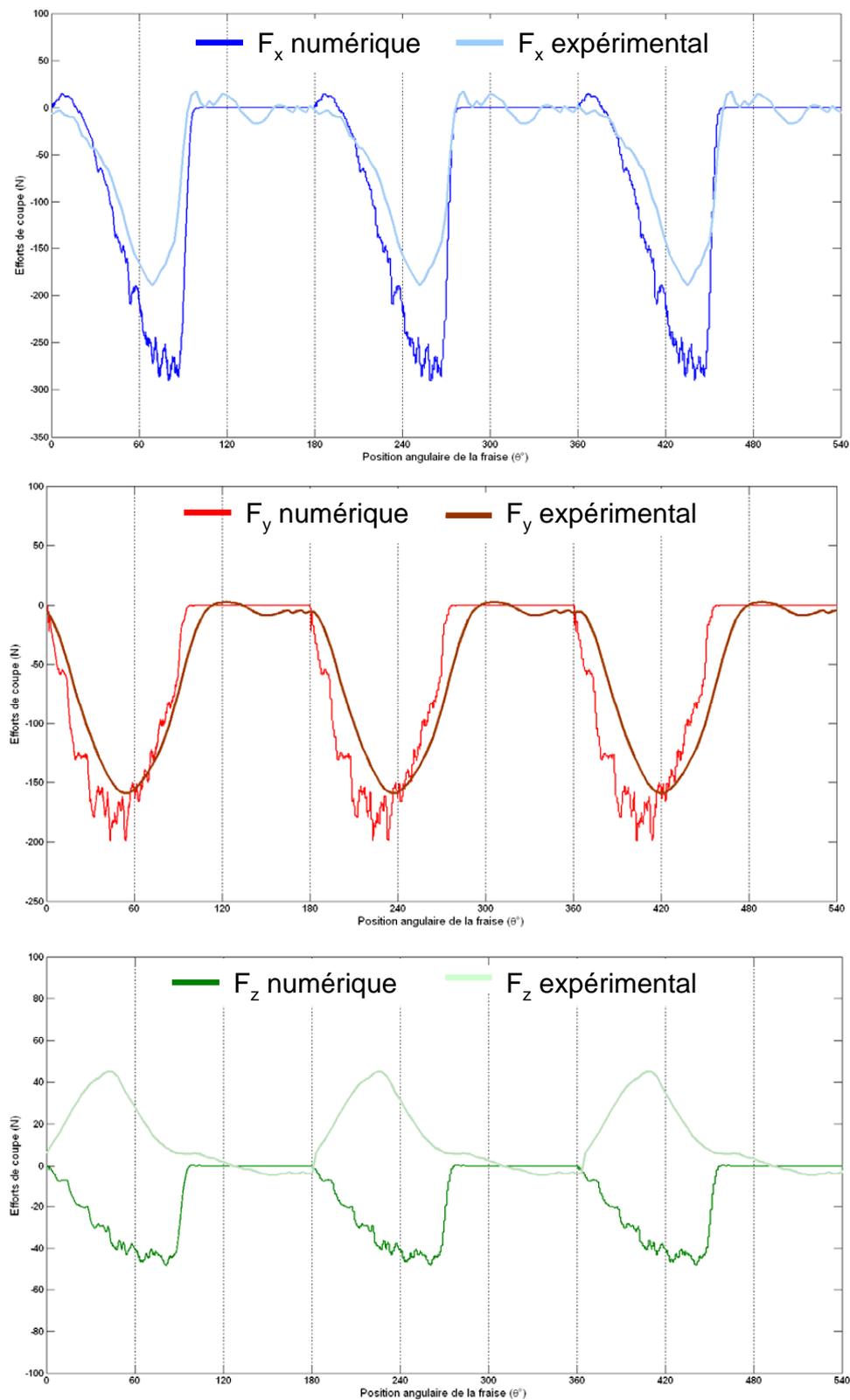


FIG. 4.28 – Confrontation des efforts de coupe numériques et expérimentaux dans les conditions de l'essai académique (table 4.10) pour trois passages de dents.

4.4.3 Modélisation de l'essai industriel avec les fraises de type A

Après avoir présenté les différents résultats obtenus sur l'essai académique proposé précédemment, il convient tout naturellement de réaliser les simulations des essais en conditions industrielles qui ont été abordées au chapitre 3. Le partenariat avec le fournisseur d'outils a permis d'obtenir le modèle C.A.O de l'outil utilisé pour les essais. L'essai expérimental pour cette nouvelle étape de simulation fait intervenir une fraise A de diamètre 6mm , différentes vitesses de coupe sont disponibles entre 70 et 650 m.min^{-1} et des avances comprises entre 0.015 mm.dt^{-1} et 0.045 mm.dt^{-1} peuvent être utilisées.

Les remarques précédentes sur la construction des maillages obligent à choisir l'avance la plus grande testée au cours de la campagne. En ce qui concerne la vitesse de coupe, il ne faut pas oublier le caractère rigide du modèle et la non considération des effets de la température. Les hautes vitesses de coupe ne semblent donc pas un choix judicieux, même si les temps de calcul deviennent plus avantageux (un tour de fraise dure moins longtemps). La comparaison entre modélisation et expérience risque d'être sujette à trop d'interprétation. Une vitesse de coupe de l'ordre de 200 m.min^{-1} comme pour le cas académique semblent être un bon compromis.

La première étape a consisté à réaliser les maillages de la matière à usiner et de l'outil. Le maillage de la pièce à usiner respecte les mêmes règles utilisées pour l'essai académique. L'opération considérée est un fraisage en opposition en demi immersion ($a_e=3\text{ mm}$, $a_p=1\text{ mm}$) avec une avance de 0.045 mm.dt^{-1} . Il est donc nécessaire d'imposer une taille de maille a_{elem} comprise entre 7.5 et $5\text{ }\mu\text{m}$. Pour un meilleur comportement de la formation du copeau, la valeur minimale est fixée. La zone de formation du copeau est donc maillée sur une longueur de $100\text{ }\mu\text{m}$, une hauteur de 1 mm et sur un quart du périmètre d'un cercle de rayon 3 mm . Ce qui fait au final un total de plus de 2 millions d'éléments pour la pièce à usiner. Ensuite le premier problème réside dans notre capacité à intégrer le maillage de l'outil de manière réaliste dans la simulation. En effet, beaucoup de travaux dans la littérature ont montré l'importance des géométries d'outils sur les résultats d'usinage, pour une simulation fiable, c'est un paramètre qu'il faut absolument éviter d'approximer. Deux méthodes possibles sont apparues et ont été testées :

- La première consiste à utiliser une C.A.O de l'outil fournie par le fabricant et de réaliser le maillage de façon manière immédiate et automatique. Mais comme l'illustre la figure 4.29, de nombreuses zones (encerclées en rouge sur la figure) posent des difficultés lors du maillage. Elle engendrent, en effet, des éléments de dimensions trop faibles qui tendent à faire diverger le calcul. Ces modèles sont réalisés grâce à différents recollements de surfaces suivant des trajectoires en hélice, et les connexions de ces surfaces posent problèmes. De nombreux essais ont été menés afin de tenter de modifier les maillages mais sans résultats probants. Le parti a donc été pris de réaliser des modèles simplifiés en supprimant certaines dépouilles engendrées par le mode de fabrication de l'outil et d'autres peu fonctionnelles lors de coupe. Le modèle a été réduit de façon à conserver l'angle de coupe, l'angle d'hélice et de dépouille.

Dans cette configuration la fraise peut alors être maillée plus simplement avec un mailleur classique. Mais des informations sont perdues, une autre méthode a alors été envisagée et testée sur d'autres outils préalablement à la réalisation de cette simulation.

- La deuxième méthode consiste à reconstruire en 3D l'outil à l'aide de moyen d'ingénierie inverse performant. Un outil de diamètre $12mm$ a été par exemple digitalisé par un système de mesure topométrique 3D OptoTOP-HE de chez Beuckmann. Cette méthode permet en effet d'obtenir la géométrie réelle décrite par une seule surface enveloppe facilitant de manière très importante le processus de maillage direct. Elle constitue la meilleure méthode disponible actuellement pour obtenir des géométries réelles aisément intégrables numériquement. Sur la Figure 4.30, un exemple d'une fraise deux tailles numérisée et maillée.
-

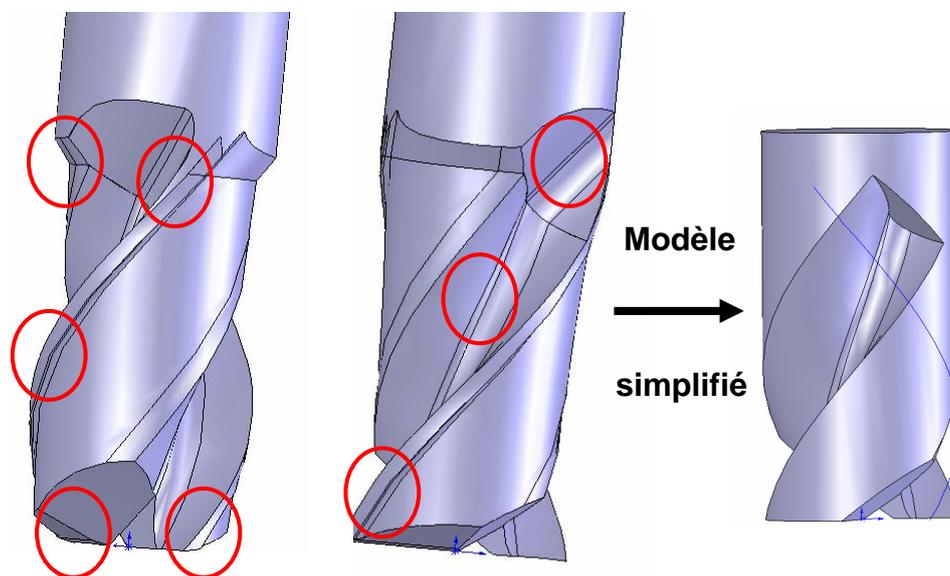


FIG. 4.29 – Difficultés posées par la C.A.O de l'outil lors du maillage et modèle simplifié réalisé.

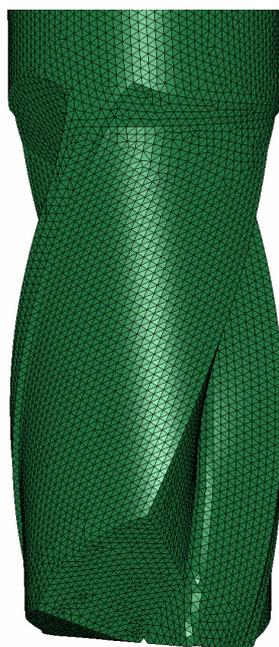


FIG. 4.30 – Fraises deux tailles de diamètre 12 mm digitalisée et maillée.

Faute de temps, les fraises de type A nécessaires pour la modélisation n'ont pas pu être digitalisées, la simulation intègre donc un modèle simplifié à partir de la C.A.O. La fraise a été coupée afin de limiter le nombre d'éléments. En effet mailler un outil de diamètre 6 mm avec des éléments tétraédriques de 5 μm , fait apparaître un nombre critique d'éléments. Le maillage réalisée est illustré sur la Figure 4.31, il contient plus de 2,5 millions d'éléments. Des tentatives ont été menées mais le temps de calcul pour un passage de dent obtenus en parallèle sur un bi-processeur 3.2GHz avec 4Go de mémoire vive était titanesque, en effet la taille micrométrique de l'élément fait exploser la valeur du pas de temps de la formulation explicite et le maillage possède un nombre d'éléments gigantesques. Depuis moins de six mois, une machine de calcul performante a été acquise. Des mises au point sont en cours de réalisation, mais encore aucun résultat probant n'a été obtenu.

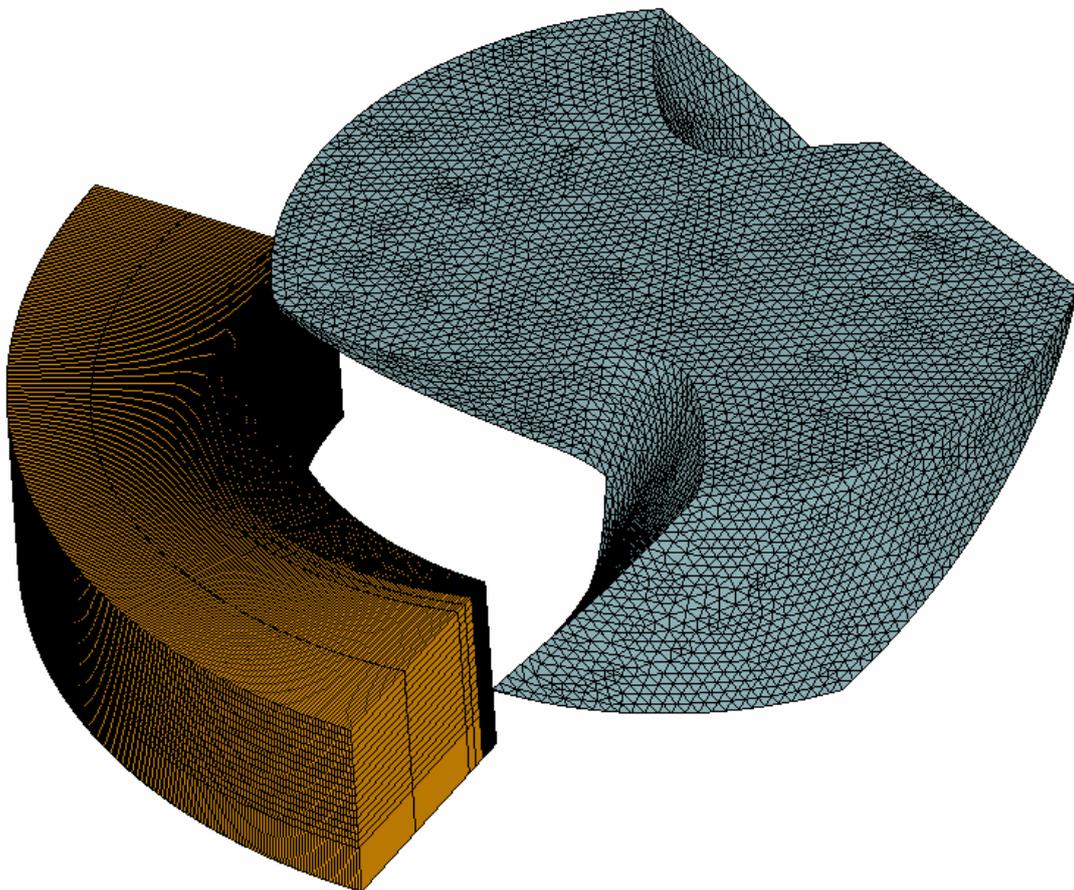


FIG. 4.31 – Maillage initial de la simulation de l'opération industrielle avec les fraises Diager.

4.5 Conclusions

Ce chapitre permet d'exposer les différents travaux qui ont été réalisés en simulation numérique des procédés de coupe comme la coupe oblique et le fraisage d'épaulement. Il a permis de mettre en évidence la comparaison des efforts de coupe obtenus expérimentalement et par simulation éléments finis sur un essai académique. Les différents développements effectués pour essayer de se rapprocher d'un essai industriel et les difficultés inhérentes à la simulation du procédé de fraisage ont été présentées.

La première étude a permis de présenter les premiers travaux menés sur la modélisation de la coupe oblique, en exposant les résultats numériques obtenus sur les efforts de coupe, les contraintes et les déformations. Tous ces résultats sont disponibles pour l'étude du procédé et de ses mécanismes physiques. Un plan d'expériences a aussi été mené sur les paramètres géométriques de la coupe et les résultats obtenus ont permis de retrouver des tendances classiques de la littérature.

Ensuite, la construction d'un modèle de fraisage d'épaulement sur un essai académique éloigné du cas industriel a été développée en essayant d'insister sur les difficultés rencontrées et les solutions proposées.

L'étude souligne bien les méthodologies et considérations utilisées pour réaliser les maillages de la pièce et de l'outil. Ensuite les différents résultats obtenus sont présentés, du point de vue de la formation du copeau ou des efforts de coupe obtenus. Puis, un premier résultat important est validé : les efforts de coupe simulés présentent une allure cohérente avec ceux obtenus analytiquement dans le cas rigide. Le modèle réalisé est donc capable de décrire de manière fiable et précise, les trois courbes d'efforts de coupe d'une opération de fraisage d'épaulement. La validation expérimentale menée ensuite confirme bien ce résultat, car les efforts de coupe simulés présentent des niveaux proches et cohérents au vue des hypothèses simplificatrices choisies à ceux obtenus expérimentalement dans le cas de l'essai académique. Le modèle permet donc d'obtenir des efforts de coupe avec l'allure attendue et assez proche de l'expérimentation. Ceci est en soit un premier résultat important et inédit dans la communauté scientifique.

Il semble toutefois intéressant de se rapprocher d'un cas industriel, mais de nombreuses difficultés apparaissent, la limite la plus importante est celle imposée par les temps de calcul. Cette limitation et les choix de modélisation réalisés n'ont pas permis de mettre au point de façon correcte une simulation de l'essai industriel. Néanmoins les développements seront poursuivis en ce sens pour valider le modèle sur un cas industriel. Mais d'autres pistes pourraient aussi être explorées, les méthodes A.L.E avec remaillage ou encore mieux des méthodes sans maillage type méthode SPH ou RKPM.

Chapitre 5

Méthodologie d'identification paramétrique, applications au fraisage

Ce chapitre présente une méthodologie novatrice d'identification paramétrique basée sur l'analyse de la dépendance des grandeurs caractéristiques du procédé par rapport aux paramètres caractéristiques des modèles employés pour l'analyse du procédé. (voir figure 5.1) Dans les cas présent on s'intéresse à l'obtention expérimentale et numérique des efforts de coupe en fraisage. Cette méthodologie était initialement prévue pour être couplée avec le modèle éléments finis, mais les temps de calcul importants engendrés par les problèmes éléments finis liées au fraisage sont un frein important pour la mise en place d'une procédure itérative d'identification paramétrique. De plus, les résultats obtenus sur la simulation ne permettent pas encore de se rapprocher des essais expérimentaux présentés dans le chapitre 3. La méthodologie s'est donc recentrée sur l'utilisation d'un modèle analytique performant du procédé de fraisage développé au sein de l'équipe.

Dans un premier temps, la notion d'identification inverse est présentée ainsi que les différentes méthodes disponibles pour résoudre ses problèmes. Ensuite, la méthodologie d'identification développée dans ces travaux et les différentes procédures utilisées sont présentées. Ensuite les résultats obtenus à l'aide de la méthodologie d'identification paramétrique de loi de comportement en fraisage sont présentés, et pour finir les perspectives d'applications à l'optimisation du procédé sont proposées.

5.1 Notion de problème inverse

De façon générale, les problèmes inverses considérés sont dit mal posés, un problème est en effet bien posé lorsqu'il respecte les conditions d'existence, d'unicité et de continuité de la solution pour un ensemble de jeu de résultats du domaine d'étude. La solution constitue le jeu de paramètre à identifier, et le jeu de résultats représente les données expérimentales disponibles dans un certain domaine d'étude. (*Kleiner mann, 2000*)[103]

Mais dans les problèmes inverses, les erreurs associées aux mesures expérimentales, aux hypothèses du modèle numérique utilisé, ainsi que les approximations des calculs par éléments finis introduisant des possibilités d'imprécision aboutissent de façon certaine à l'inexistence d'une solution unique permettant d'obtenir parfaitement le résultat souhaité. Après ce postulat, la méthode consiste donc à trouver la solution dans le domaine d'étude considéré permettant d'avoir la réponse la plus proche du jeu de résultats considéré. Cette solution constitue alors une quasi-solution du problème inverse considéré. Et son existence est alors assurée, tout le travail va alors consister à minimiser l'écart entre le résultat obtenu par la simulation pour une solution donnée et le résultat désiré.

Les problèmes inverses impliquant de fortes non-linéarités se mettent sous la forme canonique d'un problème de minimisation ce qui assure l'existence d'au moins une solution au problème. Il faut néanmoins envisager la présence de minima locaux de la fonction objectif, ce qui remet en cause l'hypothèse d'unicité et de continuité de la solution d'un problème bien posé. Il est donc nécessaire d'analyser la pertinence de la solution et limiter l'intervalle de variation de façon pertinente pour éviter d'obtenir plusieurs solutions possibles et être alors dans l'incapacité d'en choisir une.

Le problème consiste donc à réaliser l'identification paramétrique de loi de comportement pour la modélisation et la simulation des opérations d'usinage, en comparant et en minimisant l'écart entre la réponse numérique issue du modèle éléments finis ou analytique à la réponse expérimentale. Par la suite, la formulation mathématique générale du problème est présentée, ensuite le principe de la résolution par l'identification d'un modèle de comportement du matériau est présenté.

5.1.1 Identification paramétrique

5.1.1.1 Formulation mathématique du problème d'identification

Généralement dans les problèmes d'identification paramétrique par méthode inverse, la méthode consiste à calculer l'écart entre le vecteur des résultats expérimentaux et le vecteur des résultats numériques. Afin de rester dans le cas le plus général, le type de norme n'a pas été choisi, une norme d'ordre q sera utilisée. Ces choix conduisent donc naturellement à une fonction objectif adimensionnelle décrite par la somme des écarts relatifs entre les réponses du modèle numérique et les réponses expérimentales. La fonction objectif doit permettre de pondérer le poids de chaque expérience à l'aide d'un coefficient qui par défaut sera considéré égal à l'unité. (Kleiner mann, 2000)[103]

La fonction objectif s'écrit alors de la manière suivante :

$$S(\underline{x}) = \sqrt[q]{\sum_{i=1}^n \frac{\omega_i}{\Omega} \left\langle \frac{u_i^{num}(\underline{x}) - u_i^{exp}}{u_i^{exp}} \right\rangle^q} \quad \text{avec} \quad \Omega = \sum_{i=1}^n \omega_i \quad (5.1)$$

avec

$$\left\langle \frac{a}{b} \right\rangle = \begin{cases} \frac{a}{b} & \text{si } b > tolerance \\ a & \text{si } b \leq tolerance \end{cases} \quad (5.2)$$

Où \underline{x} représente le vecteur des valeurs des paramètres à identifier, q l'ordre de la norme choisie (généralement l'ordre 2 ou ∞ sont considérés), n correspond au nombre de points expérimentaux, u_i^{exp} correspond à la valeur de l'expérience i obtenue expérimentalement, u_i^{num} correspond à la valeur de l'expérience i obtenue numériquement par une modélisation analytique ou éléments finis, ω_i le poids attribué à l'expérience i , et Ω la somme des poids ω_i .

5.1.1.2 Descriptif de la démarche d'identification

La méthode générale classique d'identification de modèles de comportement matériel en ingénierie des procédés est présentée ici et illustrée sur l'exemple du fraisage développé dans ces travaux. La mise en place du travail se compose principalement des quatre étapes suivantes :

- La première étape consiste à mettre au point un ensemble d'expériences et d'essais permettant de mettre en évidence les effets du comportement du matériau au cours du procédé considéré. Par exemple ici, le comportement de l'acier inoxydable 304L au cours du procédé de fraisage sera caractérisé par les efforts de coupe résultant sur l'outil. Le choix de l'expérience utilisée et le choix des grandeurs mesurées est

très important et influence naturellement les résultats obtenus.

- La deuxième étape consiste à construire un modèle analytique ou numérique permettant d'évaluer les grandeurs mesurées précédemment. Ces modèles doivent naturellement intégrer une formulation mathématique du comportement du matériau basée sur les connaissances physiques des phénomènes mis en jeu et des observations expérimentales. Elles peuvent être menées soit sur le procédé réel soit sur les essais de caractérisation du matériau dans des conditions de sollicitations proches. Généralement, les approches macroscopiques des modèles de comportement réels sont utilisées car toutes les grandeurs sont mesurables expérimentalement mais les progrès actuels ouvrent la voie à l'utilisation de modèles intégrant des aspects liés à la microstructure du matériau.
- La troisième étape consiste à résoudre le problème inverse présenté précédemment. Cette résolution consiste à déterminer la valeur numérique à attribuer aux différents paramètres matériels entrant dans la description mathématique des modèles physiques pour obtenir la meilleure concordance entre les résultats expérimentaux et ceux obtenus par la simulation directe des essais.
- La dernière étape consiste à valider et à tester le jeu de paramètres optimum obtenus. La première vérification s'effectue par comparaison des résultats expérimentaux et de simulation en quantifiant l'écart associé obtenu. Il est toutefois intéressant de tester le modèle sur des expériences qui n'ont pas été utilisées pour l'identification de façon à pouvoir discuter le domaine de validité du modèle.

Une fois cette procédure complétée, le modèle de comportement peut être utilisé afin d'optimiser d'autres paramètres du procédé dans des opérations proches de celles ayant servi à l'identification.

5.1.2 Méthodes d'optimisation disponibles et utilisables

Les principales méthodes d'optimisation susceptibles d'être utilisées pour la résolution des problèmes inverses considérés se divisent en quatre catégories :

- La première catégorie dérive des méthodes de résolution d'un système d'équations non linéaires, ce sont les méthodes de Gauss-Newton et de Levenberg-Marquardt. Le principe consiste à approcher le vecteur solution du système d'équations implicites non linéaires en minimisant l'écart entre la valeur numérique et expérimentale.
 - La seconde catégorie englobe les méthodes d'optimisation directes comprenant les méthodes de la plus grande pente, du gradient conjugué et de quasi-Newton. Ces méthodes ont toutes pour objectif de construire une ou plusieurs directions le long de laquelle la fonction objectif diminue.
-

- Il est possible aussi de trouver des méthodes stochastiques, comme par exemple les méthodes génétiques. (*Goldberg, 1989*)[104] Elles s'appuient entre autres sur la théorie de l'évolution génétique des espèces au cours des générations proposée par Darwin. La méthode consiste à choisir un échantillon de départ de l'ordre d'une centaine de points et de calculer pour chacun d'eux la fonction objectif. Les meilleurs d'entre eux sont alors sélectionnés, ils peuvent alors être combinés pour former un nouvel échantillon.
- Pour finir, des méthodes de surfaces réponses couplées aux algorithmes génétiques sont aussi disponibles.

5.2 Méthodologie proposée et résolution

5.2.1 Présentation du problème inverse étudié

Le problème inverse considéré ici, consiste à identifier les paramètres de la loi de comportement de l'acier inoxydable 304L à partir d'essais réalisés en fraisage. Pour ce faire les essais expérimentaux présentés au chapitre 3 ont été mis en place pour mesurer les efforts de coupe F_x , F_y et F_z au cours d'une opération de fraisage d'épaulement en opposition. Parallèlement un modèle éléments finis permettant de simuler cette opération de fraisage a été développé pour fournir les efforts de coupe numériques.

Le but initial étant d'être capable d'identifier les paramètres matériaux en comparant résultats d'expériences et de simulations à l'aide de la fonction objectif définie à l'équation 5.3. Cette simulation présentée dans le chapitre 4, a permis d'obtenir des efforts de coupe proche du cas rigide, mais malgré ces résultats encourageant, à l'heure actuelle de nombreuses limites technologiques et numériques subsistent. Une des difficultés immédiates réside dans le temps de calcul, en effet à chaque évaluation de la fonction objectif pour chaque itération des paramètres, un calcul doit être lancé. Ou encore pour une itération à q paramètres, il faut lancer $q+1$ calculs. La difficulté réside donc essentiellement dans les temps de calcul associés à la simulation directe de l'essai considéré, et dans la capacité des modèles éléments finis à reproduire de façon suffisamment fiable les résultats expérimentaux. Les temps de calculs titanesques n'ont pas encore permis de se rapprocher des essais industriels étudiés au chapitre 3.

$$S(\underline{x}) = \frac{1}{2} \left(\sum_{i=1}^n [|F_x^{num}|_i(\underline{x}) - |F_x^{exp}|_i]^2 + [|F_y^{num}|_i(\underline{x}) - |F_y^{exp}|_i]^2 + [|F_z^{num}|_i(\underline{x}) - |F_z^{exp}|_i]^2 \right) \quad (5.3)$$

C'est pourquoi, dans le but de valider la méthodologie proposée sur la figure 5.1, il a été choisi de procéder dans un premier temps avec le modèle analytique performant développé au sein de l'équipe pour le procédé de fraisage et présenté en annexe (Fontaine, 2004)[5]. La méthodologie pourra après être facilement étendue à la modélisation éléments finis du tournage ou du fraisage sous réserve d'avoir des temps de calcul plus faibles et des simulations robustes.

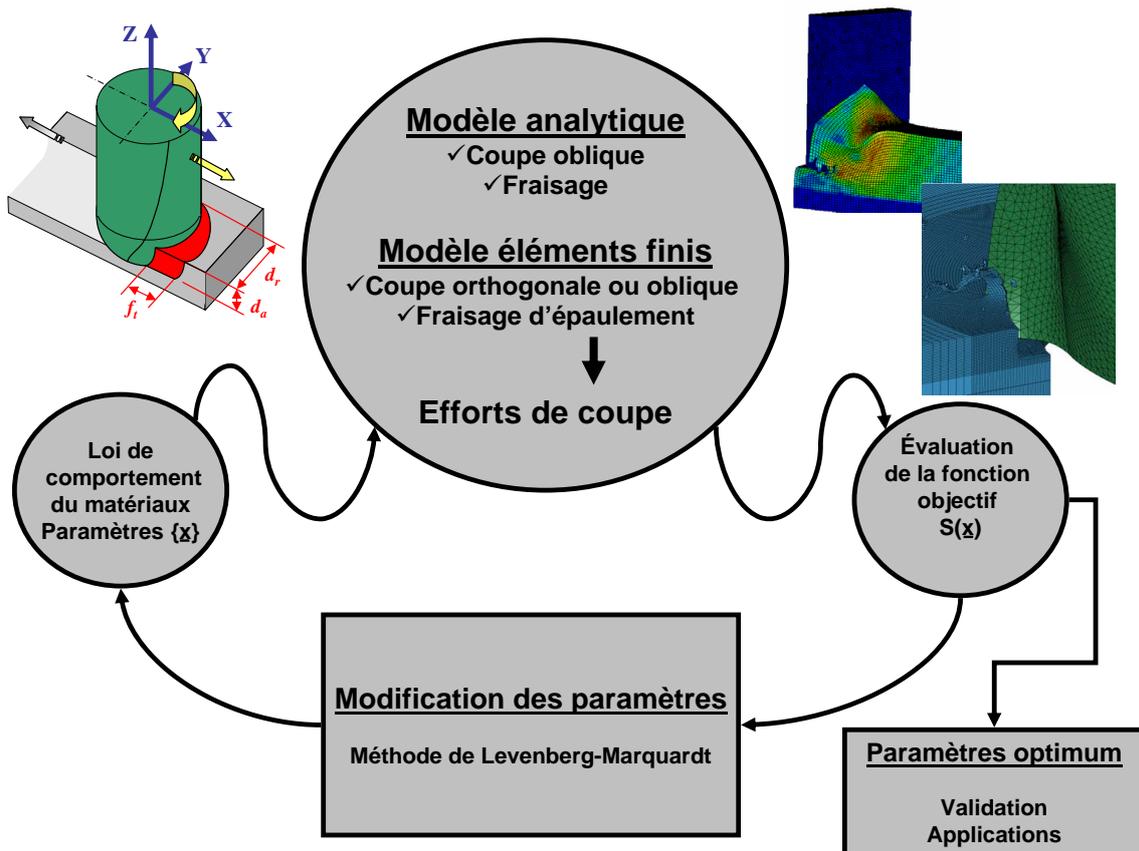


FIG. 5.1 – Méthodologie proposée pour l'identification de modèles de comportement associés à la coupe des métaux en tournage et fraisage.

5.2.2 Méthode de Levenberg-Marquardt

La méthode de minimisation utilise un algorithme de Levenberg-Marquardt combiné avec une technique de prise en compte des contraintes paramétriques par pénalisation comme réalisé par (*Ghouati, 1994*)[105], (*Ghouati et Gelin, 1995*)[106]. En effet pour éviter que les contraintes ne soient violées, il est possible de les introduire directement dans la fonction coût de telle sorte que, si un des paramètres atteint une valeur proche d'une borne, celle-ci soit pénalisée et prenne la valeur suivante :

$$S^*(\underline{x}) = S(\underline{x}) + \sum_{l=1}^m \xi_l(x) \quad (5.4)$$

Où m est le nombre de contraintes, ξ_l la l^{ieme} contrainte sur les paramètres. D'autres méthodes existent par exemple celle utilisée par (*Ghouati et Gelin, 1991*)[107], (*Gelin, 1998*)[108] où la technique consiste à ajouter à la fonction objectif, une fonction barrière de façon à former une autre fonction globale. Cette fonction de pénalisation permet alors d'augmenter artificiellement la valeur de la fonction objectif qui devient infinie au delà des bornes et contours.

Le problème d'identification considéré ici se traduit par le système d'équations non linéaires suivant :

$$\underline{u}^{num}(\underline{x}) = \underline{u}^{exp} \quad (5.5)$$

Le développement limité au premier ordre de la solution numérique est alors écrit pour chacune des composantes du vecteur $\underline{u}^{num}(\underline{x})$ autour d'une solution $\underline{x}^{(k)}$:

$$\underline{u}_i^{num}(\underline{x}) = \underline{u}_i^{num}(\underline{x}^{(k)}) + \sum_{j=1}^p \frac{\partial \underline{u}_i^{num}(\underline{x}^{(k)})}{\partial x_j} (x_j - x_j^{(k)}) \quad (5.6)$$

Où i varie de 1 à n , n est la taille du vecteur $\underline{u}^{num}(\underline{x})$ ou encore le nombre de points expérimentaux disponibles, et p le nombre de variables à identifier. Une nouvelle approximation du vecteur solution \underline{x}^{sol} est obtenue en remplaçant l'équation 5.6 dans le système initial 5.5. Le système d'équations linéaires obtenus met en évidence un processus itératif permettant d'actualiser les paramètres avec l'expression suivante :

$$\underline{J} \underline{x}^{(k+1)} = \underline{b} \quad (5.7)$$

avec \underline{J} la matrice Jacobienne contenant les dérivées partielles :

$$J_{ij} = \frac{\partial \underline{u}_i^{num}(\underline{x}^{(k)})}{\partial x_j} \quad (5.8)$$

Le second membre \underline{b} s'exprime alors par la relation suivante :

$$b_i = \sum_{j=1}^p \frac{\partial \underline{u}_i^{num}(\underline{x}^{(k)})}{\partial x_j} x_j^{(k)} + (u_i^{exp} - \underline{u}_i^{num}(\underline{x}^{(k)})) \quad (5.9)$$

La résolution de ce système n'est pas immédiate, en effet il est surdéterminé au sens où généralement le nombre de points expérimentaux est plus élevé que le nombre de paramètres à identifier. Le vecteur $\underline{x}^{(k+1)}$ minimisant le résidu \underline{r} , en utilisant la norme euclidienne, le vecteur est alors donné par l'équation complète suivante :

$$\underline{r} = \underline{J} \underline{x}^{(k+1)} - \underline{b} \quad (5.10)$$

$$\underline{J}^T \underline{J} (\underline{x}^{(k+1)} - \underline{x}^{(k)}) = \underline{J}^T (\underline{u}^{num}(\underline{x}^{(k)}) - \underline{u}^{exp}) \quad (5.11)$$

Le schéma d'actualisation paramétrique obtenue correspond à la méthode de Gauss-Newton, la méthode de Levenberg-Marquardt reprend cette expression pour y ajouter un paramètre numérique noté λ_{LM} qui permet de stabiliser la méthode de Gauss-Newton. Le système s'écrit alors :

$$(\underline{J}^T \underline{J} + \lambda_{LM} \underline{I}) (\underline{x}^{(k+1)} - \underline{x}^{(k)}) = \underline{J}^T (\underline{u}^{num}(\underline{x}^{(k)}) - \underline{u}^{exp}) \quad (5.12)$$

Pour faciliter le choix du paramètre λ_{LM} et d'améliorer son conditionnement, le système d'équation ?? est normé avant résolution. Le Hessien \underline{H} et le vecteur \underline{b} sont alors définis par :

$$\underline{H} = \underline{J}^T \underline{J} \quad (5.13)$$

$$\underline{b} = \underline{J}^T (\underline{u}^{num}(\underline{x}^{(k)}) - \underline{u}^{exp}) \quad (5.14)$$

Le Hessien normé $\tilde{\underline{H}}$ et le vecteur normé $\tilde{\underline{b}}$ sont alors définis par :

$$\tilde{H}_{ij} = \frac{H_{ij}}{\sqrt{H_{ii} H_{jj}}} \quad (5.15)$$

$$\tilde{\underline{b}} = \frac{b_i}{\sqrt{H_{ii}}} \quad (5.16)$$

Le système d'équations linéaires normé est alors obtenus sous la forme :

$$(\tilde{\underline{H}} + \lambda_{LM}\underline{I})\tilde{\underline{d}}\underline{x} = \tilde{\underline{b}} \quad (5.17)$$

La résolution de ce système donne la valeur $\tilde{\underline{d}}\underline{x}$ permettant d'obtenir une nouvelle approximation des paramètres optimaux par le calcul suivant :

$$x_i^{(k+1)} = x_i^{(k)} + \frac{\tilde{d}x_i}{\sqrt{H_{ii}}} \quad \text{avec} \quad h_i = \frac{\tilde{d}x_i}{\sqrt{H_{ii}}} \quad (5.18)$$

L'algorithme de la méthode présentée précédemment se décompose de façon séquentielle selon les étapes suivantes :

1. Choix des valeurs initiales des paramètres $\underline{x}^{(0)}$ et initialisation de $\lambda_{LM}^{(0)} = 0,001$.
2. Calcul de la solution numérique \underline{u}^{num} et la valeur de la fonction objectif S^{sol} au point $\underline{x}^{(0)}$.
3. Calculer le vecteur \underline{b} par la méthode des différences finies à droite 5.9 ou 5.14.
4. Approcher le hessien \underline{A} par 5.13.
5. Evaluer \underline{h} en résolvant l'équation 5.16 et 5.17.
6. Vérifier si $S(\underline{x}^{(k)} + \underline{h}) < S(\underline{x}^{(k)})$ et $u < \underline{x} + \underline{h} < v$ avec $[u, v]$ le domaine de variabilité dont les limites sont les contraintes physiques sur les paramètres (il est par exemple physiquement impossible d'avoir une limite élastique négative).

si vrai $\lambda = \lambda/10$, $\underline{x}^{(k+1)} = \underline{x}^{(k)} + \underline{h}$, $k = k + 1$, retour en (3)

si faux $\lambda = 10 \lambda$, retour en (5)

Jusqu'à convergence, c'est à dire $\underline{h}^T \underline{h} < \varepsilon$

La méthode de Levenberg-Marquardt est assez proche de la méthode de Gauss-Newton. Le temps de calcul nécessaire à chaque itération reste très raisonnable malgré les différences introduites et l'évaluation supplémentaire de la fonction objectif. Cette méthode de résolution a été mise en place dans un logiciel développée sous Matlab nommé MIC2M [109] développé au laboratoire par (*Richard, 1999*)[110]. Ce logiciel est utilisé de façon générique comme un outil d'identification paramétrique soit pour l'étude de comportement rhéologique, soit pour l'analyse de divers procédés de mise en forme, il peut être couplé soit avec des calculs éléments finis ou des calculs analytiques provenant de divers logiciels(Ansys©, LsDyna©, Matlab©, Fortran©...).

5.3 Applications au modèle analytique du fraisage

5.3.1 Identification des coefficients spécifiques de coupe

5.3.1.1 Données du problème

Pour simplifier les calculs, l'identification est réalisée dans un premier temps sur la notion de coefficients spécifiques de coupe en utilisant les essais expérimentaux réalisés avec les fraises deux tailles de type A à une avance de $0,03 \text{ mm.dent}^{-1}$ présentés au chapitre 3. La base expérimentale est constituée de 21 essais effectués à différentes vitesses de coupe.

Le modèle analytique du procédé de fraisage présenté précédemment se replace alors sous une forme mécanistique simple. Cette forme simplifiée du modèle consiste à introduire des coefficients pour remplacer le calcul thermomécanique introduit dans le modèle de la bande de cisaillement. Dans ce cas, 3 ou 6 coefficients spécifiques de coupe peuvent être considérés suivant le degré de complexité choisi. Cette pré-étude permet de tester la méthode d'identification présentée précédemment et d'obtenir des résultats de type lois de coupe intéressants du point de vue industriel de l'étude des procédés. La méthode consiste ici à effectuer pour chaque essai expérimental considéré une identification des coefficients de coupe permettant d'approcher au mieux les efforts de coupe.

Seul, le cas à trois coefficients de coupe décrit par l'équation 5.19 est considéré. On rappelle que le modèle analytique du fraisage présenté en annexe considère une discrétisation de l'arête de l'outil le long de son axe. Ce qui permet de se ramener à chaque altitude dz à une configuration de coupe élémentaire type coupe oblique, les efforts locaux peuvent alors être calculés puis sommé sur toute la hauteur de la fraise. Le calcul des efforts locaux de coupe oblique du modèle est alors défini par les expressions suivantes :

$$\begin{aligned} dF_{\Psi} &= K_1 t_0 w \\ dF_r &= K_2 t_0 w \\ dF_{\kappa} &= K_3 t_0 w \end{aligned} \tag{5.19}$$

Où t_0 représente la profondeur de coupe et w la largeur de coupe dans le formalisme de la coupe oblique présenté dans le chapitre 1. Pour la fraise t_0 équivaut à l'épaisseur locale de copeau non déformé et w à la hauteur d'arête élémentaire considérée à l'altitude dz

5.3.1.2 Résultats pour 3 coefficients

Toutes les valeurs des coefficients spécifiques (K_1 , K_2 , K_3) identifiées par la méthode d'identification sont présentées sur la figure 5.2. Les courbes en trait plein représentent les régressions qui ont été proposées pour approcher au mieux le comportement des coefficients spécifiques de coupe. Les différents résultats obtenus permettent de considérer un comportement polynomial pour les coefficients (K_1 et K_3), qui se divise en trois zones et dont les limites sont quasiment semblables. Le coefficient K_2 quant à lui présente un comportement parfaitement linéaire.

Comme dans les résultats expérimentaux présentés au chapitre 3, trois plages de travail distinctes sont considérées ($[0,280]$ - $[280,430]$ - $[430,650]$ $m.min^{-1}$) se distinguant ici par trois lois de coupe différentes pour (K_1 et K_3). Les différentes lois de coupe obtenues pour les trois plages d'évolution des coefficients sont résumées ci dessous.

Sur la plage de vitesses de coupe numéro 1 comprise entre 0 et 280 $m.min^{-1}$, les coefficients suivent les lois de coupe suivantes :

$$\begin{aligned}K_1 &= 51469V_C^2 - 2.10^7V_C + 4.10^9 \\K_2 &= 2.10^6V_C - 1.10^8 \\K_3 &= 89328V_C^2 - 3.10^7V_C + 6.10^9\end{aligned}\tag{5.20}$$

Sur la plage de vitesses de coupe numéro 2 comprise entre 280 et 430 $m.min^{-1}$, les coefficients suivent les lois de coupe suivantes :

$$\begin{aligned}K_1 &= 96623V_C^2 - 8.10^7V_C + 2.10^{10} \\K_2 &= 2.10^6V_C - 1.10^8 \\K_3 &= 194466V_C^2 - 1.10^8V_C + 3.10^{10}\end{aligned}\tag{5.21}$$

Et enfin, sur la plage de vitesses de coupe numéro 3 comprise entre 430 et 650 $m.min^{-1}$, les coefficients suivent les lois de coupe suivantes :

$$\begin{aligned}K_1 &= 40098V_C^2 - 5.10^7V_C + 2.10^{10} \\K_2 &= 2.10^6V_C - 1.10^8 \\K_3 &= 23254V_C^2 - 3.10^7V_C + 1.10^{10}\end{aligned}\tag{5.22}$$

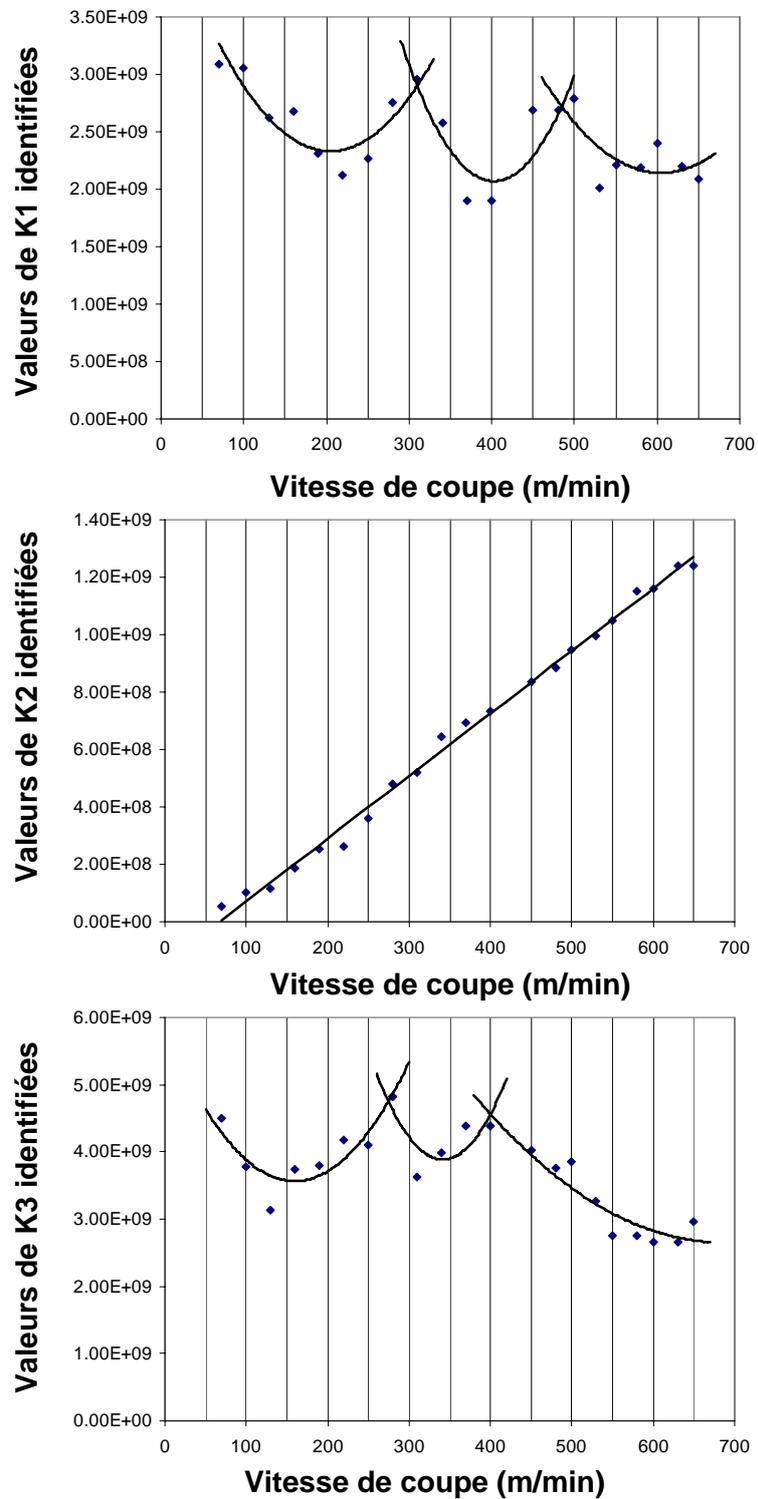


FIG. 5.2 – Evolutions identifiées des trois coefficients (K_1 , K_2 , K_3) par les régressions polynomiales illustrant les lois d'évolution dans les différentes zones.

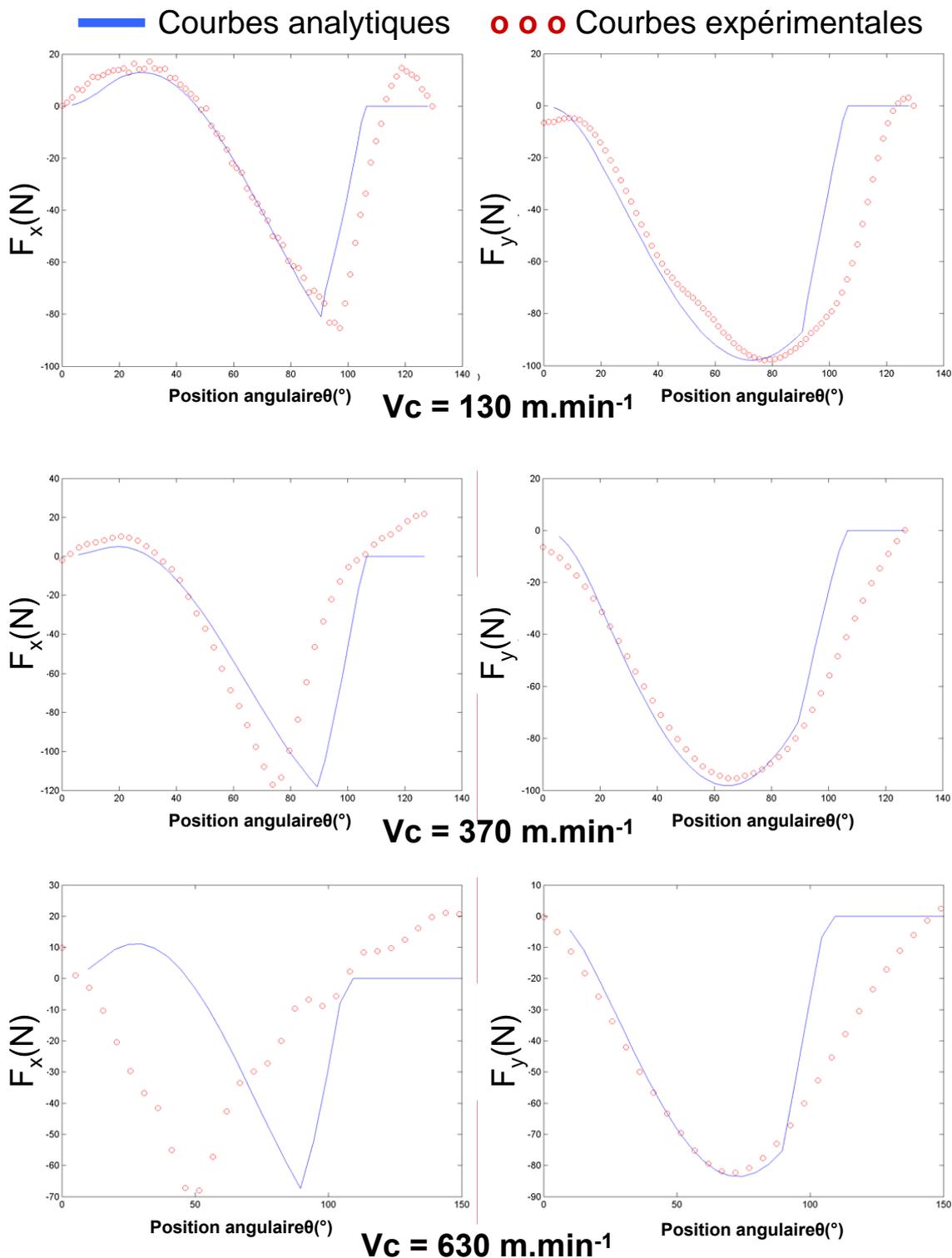


FIG. 5.3 – Comparaison entre les courbes du modèle analytique obtenues avec les lois de coupes et les courbes expérimentales mesurées pour différentes vitesses de coupe du chapitre 3.

Sur la figure 5.3, les confrontations des courbes expérimentales aux courbes numériques obtenues avec les coefficients identifiés sont présentées. Seuls les deux principaux efforts F_x et F_y ont été considérés pour l'identification, car ce sont les efforts prépondérant et dont la mesure expérimentale est la plus fiable. Les résultats obtenus sur F_y présentent une très bonne corrélation avec l'expérimental, l'allure globale est respectée et les niveaux sont identiques. Pour F_x la correspondance est aussi très bonne, mais un déphasage apparaît et croît avec l'augmentation des vitesses de coupe. Le modèle analytique considère un outil rigide, ce qui pourrait expliquer ces écarts sur l'allure des courbes et le mode d'engagement de l'outil dans la matière.

En conclusion, il est important de noter que les résultats obtenus sont très bons et que les lois de coupe obtenues permettent de prédire les efforts de coupe sur la plage testée et dans les conditions testées. Toutefois dans le cas des coefficients de coupe, l'identification consiste à obtenir un coefficient pour identifier un essai, les résultats sur les niveaux sont donc très bons. Le résultat le plus important est d'avoir réussi à dégager trois lois de coupe pour chacune des composantes d'efforts dont les limites se rapprochent de celles observées expérimentalement. Maintenant, le travail consiste à reprendre le modèle analytique complet s'appuyant sur la loi de comportement thermomécanique du matériau et les hypothèses de la bande de cisaillement, pour identifier le jeu de paramètres matériaux optimal permettant d'approcher au mieux les efforts de coupe expérimentaux.

5.3.2 Identification de la loi de comportement de l'acier inoxydable 304L

Après avoir validé la méthode sur les coefficients spécifiques de coupe, la méthodologie d'identification de loi de comportement peut être mise en place. Le modèle analytique du fraisage se replace alors dans son formalisme thermomécanique présenté en annexe et utilise une loi de Johnson et Cook. Le calcul des efforts de coupe s'appliquant sur la fraise se résume par l'équation 1.71. Cependant, le modèle analytique du fraisage est basé sur une description fine de la bande de cisaillement et sur le cercle d'efforts de Merchant. En effet, l'inclinaison de la bande de cisaillement par rapport à la direction de la vitesse de coupe est calculée à l'aide de la loi empirique de Merchant (équation 5.24). En pratique les coefficients de cette loi sont identifiés de manière directe à l'aide d'essais de coupe élémentaires réalisés sur un tour. Ces essais étant difficilement réalisables au laboratoire, il a été choisi d'identifier les coefficients A_1 et A_2 de la loi de Merchant dans la procédure proposée. Pour les mêmes raisons, le coefficient de frottement μ_f n'a pu être déterminé à l'interface outil/copeau. Or le modèle possède une grande sensibilité à ce coefficient, il est donc obligatoire d'inclure le coefficient λ_f dans la procédure.

Les paramètres pris en compte dans la procédure d'identification sont donc les suivants :

- La loi thermomécanique de Johnson et Cook :

$$\tau = \frac{1}{\sqrt{3}} \left[A + B \left(\frac{\gamma}{\sqrt{3}} \right)^n \right] \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_f - T_r} \right)^m \right] \quad (5.23)$$

- La loi de Merchant définissant l'angle normal de cisaillement et le frottement :

$$\phi = A_1 + A_2(\alpha_n - \lambda_f) \quad \text{avec} \quad \lambda_f = \text{Arctan}(\mu_f) \quad (5.24)$$

Où λ_f et μ_f représentent respectivement l'angle et le coefficient de frottement à l'interface outil-copeau, α_n représente l'angle de coupe normal dépendant de la géométrie de l'outil et du lieu de son engagement dans la matière. A_1 et A_2 sont des paramètres dépendant du matériau usiné. (voir figure 1.30)

Le jeu de paramètres p à identifier est donc :

$$p = \{A, B, n, C, m\}_{Johnson-Cook} \cup \{A_1, A_2, \lambda_f\}_{Merchant} \quad (5.25)$$

Une fois le jeu p de paramètres à identifier défini, il faut déterminer l'intervalle de variation dans lequel ils vont pouvoir varier. Ces intervalles sont choisis de manière cohérente avec les connaissances de la physique et les caractéristiques connues des aciers inoxydables austénitiques. Ils sont résumés en table 5.1. Ensuite les résultats expérimentaux obtenus avec les fraises deux tailles de type A à une avance de $0,03 \text{ mm.dent}^{-1}$ présentés au chapitre 3, sont utilisés pour l'identification globale de ces paramètres. La procédure va consister à minimiser les écarts entre les courbes d'efforts de coupe numériques et expérimentales sur l'ensemble des 16 essais de manière à définir un jeu de paramètres optimal. Les valeurs identifiées pour chacun des paramètres sont reportées en table 5.1.

Paramètres	Intervalles de variations	Valeurs identifiées
A	[180 - 380] (MPa)	220
B	[300 - 1200] (MPa)	900
n	[0,1 - 0,52]	0,397
C	[0 - 0,2]	0,0274
m	[0 - 0,99]	0,319
A_1	[0 - 2]	0,543
A_2	[0 - 2]	0,751
λ_f	[0,55 - 0,76]	0,65

TAB. 5.1 – Intervalles et valeurs identifiées du jeu de paramètres p .

Les résultats obtenus sont présentés et confrontés aux essais expérimentaux pour quelques vitesses de coupe sur les figures 5.4 et 5.5. Les allures des courbes du modèle analytique sont très proches des courbes expérimentales pour les efforts F_x et F_y . Par contre pour les efforts F_z les écarts sont très importants, ce qui est principalement dû au modèle qui ne prend pas en compte les phénomènes annexes au cisaillement apparaissant en bout d'outil. Cet effort est aussi très sensible expérimentalement aux perturbations dues à la flexion et au vibration de la fraise.

De la même manière, la qualité des courbes approchant F_x et F_y se dégrade à mesure que les vitesses de coupe augmentent en particulier pour F_x . Il faut noter aussi qu'expérimentalement, plus les vitesses de coupe augmentent, plus l'échantillonnage diminue, donc moins de points sont disponibles pour l'identification des courbes analytiques et donc pour la description des courbes expérimentales.

Comme précédemment, un déphasage apparaît sur l'effort F_x et s'accroît avec l'augmentation des vitesses de coupe. Il ne faut pas oublier que le modèle analytique considère un outil rigide, et que dans la zone d'usinage à grandes vitesses, des phénomènes dynamiques complexes peuvent modifier l'engagement théorique de l'outil dans la matière.

Les résultats sont donc globalement bons en ce qui concerne l'allure des deux principaux efforts F_x et F_y . L'étude se porte maintenant sur les valeurs de ces efforts de coupe obtenus, en particulier sur les amplitudes d'efforts caractérisant les opérations considérées. L'effort F_z n'est pas considéré car il est secondaire dans le phénomène de coupe en fraisage.

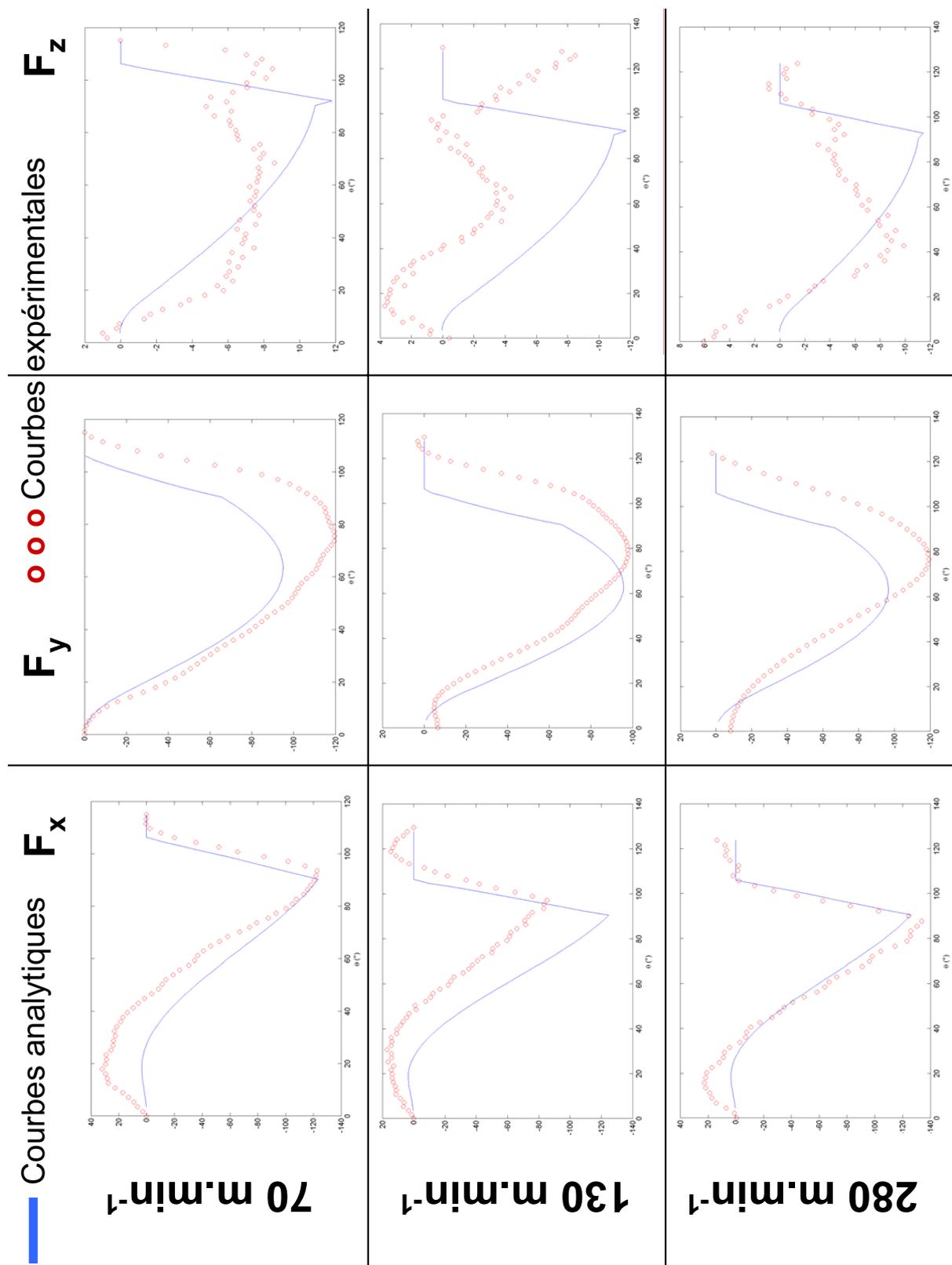


FIG. 5.4 – Comparaison entre les courbes du modèle analytique obtenues avec le jeu de paramètres p identifié et les courbes expérimentales mesurées pour différentes vitesses de coupe du chapitre 3.

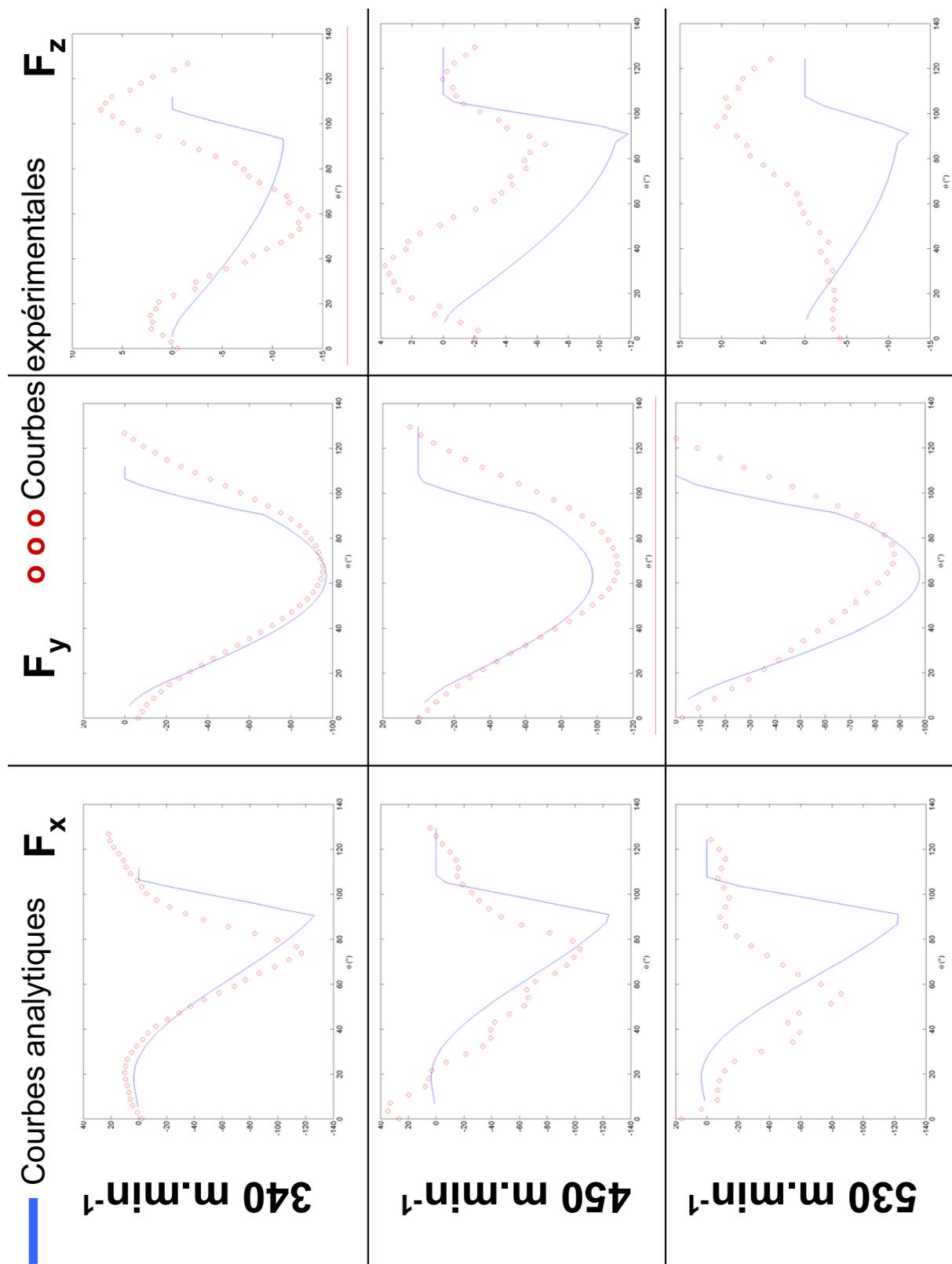


FIG. 5.5 – Comparaison entre les courbes du modèle analytique obtenues avec le jeu de paramètres p identifié et les courbes expérimentales mesurées pour différentes vitesses de coupe du chapitre 3.

Pour chacun des essais, l'écart en pourcentage caractérisant la sur ou sous-estimation des efforts de coupe pour le jeu de paramètres identifiés p est calculé. Les différents résultats sont résumés sur la figure 5.6. Les constatations sont les suivantes :

- L'erreur moyenne observée sur les efforts F_x est d'environ +15 %, le modèle semble donc globalement sur-estimer l'effort transverse.
- L'erreur moyenne observée sur les efforts F_y est d'environ -7 %, le modèle semble donc globalement sous estimer l'effort d'avance.
- Le modèle procure de meilleurs résultats pour l'effort d'avance F_y , ce qui est logique car il conserve globalement la même allure sur toute la plage de vitesse de coupe.
- Dans les deux cas le modèle semble proposer une meilleure prédiction dans la zone centrale. Pour F_x elle est comprise entre 220 et 450 $m.min^{-1}$ et pour F_y entre 130 et 450 $m.min^{-1}$. Le modèle de la bande de cisaillement est construit à la base sur l'hypothèse d'un procédé à grande vitesse de coupe. En effet, normalement plus les vitesses de coupe augmentent plus la notion de bande de cisaillement est justifiée, il donne donc logiquement de bons résultats dans la plage à hautes vitesses de coupe. Toutefois il semble que pour des vitesses plus importantes une erreur importante apparaisse.

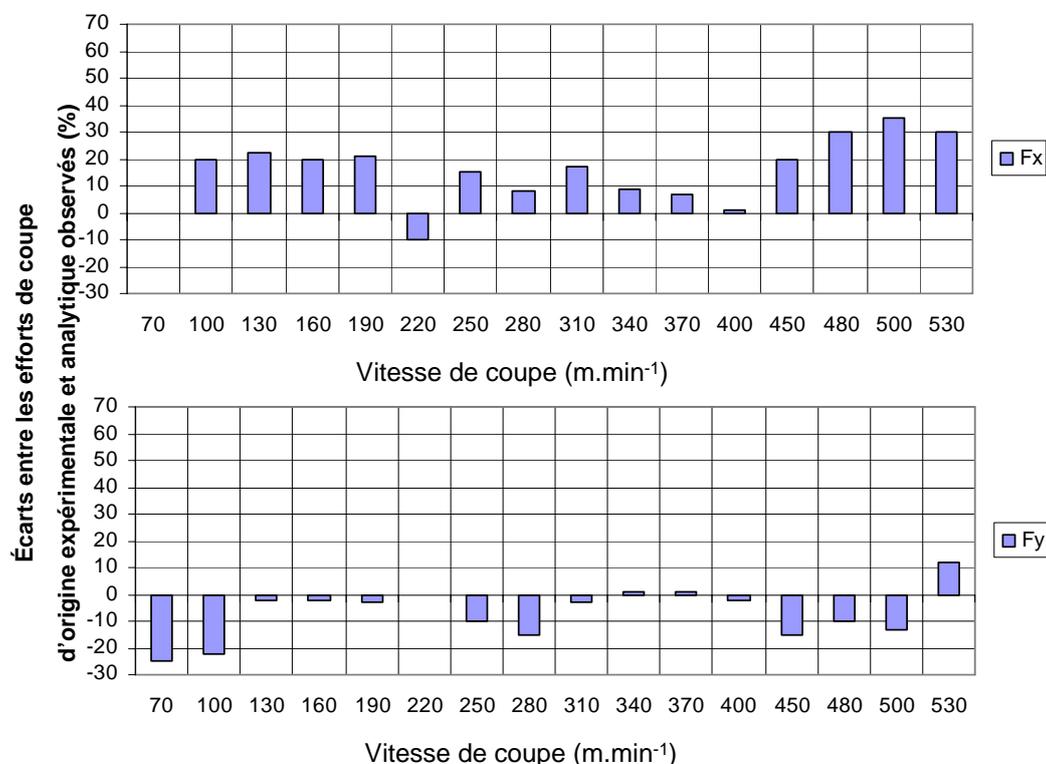


FIG. 5.6 – Diagramme des écarts en pourcentage entre les courbes expérimentales et le modèle analytique identifié.

5.4 Conclusions

La méthodologie proposée a permis d'identifier une loi de comportement de type Johnson et Cook via un modèle analytique décrivant la coupe en fraisage. Cette loi a permis d'obtenir des bons résultats sur l'approximation des efforts de coupe sur une large plage de vitesses de coupe. Le modèle n'a pas pu être testé sur des essais différents de ceux de la campagne expérimentale utilisée pour l'identification, de manière à connaître le domaine de validité des résultats de l'identification. Différents résultats ont été cependant mis en évidence, les allures obtenues sont conformes et les niveaux d'efforts de coupe présentent une approximation possédant une erreur maximale de 30 %, cette erreur devient presque nulle dans une zone particulière comprise entre la plage d'usinage traditionnelle et la zone d'usinage à grandes vitesses.

Le modèle montre ses limites pour les hautes vitesses de coupe où le comportement de l'outil est très loin d'être rigide. De plus il est important de remarquer que la loi de Johnson et Cook considéré n'est pas la loi la plus adaptée pour décrire le comportement de l'acier inoxydable 304L en usinage à grandes vitesses. Une approximation importante est donc réalisée, il conviendrait d'utiliser une loi plus adaptée incluant les phénomènes physiques mis en évidence dans l'étude expérimentale du chapitre 3 et propre à la zone favorable d'usinage à grandes vitesses. Néanmoins, malgré les hypothèses fortes faites dans la modélisation, les résultats sont encourageants et des perspectives intéressantes concernant l'amélioration de la loi utilisée ainsi que la prise en compte de la flexibilité de l'outil sont apparues nécessaires. La méthodologie étant validée son utilisation dans le cadre des simulations par éléments finis peut être également envisagée.

Conclusions et perspectives

Conclusions

Les travaux de thèse avaient pour objectif final de proposer une méthodologie permettant d'identifier les paramètres par méthode inverse d'une loi de comportement du matériau adaptée au procédé de fraisage, en comparant les courbes d'efforts de coupe obtenues expérimentalement à celles obtenues à l'aide d'une simulation éléments finis du fraisage.

Les procédés d'usinage sont un enjeu majeur pour accroître la productivité face aux pays émergents et les industriels se fixent des objectifs de performances accrues pour l'avenir. De nombreux outils et modèles sont disponibles pour étudier ces procédés. Les approches les plus simples, les modèles mécanistiques nécessitent une solide base expérimentale, mais possèdent l'avantage de considérer une démarche globale prenant en compte tous les éléments de l'opération. Les modèles analytiques les plus phénoménologiques, conduisent à de très bons résultats mais leur mise en œuvre est très calculatoire et nécessite une connaissance détaillée des phénomènes présents localement lors de la coupe. Les modèles éléments finis les plus récents et complexes, présentent des résultats intéressants sur des configurations de coupe simple mais sur des procédés complexes comme le fraisage, peu de résultats existent dans la littérature. Toutefois, ils constituent un outil intéressant qui mérite d'être développé. Ces modèles permettent en effet d'accéder aux valeurs des grandeurs thermomécaniques ouvrant ainsi la voie à une compréhension plus précise des phénomènes présents lors de la coupe.

Néanmoins, toutes ces modélisations nécessitent une description thermomécanique du matériau usiné. Il est très difficile voire impossible de caractériser le matériau dans des modes de sollicitations proches de celles du procédé, notamment en fraisage. La seule voie possible consiste donc à réaliser l'étude du comportement à l'aide d'une batterie d'essais rhéologiques standards. Le chapitre 2 a permis de présenter un ensemble d'essais de caractérisation effectués sur l'acier inoxydable 304L et différentes lois de comportement développées par les laboratoires du projet. Ces développements très intéressants ont permis aussi de mettre en évidence, les limitations de la méthodologie consistant à se baser sur des essais rhéologiques pour identifier la loi d'écoulement du matériau. En effet, certaines zones de sollicitations (déformations, vitesses de déformation, températures...) sont

difficilement accessibles. Il est encore actuellement délicat de caractériser le matériau à de hautes températures et à de grandes vitesses de sollicitations. Or c'est précisément dans ce domaine que se situent les procédés à grandes vitesses tels que le fraisage.

Il est donc nécessaire de proposer des méthodologies, basées sur des modélisations fines du procédé, permettant de prendre le relais dans l'identification paramétrique de ces lois d'écoulement sur les plages de sollicitations du procédé. Bien évidemment, la question de bien choisir l'expression phénoménologique de la loi en fonction des phénomènes rhéologiques connus et de ceux observables au cours des procédés à grandes vitesses se pose toujours.

La méthodologie proposée dans les travaux s'était donc fixée trois objectifs très ambitieux. Le premier concernait la mise en place de mesures d'efforts de coupe au cours de l'opération de fraisage. Le second consistait à développer une simulation par éléments finis du procédé de fraisage permettant d'obtenir des efforts de coupe exploitables. Le troisième objectif visait à mettre en place une procédure d'identification par méthode inverse basée sur les simulations par éléments finis pour déterminer les paramètres adéquats pour la loi de comportement choisie. En parallèle, des essais de traction ont été menés sur l'acier inoxydable 304L dans le cadre des essais mutualisés du projet PGV pour déterminer le comportement du matériau. Une loi phénoménologique, basée sur la totalité des essais, a été développée dans l'équipe, mais pas assez tôt pour être intégrée dans la méthodologie. Les travaux présentés dans le manuscrit se limitent donc en première approximation à une loi classique de Johnson et Cook pour tester et valider la méthode.

Le premier développement majeur de la procédure d'identification est associé à la mise en place d'un système d'acquisition de mesure d'efforts de coupe au cours des opérations de fraisage de l'acier inoxydable 304L. Les limites inhérentes au système d'acquisition et à la description exploitable des courbes ont été mises en évidence. Plusieurs campagnes expérimentales ont été conduites avec différentes géométries d'outils, sur une large gamme de vitesses de coupe et d'avance. Cette étude a permis d'obtenir une base expérimentale solide pour l'identification paramétrique. Les résultats sur les efforts de coupe ont permis de dégager trois zones d'usinabilité de l'acier inoxydable 304L, une zone traditionnelle comprise entre 0 et $250 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$, une zone d'usinage à grandes vitesses débutant à $500 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$, et entre ces limites une zone morte très défavorable où l'amplitude des efforts de coupe deviennent critiques. Plusieurs observations expérimentales ont aussi été réalisées sur les copeaux, les états de surface, l'usure ou l'influence du faux rond d'outil. Certaines de ces observations ont pu être reliées aux zones d'usinabilité observées et ont permis de mettre en évidence des phénomènes de coupe très différents entre la zone traditionnelle et grande vitesse.

Le second développement constitue l'apport le plus important de ces travaux. Il a consisté à réaliser des simulations par éléments finis d'une opération de fraisage afin d'obtenir des courbes d'efforts de coupe comparables à celles mesurées expérimentalement. Ces développements ont permis de mettre en évidence toutes les problématiques associées à la simulation du procédé et les différents choix qui ont été opérés pour résoudre les

difficultés. Deux essais ont été considérés : un essai académique et un essai industriel. Ils se distinguent par des valeurs d'avance différentes, l'une étant considérée comme académique car très élevée et non utilisée industriellement, et l'autre correspondant aux valeurs utilisés industriellement. La simulation par éléments finis de l'essai académique a été réalisée en utilisant une formulation lagrangienne et un schéma explicite. Les résultats obtenus sur les efforts de coupe ont permis de retrouver une représentation correspondant au cas rigide et de s'approcher des niveaux d'efforts de coupe mesurés expérimentalement. Ces courbes constituent un résultat très intéressant et inédit du point de vue scientifique, permettant d'ouvrir de nombreuses perspectives intéressantes. Toutefois, les temps de calcul sont importants et les précautions à prendre pour réaliser les maillages sont nombreuses. La mise en œuvre est donc assez complexe. Ensuite, la simulation de l'essai industriel a été abordée et des premières solutions ont été proposées pour intégrer convenablement des géométries d'outils réelles. Cependant les temps de calcul trop grands, faute de puissance de calcul suffisante, n'ont pas permis d'obtenir des résultats exploitables. Un modèle par éléments finis du fraisage d'épaulement est donc disponible sur un essai académique et les résultats sur les efforts de coupe et la formation du copeau sont très encourageants. Les temps de calcul sont toutefois un frein très important à la mise en place de la méthodologie d'identification paramétrique reposant sur les simulations par éléments finis. De plus, les simulations n'ont pas permis d'approcher les courbes d'efforts de coupe des essais industriels qui constituent la base expérimentale de la méthodologie. Le travail développé présente des avancées importantes dans la simulation par éléments finis du fraisage, mais les temps de calcul sont encore trop grands pour pouvoir utiliser les simulations dans la méthodologie d'identification.

Le dernier développement concerne la mise en place de la méthodologie d'identification d'une loi de comportement de l'acier inoxydable 304L associée au procédé de fraisage. Elle se base sur les essais expérimentaux menés avec des fraises deux tailles de type A, et sur un modèle numérique du procédé de fraisage. Elle était initialement prévue couplée avec les simulations par éléments finis, mais les temps de calcul trop importants n'ont pas pu permettre une telle méthodologie. Le modèle analytique du fraisage disponible au sein de l'équipe a donc été utilisé pour tester la méthodologie. La procédure mise en place utilise une stratégie d'identification paramétrique considérant une fonction objectif défini comme l'écart entre les efforts de coupe numériques et expérimentaux. Ensuite, une méthode de Levenberg-Marquardt est utilisée pour minimiser la fonction objectif et déterminer les paramètres optimaux. Dans un premier temps la méthode a permis d'obtenir des lois de coupe analytiques en identifiant des coefficients spécifiques de coupe sur une plage d'essais. Ensuite, la méthodologie a permis d'identifier la loi de Johnson et Cook du matériau considéré à partir d'une série d'essais, de bons résultats sont obtenus sur l'allure des courbes et les niveaux d'efforts sont bien reproduits sur une zone intermédiaire de vitesse de coupe. Et compte tenu des hypothèses simplificatrices considérées (loi de Johnson et Cook, outil rigide, modèle de la bande de cisaillement...), les efforts de coupe résultant du modèle analytique après identification sont assez proches de ceux observés expérimentalement. Les résultats indiquent que la méthodologie proposée est donc bien capable d'identifier des lois associées aux procédés de coupe. Elle permettrait donc bien à l'avenir d'identifier, des lois de coupe et des modèles de comportements matériel adaptés

aux procédés de coupe, à partir de simulations éléments finis des procédés, sous réserve de réduire les temps de calcul associés.

Perspectives

De nombreuses perspectives apparaissent à la fin de ces travaux. Les trois apports majeurs que sont les mesures expérimentales en fraisage, la modélisation éléments finis du fraisage et la méthodologie d'identification de lois de comportement associées aux procédés de coupe posent de nouvelles questions, suscitent des études complémentaires et ouvrent de nouvelles voies de recherche.

Les essais expérimentaux pourraient être complétés par une étude plus fine de la formation des copeaux dans les différentes zones de travail, en analysant par exemple leur état métallurgique pour tenter d'avoir une idée plus précise des sollicitations mises en jeu dans les zones de travail, notamment pour la zone d'usinage à grandes vitesses. Il semble aussi très intéressant d'étudier le comportement de l'outil aux différentes vitesses de coupe (flexion, vibrations, phénomène de résonance, faux-rond) pour comprendre pourquoi les engagements rigides sont inopérants et déterminer les développements indispensables à réaliser pour augmenter le caractère prédictif des modèles pour les hautes vitesses de coupe.

En ce qui concerne, la modélisation par éléments finis du fraisage, il convient de valider le modèle sur les cas industriels. L'évolution constante de la puissance des ordinateurs va permettre rapidement de pouvoir mettre en place ces simulations, pour lesquelles la puissance de calcul est la principale limitation. Pour aller plus avant et assurer la robustesse des modèles de nouvelles méthodes sans maillage peuvent être envisagées (méthodes SPH, RKPM, C-NEM...), de même les améliorations constantes disponibles dans les logiciels dédiés pourraient être testées, notamment les méthodes A.L.E. permettant des procédures de remaillage adaptatives. Les simulations par éléments finis développés dans les travaux ouvrent la voie à de nombreuses applications intéressantes. Les fabricants d'outils sont par exemple très attirés par une procédure permettant de tester des géométries d'outil issues de la C.A.O afin de qualifier les outils numériquement, de manière à s'affranchir des essais expérimentaux. Dans le futur, un outil de type couple outil-matière mais numérique pourrait être envisagé en prenant bien sûr soin au préalable de bien définir les modèles matériaux utilisés.

Pour la méthodologie d'identification, il serait intéressant dans un premier temps de déterminer la validité de la loi identifiée avec les autres essais disponibles. Une fois le modèle validé, Il est possible aussi de conduire des procédures d'optimisation sur les géométries d'outil pour une gamme de travail fixée. Enfin, elle pourrait être testée sur des lois de comportement différentes intégrant de nouveaux phénomènes physiques permettant d'obtenir une bonne approximation des efforts de coupe sur une plus grande plage de vitesses de coupe.

Toutes ces remarques soulignent bien l'intérêt de développer des outils de simulations réalistes et prédictifs afin de pouvoir étudier ou optimiser les procédés d'usinage. Elles montrent bien aussi que de nombreux développements sont nécessaires, et que de nouvelles méthodologies d'analyse expérimentale et de simulations des procédés doivent être investiguées.

Annexe A

Méthodologie du Couple Outil Matière (COM)

La méthodologie du couple outil matière communément notée (COM) est beaucoup utilisée dans le domaine de l'usinage par outil coupant. C'est une méthode essentiellement expérimentale qui consiste, grâce à des séries d'essais, à déterminer les zones d'utilisation d'un outil sur une machine dans une plage de conditions de coupe. En effet, définir un COM consiste à définir des plages de fonctionnement des paramètres de coupe (vitesse de coupe V_C , avance f ou f_z , profondeur de passe axiale a_p , ou radiale a_e) et de la durée de vie de l'outil (T). Certains paramètres, appelés paramètres auxiliaires, sont également définis pour calculer les efforts et les puissances de coupe engendrés lors du procédé.

La méthode est basée sur cinq étapes qui s'enchaînent séquentiellement :

- Déterminer un point de qualification
- Définir la plage de vitesse de coupe
- Définir les plages d'engagement de l'outil (a_p, a_e) et d'avances
- Quantifier l'usure de l'outil
- Déterminer les valeurs des paramètres auxiliaires

La méthode du COM comporte des données d'entrée correspondant aux descriptions des matériaux constituant l'outil et la pièce, les géométries de l'outil et des opérations d'usinage. En sortie les plages d'utilisation des paramètres de coupe, sont définies par une valeur minimale et une valeur maximale. Les paramètres auxiliaires utilisés pour définir la durée de vie et les efforts de coupe sont obtenus. Toutes les activités se déroulent sur une machine outil de production équipée d'un wattmètre ou d'un dynamomètre pour mesurer la puissance consommée ou les efforts de coupe. Certains instruments sont nécessaires pour mesurer l'usure des outils et les états de surface obtenus. Toutes les étapes de la méthode se déroulent sous contrôle (sur la figure A.1 ce sont les flèches arrivant sur le bord supérieur des rectangles). Le contrôle porte essentiellement sur la pression spécifique

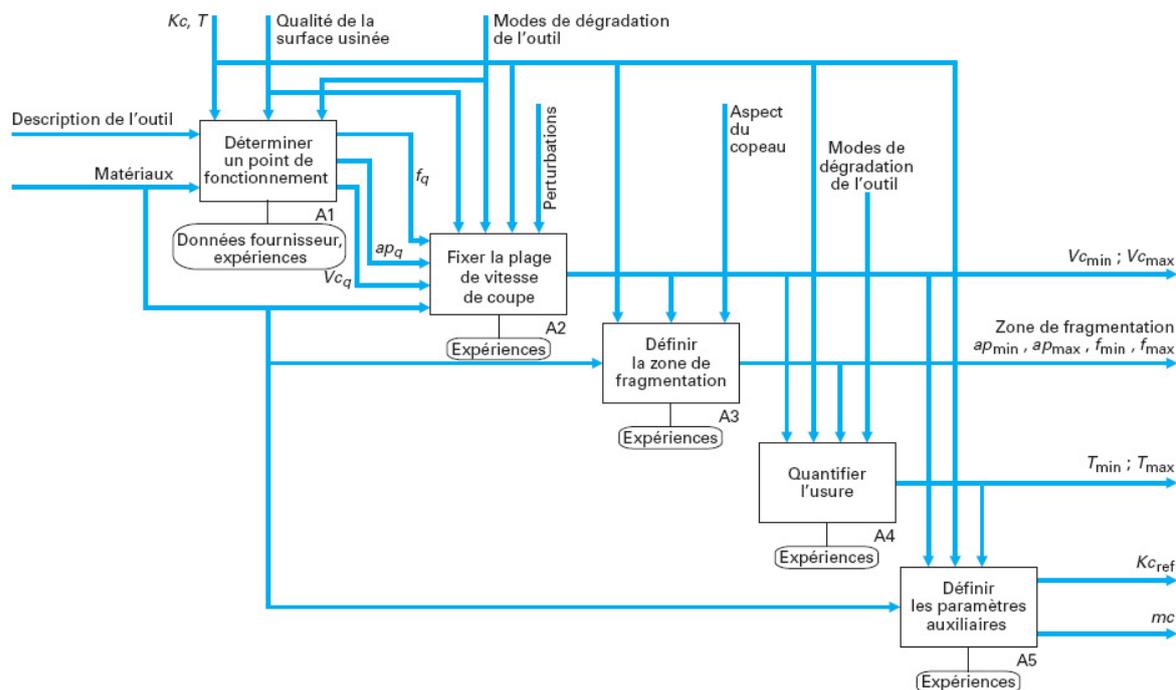


FIG. A.1 – Synopsis de la méthodologie du COM. (*Techniques de l'Ingénieur*)[21]

de coupe ou effort par unité de section du copeau, K_c , et sur la durée de vie de l'outil T . K_c doit rester dans la proximité de valeurs connues pour des COM analogues avec des matériaux usinant et usiné et ou des géométries d'outil voisines. De plus, l'activité doit se dérouler sans que la machine outil ne vibre et la surface usinée doit présenter un état de surface standard et sans copeau adhérent.

A.1 Etape 1 - Déterminer un point de qualification

Pour le tournage, cette détermination consiste à rechercher un premier triplet (V_C, a_p, f) pour lequel la coupe est stable. La coupe est dite stable si une petite variation des paramètres ne conduit pas à des vibrations, à une usure rapide voire à une rupture d'outil ou encore à une dégradation importante de la surface usinée. Il s'agit en fait de trouver un point le plus centré possible à l'intérieur du volume $[(V_{Cmin}, V_{Cmax}), (a_{pmin}, a_{pmax}), (f_{min}, f_{max})]$. En pratique, on choisira fréquemment une valeur indiquée par le fournisseur d'outil. Le triplet (V_{Cq}, a_{pq}, f_q) obtenu en sortie est le point de qualification.

A.2 Etape 2 - Fixer la plage de vitesse de coupe

L'évolution de l'effort spécifique de coupe K_c est relevée pour diverses valeurs de V_C . La courbe obtenue est établie avec les valeurs a_{pq} et f_q . La variation de V_C autour de V_{Cq} est de grande amplitude. La courbe obtenue permet de définir les limites V_{Cmin} et V_{Cmax} . V_{Cmin} est la valeur en dessous de laquelle la variation de K_c est faible et pour laquelle la surface usinée ne présente plus de copeau adhérent. V_{Cmax} correspond à une durée de vie d'outil trop faible pour permettre une exploitation industrielle en production.

A.3 Etape 3 - Définir les plages de prises de passe et de l'avance

La zone de bon fonctionnement de l'outil est définie pour l'avance f et la profondeur de passe a_p . Cette zone, où le copeau est fragmenté, par les formes réalisées à cet effet sur la face de coupe de l'outil, s'inscrit dans le domaine du plan $[f_{min}, f_{max}] \times [a_{pmin}, a_{pmax}]$.

A.4 Etape 4 - Quantifier l'usure de l'outil

Il s'agit de déterminer une loi expérimentale liant la durée de vie de l'outil T et les paramètres de coupe (V_C, a_p, f). Dans la pratique, on considère fréquemment la loi de Taylor généralisée :

$$a_p \times l \times f^m \times V_C^{\frac{n}{T}} = Cte \quad (A.1)$$

La méthode consiste alors à déterminer les 4 constantes l , m , n et Cte . Pour réduire le coût, souvent important, de cette activité expérimentale, la méthodologie des plans d'expériences est fréquemment utilisée.

A.5 Etape 5 - Déterminer les valeurs des paramètres auxiliaires

Cette étape a pour but de fixer des paramètres supplémentaires tels que la force spécifique de coupe K_{cref} pour un triplet ($V_{Cref}, a_{pref}, f_{ref}$) de référence et divers paramètres (comme m_c , par exemple) pour extrapoler de manière empirique les résultats obtenus dans un voisinage technologique de travail (lubrification, variantes géométriques d'outils,

nuances de matériaux proches,...). En projet de production, pour une matière à usiner définie, cette approche COM permet de choisir un outil et les plages des paramètres de coupe adaptées parmi toutes celles qui ont déjà été caractérisées avec la matière concernée. Pour la métallurgie classique, l'expérience et les données acquises pour certains aciers peuvent être transposées à des compositions voisines. Mais la méthode nécessite tout de même un grand nombre d'essais coûteux et difficiles à mettre en oeuvre de façon rigoureuse.

Bibliographie

- [1] X. SOLDANI. Thèse de doctorat, Ecole des arts et métiers de Metz, 2008.
 - [2] O. LURDOS, *Lois de comportement et recristallisation dynamique : approches empirique et physique*. Thèse de doctorat, Ecole des mines de Saint Etienne, 2007.
 - [3] *Site internet Sandvik*, <http://www.coromant.sandvik.com/fr>.
 - [4] A. PASSERON, « Le tournage », *Technique de l'ingénieur, traité génie mécanique*, Paris, 2000.
 - [5] M. FONTAINE, *Modélisation thermomécanique du fraisage de forme et validation expérimentale*. Thèse de doctorat, Université de Metz, 2004.
 - [6] C. DIELEMANS et M. FONTAINE, « Optimisation des conditions de coupe », *cours troisième année ENSMM, spécialité procédé de fabrication avancée*, 2007.
 - [7] E. TRENT et P. WRIGHT, *Metal Cutting 4th Edition*. 2000.
 - [8] M. MERCHANT, « Mechanics of the metal cutting process, i. orthogonal cutting », *Journal of Applied Physics*, vol. 16, p. 267–275, 1945.
 - [9] M. MERCHANT, « Plasticity conditions in orthogonal cutting », *Journal of Applied Physics*, vol. 16, p. 318–324, 1945.
 - [10] P. OXLEY, « Mechanics of machining », *Ellis Horwood, Chichester, UK*, 1989.
 - [11] A. MOUFKI, A. DEVILLEZ, D. DUDZINSKI et A. MOLINARI, « Thermomechanical modelling of cutting and experimental validation », *Metal Cutting and High Speed Machining Kluwer Academic*, p. 51–67, 2002.
 - [12] A. MOUFKI, A. DEVILLEZ, D. DUDZINSKI et A. MOLINARI, « Modelling of oblique cutting, application to machining processes and experimental validation », *Metal Cutting and High Speed Machining Kluwer Academics/Plenum Publishers*, p. 51–68, 2002.
 - [13] Y. YEN, A. JAIN et T. ALTAN, « A finite element analysis of orthogonal machining using different tool edge geometries », *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 146, p. 72–81, 2004.
 - [14] M. MOVAAHHEDY, Y. ALTINTAS et M. GADALA, « Numerical analysis of metal cutting with chamfered and blunt tools », *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, vol. 124, p. 178–188, 2002.
-

-
- [15] D. UMBRELLO, L. FILICE, S. RIZZUTI, F. MICARI et L. SETTINERI, « On the effectiveness of finite element simulation of orthogonal cutting with particular reference to temperature prediction », *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 189, p. 284–291, 2007.
- [16] F. DELALONDRE, S. GUERDOUX et L. FOURMENT, « 3d simulation of adiabatic shear bands in high speed machining », *Proceedings 9th Numiform International Conference, Porto*, 2007.
- [17] J. OUTEIRO, J. PINA et I. JAWAHIR, « Experimental and numerical analysis of residual stresses produced in three dimensional machining processes », *Proceedings of the CIRP Conference on modelling of machining operations, Sicily*, 2007.
- [18] A. ATTANASIO, E. CERETTI, M. GELFI et C. GIARDINI, « Experimental evaluation of lubricant influence on residual stress in turning operations », *Proceedings of the CIRP Conference on modelling of machining operations, Sicily*, 2007.
- [19] B. DENKENA, L. de LEON GARCIA et J. KOHLER, « Fem-simulation of high performance milling », *Proceedings of the CIRP Conference on modelling of machining operations, Sicily*, 2007.
- [20] P. CUNAT, « Aciers inoxydables, propriétés, résistance à la corrosion », *Technique de l'ingénieur, traité matériaux métalliques, Paris*, vol. MB4, 2000.
- [21] J. RIGAL, « Usinage des composants mécaniques, application aux pièces frittées », *Technique de l'ingénieur*, vol. BM 5 018.
- [22] F. BAGUR, « Matériaux pour outils de coupe », *Technique de l'ingénieur, traité génie mécanique, Paris*, 2005.
- [23] *Actes de conférence*, <http://www.thirdwavesys.com/news/publishedpapers.htm>.
- [24] T. D. MARUSICH, S. USUI, J. MA et D. A. STEPHENSON, « Finite element modeling of drilling processes with solid and indexable tooling in metals and stack-ups », *Proceedings of the CIRP Conference on modelling of machining operations, Sicily*, 2007.
- [25] M. SCHERER et N. AUMOND, « Usinez mieux... et moins cher », *Industrie et technologie*, vol. 886, p. 52–62, 2007.
- [26] « Les nouvelles perspectives de l'usinage », *L'usine nouvelle*, 2007.
- [27] P. OXLEY, « Mechanics of metal cutting », *ASME*, p. 50–60, 1963.
- [28] A. MOLINARI et D. DUDZINSKI, « Stationnary shear band in high speed machining », *C.R. Académie des Sciences de Paris*, vol. 315 (II), p. 399–405, 1992.
- [29] D. DUDZINSKI et A. MOLINARI, « A modelling of cutting for viscoplastic materials », *International Journal of Mechanical Science*, vol. 39 (4), p. 369–389, 1997.
- [30] A. MOUFGI, A. DEVILLEZ, D. DUDZINSKI et A. MOLINARI, « Thermomechanical modelling of oblique cutting and experimental validation », *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, vol. 44 (9), p. 971–989, 2004.
- [31] A. MOUFGI, D. DUDZINSKI et A. MOLINARI, « A thermoviscoplastic modelling of oblique cutting », *International Journal of Mechanical Science*, vol. 42, p. 1205–1232, 2000.
-

-
- [32] M. JRAD, *Modélisation du perçage à grande vitesse : Approches analytique, numérique et expérimentale*. Thèse de doctorat, thèse de Doctorat de l'Université Paul Verlaine-METZ en Mécanique, Laboratoire LPMM, UFR MIM, Ecole Doctorale EMMA, 2008.
- [33] G. BOOTHROYD, « Temperature in orthogonal metal cutting », *Proceedings of Institution of the Mechanical Engineers*, vol. 177, p. 789–802, 1963.
- [34] A. TAY, M. STEVENSON, G. de VAHL DAVIS et P. OXLEY, « A numerical method for calculating temperature distributions from force and shear angle measurements », *International Journal of Machine Tool Design and Research*, vol. 16, p. 335–349, 1976.
- [35] M. SHAW, *Metal cutting principles*. Oxford Science Publications, 1984.
- [36] K. KIM et H. SIN, « Development of a thermo-viscoplastic cutting model using finite element method », *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, vol. 36, p. 379–397, 1996.
- [37] T. OZEL et T. ALTAN, « Modeling of high speed machining processes for predicting tool forces, stresses and temperatures using fem simulations », *Proceedings of the CIRP internaional Workshop on Modeling of Machining Operations*, vol. 1, p. 225–234, 1998.
- [38] T. MARUSICH et M. ORTIZ, « Modelling and simulation of high speed machining », *International journal of numerical method of engeneering*, 1995.
- [39] E. CERETTI, C. LAZZARONI, L. MENEGARDO et T. ALTAN, « Turning simulations using a three dimensional fem code », *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 98, p. 99–103, 2000.
- [40] M. MOVAAHHEDY, M. GADALA et Y. ALTINTAS, « Simulation of the orthogonal metal cutting process using an arbitrary lagrangian-eulerian finite element method », *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 103, p. 267–275, 2000.
- [41] F. ALI et P. LORONG, « An explicit thermomechanical finite element software for simulating chip formation in cutting », *Mécanique & Industries*, vol. 3, p. 343–349, 2002.
- [42] F. KLOCKE, T. BECK, S. HOPPE, T. KRIEG, N. MULLER, T. NOTHE, H. RAEDT et K. SWEENEY, « Examples of fem application in manufacturing technology », *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 120, p. 450–457, 2002.
- [43] G. SHI, X. DENG et C. S., « A finite element study of the effect of friction in orthogonal metal cutting », *Finite Element in Analysis and Design*, vol. 38, p. 863–883, 2002.
- [44] S. SOO, D. ASPINWALL et R. DEWES, « 3d fe modelling of the cutting of inconel 718 », *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 150, p. 116–123, 2004.
- [45] K. KIM, W. LEE et H. SIN, « A finite element analysis for the chracteristics of temperature and stress in micro-machining considering the size effect », *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, vol. 39, p. 1507–1524, 1999.
- [46] RUSNALDY, T. KO et H. KIM, « Micro-end-milling of single-crystal silicon », *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, vol. 47, p. 2111–2119, 2007.
-

-
- [47] K. WOON, M. RAHMAN et K. LIU, « A fundamental study of tool-based microma-
chining using finite element analysis with arbitrary lagrangian-eulerian method », *Proceedings of the CIRP Conference on modelling of machining operations, Sicily, 2007*.
- [48] S. LO, « An analysis of cutting under different rake angles using the finite element
method », *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 105, p. 143–151, 2000.
- [49] D. MASILLAMANI et J. CHESSA, « Determination of optimal cutting conditions
in orthogonal metal cutting using ls-dyna with design of experiments approach », *Proceedings 8th International LS-DYNA Users Conference, Birmingham, 2002*.
- [50] Z. WANG, C. SAHAY et K. RAJURKAR, « Tool temperatures and crack develop-
ment in milling cutters », *International Journal of Machine Tools and Manufacture*,
vol. 36, p. 129–140, 1996.
- [51] M. RAMESH, K. SEETHARAMU, N. GANESAN et G. KUPPUSWAMY, « Finite element
modeling of heat transfer analysis in machining of isotropic materials », *Internatio-
nal Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 42, p. 1569–1583, 1999.
- [52] E. NG, D. ASPINWALL, D. BRAZIL et J. MONAGHAN, « Modeling of temperature
and forces when orthogonally machining hardened steel », *International Journal of
Machine Tools & Manufacture*, vol. 39, p. 885–903, 1999.
- [53] D. UMBRELLO, L. FILICE, S. RIZZUTI et F. MICARI, « On the evaluation of the
global heat transfer coefficient in cutting », *International Journal of Machine Tools
& Manufacture*, vol. 47, p. 1738–1743, 2007.
- [54] J. SHINOZUKA, T. OBIKAWA et T. SHIRAKASHI, « Chip breaking analysis from
the viewpoint of the optimum cutting tool geometry design », *Journal of Materials
Processing Technology*, vol. 62, p. 345–351, 1996.
- [55] E. CERETTI, P. FALLBOHMER, W. WU et T. ALTAN, « Application of 2d fem to
chip formation in orthogonal cutting », *Journal of Materials Processing Technology*,
vol. 59, p. 169–180, 1996.
- [56] A. MAMALIS, M. HORVATH, A. BRANIS et D. MANOLAKOS, « Finite element simula-
tion of chip formation in orthogonal metal cutting », *Journal of Materials Processing
Technology*, vol. 110, p. 19–27, 2001.
- [57] E. OZEL, T. and Zeren, « Determination of work material flow stress and friction for
fea of machining using orthogonal cutting tests », *Journal of Materials Processing
Technology*, vol. 153, p. 1019–1025, 2004.
- [58] M. BAKER, « Finite element investigation of the flow stress dependence of chip
formation », *Journal of Materials Processing Technology*, 2004.
- [59] M. BAKER, J. ROSLER et C. SIEMERS, « A finite element model of high speed metal
cutting with adiabatic shearing », *Computers and Structures*, 2002.
- [60] M. BAKER, « The influence of plastic properties on chip formation », *Computational
Materials Science*, vol. 28, p. 556–562, 2003.
- [61] R. IVESTER, E. WHITENTON, J. HEIGEL, T. MARUSICH et C. ARTHUR, « Measu-
ring chip segmentation by high speed microvideography and comparison to finite
-

- element modeling simulations », *Proceedings of the CIRP Conference on modelling of machining operations, Sicily*, 2007.
- [62] C. LIU et Y. GUO, « Finite element analysis of the effect of sequential cuts and tool chip friction on residual stresses in a machined layer », *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 2000, p. 1069–1086, 42.
- [63] X. YANG et C. LIU, « A new stress based model of friction behaviour in machining and its significant impact on residual stresses computed by finite element method », *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 44, p. 703–723, 2002.
- [64] B. MCCLAIN, S. BATZER et G. MALDONADO, « A numeric investigation of the rake face stress distribution in orthogonal machining », *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 123, p. 114–119, 2002.
- [65] K. LI, X. GAO et J. SUTHERLAND, « Finite element simulation of the orthogonal metal cutting process for qualitative understanding of the effects of crater wear on the chip formation process », *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 127, p. 309–324, 2002.
- [66] A. ATTANASIO, E. CERETTI, S. RIZZUTI, D. UMBRELLO et F. MICARI, « 3d finite element analysis of tool wear in machining », *CIRP annals - Manufacturing Technology*, vol. 57, p. 61–64, 2008.
- [67] D. UMBRELLO, R. M'SAOUBI et J. OUTEIRO, « The influence of johnson-cook material constants on finite element simulation of machining of aisi 316l steel », *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, vol. 47, p. 462–470, 2007.
- [68] D. UGARTE et P. ARRAZOLA, « On the influence of material constitutive models on chip formation models », *Proceedings of the CIRP Conference on modelling of machining operations, Sicily*, 2007.
- [69] J. PUJANA, P. ARRAZOLA, R. M'SAOUBI et H. CHANDRASEKARAN, « Analysis of the inverse identification of constitutive equations applied in orthogonal cutting process », *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, vol. 47, p. 2153–2161, 2007.
- [70] T. OZEL et T. ALTAN, « Process simulation using finite element method prediction of cutting forces, tool stresses and temperatures in high speed flat end milling », *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, vol. 40, p. 713–738, 2000.
- [71] E. UHLMANN, A. MATTES, R. ZETTIER et M. Graf v. d. SCHULENBURG, « Investigations on the adjustment of the modeling section in 2d simulation of milling processes », *Proceedings of the CIRP Conference on modelling of machining operations, Sicily*, 2007.
- [72] M. MONNO, G. PITTALÀ et F. LINARES, « 3d finite element modeling of milling titanium », *Proceedings of the CIRP Conference on modelling of machining operations, Sicily*, 2007.
- [73] G. JOHNSON et J. COOK, « Constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates, and high temperatures », *Proceedings 7th Symposium On Ballistics, Netherlands*, 1983.
-

-
- [74] K. MILLS, *Recommended values of thermophysical properties for selected commercial alloys*. Woodhead, Cambridge, 2002.
- [75] J. SPITZNAGEL et R. STICKLER, « Correlation between precipitation reactions and bulk density changes in type 18-12 austenitic stainless steels », *Metallurgical and Materials Transactions*, vol. 5, p. 1363–1371, 1974.
- [76] D. FIELDS et W. BACKOFEN, « Determination of strain hardening characteristics by torsion testing », *American Society of Testing Methods*, vol. 57, p. 1259–1272, 1957.
- [77] J. CAMPBELL et W. FERGUSON, « The temperature and strain rate dependence of the shear strength of mil steel », *Philosophical Magazine*, vol. 21, p. 63–82, 1970.
- [78] C. DHARAN et F. HAUSER, « Determination of stress-strain rate characteristics at very high strain rates », *Experimental Mechanics*, vol. 10, p. 370–376, 1970.
- [79] J. KLEPACZKO, « An experimental technique for shear testing at high and very high strain rates : the case of a mild steel », *International Journal of Impact Engineering*, vol. 15, p. 25–39, 1994.
- [80] S. VENUGOPAL, S. VENUGOPAL, P. SIVAPRASAD, M. VASUDEVAN, S. MANNAN, S. JHA, P. PANDEY et Y. PRASAD, « Validation of processing maps for 304l stainless steel using hot forging, rolling and extrusion », *Journal of material processing technology*, vol. 59, p. 343–350, 1995.
- [81] S. VENUGOPAL, S. MANNAN et Y. PRASAD, « Instability map for cold and warm working of as-cast 304 stainless steel », *Journal of material processing technology*, vol. 65, p. 107–115, 1997.
- [82] B. HOPKINSON, « A method of measuring the pressure produced in the detonation of high explosives or by the impact of bullets. a 1913 ;213 :43756. », *Philos. Trans. Royal Society London*, p. 37–56, 1913.
- [83] H. KOLSKY, « An investigation of the mechanical properties of materials at very high rates of loading », *Proc. Phys. Soc.*, vol. B 62, p. 676–700, 1949.
- [84] C. JOVIC, G. GARY, P. HERVE, L. LAZZAROTTO et D. WAGNER, « Measurement of the taylor-quinney's coefficient of the 304l stainless steel during dynamic compression with split hopkinson bar », *Annale Cetin, HSIMP conference*, 2007.
- [85] M. EL WAHABI, J. CABRERA et J. PRADO, « Hot working of two aisi 304 steels : a comparative study », *Materials Science and Engineering*, vol. 343, p. 116–125, 2003.
- [86] P. LUDWIK, « Applied mechanik - elemente der technologischen mechanik », *Springer Verlag, Berlin*, 1909.
- [87] J. HOLLOMON, « Tensile deformation », *Trans. Met Soc. AIME*, vol. 162, p. 268–290, 1945.
- [88] E. VOCE, « The relationship between stress and strain for homogeneous deformation. », *Journal Inst. Metals*, vol. 74, p. 537–562, 1948.
- [89] H. SWIFT, « Plastic instability under plane stress », *Journal of Mechanical and Physics of Solids*, vol. 1, p. 1–18, 1952.
-

-
- [90] V. SOKOLOWSKY, « Propagation of elasto-viscoplastic waves in bars », *Prikl. Mat. Mekh.*, vol. 12, p. 261–280, 1948.
- [91] G. COWPER et P. SYMONDS, « Strain hardening and strain rate effects in the impact loading of cantilever beams », *Rapport technique, Brown University*, 1957.
- [92] J. LITONSKY *Bull. Acad. Pol. Sci.*, vol. 25, 1977.
- [93] H. ZHAO et G. GARY, « The testing and behaviour modelling of sheet metals at strain rates from 10^{-4} to $10^5 s^{-1}$ », *Mater. Sci. Engn.*, vol. A207, p. 46–50, 1996.
- [94] J. HAMANN, V. GROLLEAU et F. LE MAÎTRE, « Machinability improvement of steels at high cutting speeds \dot{U} study of tool/work material interaction », *Annale du CIRP - Manufacturing Technology*, vol. 45, p. 87–92, 1996.
- [95] R. LEE et H. LIN, « Process design based on the deformation mechanism for the non-isothermal forging of ti6al4v alloy », *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 79, p. 224–235, 1998.
- [96] R. M SAOUBI, J. OUTEIRO, B. CHANGEUX, J. LEBRUN et A. MORÃO DIAS, « Residual stress analysis in orthogonal machining of standard and resulfurized aisi 316l steels », *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 96, p. 225–233, 1999.
- [97] S. P. F. C. JASPERS et J. H. DAUTZENBERG, « Material behaviour in conditions similar to metal cutting : flow stress in the primary shear zone », *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 122, p. 322–330, 2002.
- [98] N. TOUNSI, J. VINCENTI, A. OTHO et M. A. ELBESTAWI, « From the basic mechanics of orthogonal metal cutting toward the identification of the constitutive equation », *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 42, p. 1373–1383, 2002.
- [99] Q. XUE, V. NESTERENKO et M. MEYERS, « Evaluation of the collapsing thick-walled cylinder technique for shear-band spacing », *International Journal of Impact Engineering*, vol. 28, p. 257–280, 2003.
- [100] L. DARIDON, O. OUSSOUADDI et S. AHZI, « Influence of the material constitutive models on the adiabatic shear band spacing : Mts, power law and johnson-cook models », *International Journal of Solids and Structures*, vol. 41, p. 3109–3124, 2004.
- [101] S. SEO, O. MIN et H. YANG, « Constitutive equation for ti-6al-4v at high temperatures measured using shpb technique », *Int. J. Imp. Eng.*, vol. 31, p. 735–754, 2005.
- [102] R. SMERD, S. WINKLER, C. SALISBURY, M. WORSWICK, D. LLOYD et M. FINN, « High strain rate tensile testing of automotive aluminum alloy sheet », *International Journal of Impact Engineering*, vol. 32, p. 541–560, 2005.
- [103] J. KLEINERMANN, *Identification paramétrique et optimisation des procédés de mise à forme par problèmes inverses*. Thèse de doctorat, Université de Liège, 2000.
- [104] D. GOLDBERG, *Genetic algorithms in search, Optimization and machine learning*. Addison-Wesley, Reading, M.A., 1989.
-

-
- [105] O. GHOUATI, *Identification et modélisation numérique directe et inverse du comportement viscoplastique des alliages d'aluminium*. Thèse de doctorat, Université de Franche-Comté, 1994.
- [106] O. GHOUATI et J. GELIN, « Inverse identification methods for material parameters estimation in, large plastic deformations », *In Owen et al., editor, 4th international conference of computational plasticity, Pineridge Press*, p. 767–778, 1995.
- [107] O. GHOUATI et J. GELIN, « An inverse method for determining viscoplastic properties of aluminum alloys », *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 45, p. 435–440, 1991.
- [108] J. GELIN, « Apports de la modélisation numérique pour l'identification du comportement des matériaux en vue de leur mise en forme », *In Debordes Dogui, Sidoroff, editor, Intér. exp.-calcul. pour l'identific. du comportement méc. matér.*, 1998.
- [109] *Logiciel MIC2M*, <http://mic2m.univ-fcomte.fr>.
- [110] F. RICHARD, *Identification du comportement et évaluation de la fiabilité des composites stratifiés*. Thèse de doctorat, Université de Franche Comté, 1999.
- [111] G. AMBROGIO, F. GAGLIARDI, L. MANCO, R. SHIVPURI et D. UMBRELLO, « Integration of numerical simulation and neural network to predict residual stresses in hard machining », *Proceedings of the CIRP Conference on modelling of machining operations, Sicily*, 2007.
- [112] P. ARRAZOLA, I. LLANOS, J. VILLAR, I. URRESTI et D. UGARTE, « 3d finite element modeling of chip formation process », *Proceedings of the CIRP Conference on modelling of machining operations, Sicily*, 2007.
- [113] S. ASSOULINE, E. BEAUCHESNE, G. COFFIGNAL, P. LORONG et A. MARTY, « Numerical simulation of machining at the macroscopic scale : dynamic models of the workpiece », *Mécanique & Industries*, vol. 3, p. 389–402, 2002.
- [114] Z. LONG, X. WANG et W. ZHAO, « Residual stress profile of ultra high strength low alloy steel induced by high speed milling process », *Proceedings of the CIRP Conference on modelling of machining operations, Sicily*, 2007.
- [115] A. MOLINARI, A. MOUFKI et D. DUDZINSKI, « Study on behaviour of 42crmo4 steel », *Contract report CREAS Ascometal*, 1997.
- [116] J. TSAI et C. LIAO, « Finite element modeling of static surface errors in the peripheral milling of thin walled workpieces », *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 94, p. 235–246, 1999.
-