



HAL
open science

Développement d'un modèle généralisé d'efforts de coupe pour l'usinage de l'alliage de titane Ti6Al4V. Application aux techniques de tournage et fraisage

Théo Dorlin

► **To cite this version:**

Théo Dorlin. Développement d'un modèle généralisé d'efforts de coupe pour l'usinage de l'alliage de titane Ti6Al4V. Application aux techniques de tournage et fraisage. Génie mécanique [physics.class-ph]. Ecole nationale supérieure d'arts et métiers - ENSAM, 2016. Français. NNT : 2016ENAM0044 . tel-01445249

HAL Id: tel-01445249

<https://pastel.hal.science/tel-01445249>

Submitted on 24 Jan 2017

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.

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

Doctorat ParisTech

THÈSE

pour obtenir le grade de docteur délivré par

l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers **Spécialité " Génie Mécanique – Procédés de fabrication "**

présentée et soutenue publiquement par

Théo DORLIN

le 15 Novembre 2016

Développement d'un modèle généralisé d'efforts de coupe pour l'usinage de l'alliage de titane Ti6Al4V Application aux techniques de tournage et de fraisage

Directeur de thèse : **Guillaume FROMENTIN**

Co-encadrement de la thèse : **Jean-Philippe COSTES**

Tuteur industriel : **Habib KARAOUNI**

Jury

M. Olivier CAHUC, Professeur des Universités, I2M, Université de Bordeaux
M. Benoît FURET, Professeur des Universités, IRCCyN, Université de Nantes
M. Yann LANDON, Maître de Conférences HDR, ICA, Université de Toulouse III
M. Jean-Philippe COSTES, Maître de Conférences HDR, LaBoMaP, Arts et Métiers ParisTech
M. Guillaume FROMENTIN, Professeur des Universités, LaBoMaP, Arts et Métiers ParisTech
M. Habib KARAOUNI, Ingénieur- Docteur, Safran Tech
Mme. Stéphanie BRETON, Ingénieur-Docteur, CEA

Président
Rapporteur
Rapporteur
Examinateur
Examinateur
Examinateur
Invitée

**T
H
È
S
E**

Remerciements

Les occasions de pouvoir se retourner sur le chemin parcouru et de prendre le temps de remercier les personnes qui nous accompagnent sont rares. J'ai le sentiment que la fin de ces travaux de thèse est l'aboutissement d'un long voyage et surtout d'un travail collectif. C'est donc avec plaisir que je souhaite saisir cette opportunité qui se présente à moi.

Je tiens en premier lieu à adresser mes remerciements aux membres du jury :

À M. Olivier CAHUC, pour m'avoir fait l'honneur d'accepter de présider ce jury.

À MM. Benoit FURET et Yann LANDON, pour leur travail conséquent et méticuleux en tant que rapporteurs de ce mémoire de thèse, ainsi que pour leurs échanges de qualité.

À Mme. Stéphanie BRETON, pour ses conseils depuis plusieurs années, pour avoir accepté de participer à mon jury de thèse et pour la précision de son travail de relecture qui a grandement amélioré ce mémoire.

Deuxièmement, je souhaite remercier l'ensemble de l'équipe qui m'a accompagné tout au long de ce travail :

À Guillaume FROMENTIN, pour avoir assuré la direction de cette thèse, pour son investissement total, et de chaque instant, pendant ses trois années. J'ai beaucoup appris grâce à ton enseignement.

À Jean-Philippe COSTES, pour ses idées, sources d'inspiration de plusieurs des travaux menés au sein de cette étude, pour ses encouragements et sa gentillesse.

À Habib KARAOUNI, pour la qualité de son travail, son ouverture scientifique et son humilité. J'ai également une pensée pour son accueil chez Safran Tech : sa bonne humeur communicative et son humour ont rythmé mon quotidien pendant cette dernière année de thèse.

À Rémy BESNARD, pour l'intérêt qu'il a porté à nos travaux et la pertinence de ses remarques qui ont été des contributions non-négligeables.

À Aurélie BONO et Iheb CHÉRIF, qui m'ont fait vivre des expériences d'enseignement très riches. Merci pour la qualité de l'échange que j'ai eu avec vous. Vos réussites futures auront toujours une saveur particulière pour moi.

Enfin, je souhaite présenter mes remerciements pour son soutien financier, indispensable à la réalisation de cette étude, à la société Safran Tech, qui m'a permis d'effectuer ses trois années de thèse dans des conditions propices à la réussite de cette étude. Je tiens aussi à souligner le travail de M. Vincent DESSOLY, à l'initiative de cette thèse et qui a participé à l'encadrement des travaux à leurs débuts.

Mes remerciements s'adressent ensuite aux personnes que j'ai côtoyé ses dernières années :

- À mes collègues clunyois :

L'ensemble du personnel technique de l'équipe UGV : Romain BRENDLEN, Gilles DELHOMME, Gilles DETROYAT, Mathieu LAFFAY et Éric POLSINELLI pour votre sympathie, vos nombreux conseils, vos coups de pouces et la qualité de votre savoir-faire.

J'ai également une pensée pour l'ensemble du personnel du centre de Arts et Métiers ParisTech de Cluny. À défaut de pouvoir tous vous citer je pense notamment à Yves BERNAUD, Frédéric DELMAS, Évelyne DARGAUD, Jean-Marc DÉPART, Christophe DELORME, Éric DUFOUR, Pascal FILIPEK, Christophe LAPALUS, Loïc GUILLOT, Patrice HONORÉ, Romaric MASSET, Christian NECTOUX, Lucas PUTIGNY, Mickaël POTILLON, Christophe PRIOLET-LEFEBRE, Jérôme RAVAT, Thierry RIDET, Emmanuel TRUJILLO. Merci pour votre convivialité.

L'ensemble de l'équipe ARTS et particulièrement à Isabelle BORDONNET, Serge BORECKI, Benjamin BOURDAILLET, Richard CHATAIN, Damien EGLI, Guillaume FALCO, Denis LAGADRILLIERE, Justine LECLERC, Pierre NAISSON et Rémy PORCHERAY, pour votre expertise, vos échanges et votre disponibilité, qui ont facilité grandement l'avancée de ces travaux.

Et bien entendu à l'ensemble de l'équipe constituée des doctorants, post-docs et docteurs avec qui j'ai eu plaisir à échanger, partager au laboratoire et en dehors, durant ses trois années : Anna-Carla ARAUJO, Thomas BAIZEAU, Sébastien CAMPOCASSO, Rémi CURTI, Lamice DENGUIR, Younes FAYDI, Daniel ILLESCU, Pierre LEQUIEN, Bertrand MARCON, Johan MERZOUKI, Pierre NAISSON, Renaud PFEIFFER, Christophe RAMIREZ, Tristan RÉGNIER, Ahcene SIAD, plus généralement aux membres des équipes du LaBoMaP et du réseau Manufacturing'21.

Je souhaite adresser quelques mots supplémentaires pour remercier tout particulièrement :

À Sébastien CAMPOCASSO, bien que ton nom ne figure pas dans l'encadrement de cette thèse, tes travaux, ton soutien et tes conseils ont été incontournables pour la réussite de ses travaux. Tu as été un exemple pour moi.

À Christophe RAMIREZ, pour ses qualités humaines et nos nombreuses discussions sur nos vies de jeunes chercheurs. Nous avons traversé beaucoup d'épreuves ensemble au laboratoire, dans ma mémoire ces années resteront indissociables de notre complicité.

À Mathias SEVE, pour m'avoir donné la chance d'effectuer mon premier stage dans le milieu de la recherche et de l'usinage. Cette expérience a été un véritable tournant dans ma vie d'étudiant.

- À mes collègues chez Safran Tech :

Aux membres du pôle Matériaux & Procédés et de la plateforme Safran Additive Manufacturing, qui m'ont accueilli dans les meilleures conditions et fait vivre une dernière année de thèse riche en souvenirs.

- À mes camarades, professeurs et anciens collègues :

J'aimerais remercier chaleureusement mes camarades de collège, de lycée, de classes préparatoires, les gadz'arts et les clunyois. Je suis chanceux d'avoir côtoyé des gens comme vous et c'est toujours avec joie que je vous retrouve encore aujourd'hui.

Mes pensées vont également aux élèves et aux corps enseignants de mon ancien collège et lycée, zones où l'éducation n'est pas toujours des plus faciles. Si grâce mon parcours, j'arrive à pousser ces personnes à continuer de croire en eux, en leur travail et en la mixité sociale, j'en serai ravi.

Je me sens également redevable vis-à-vis des personnes qui m'ont fait vivre mes premières expériences professionnelles. Ces expériences m'ont fait découvrir des métiers parfois difficiles mais m'ont permis comprendre à quel point faire des études est un privilège. Elles ont été maintes fois sources d'inspiration pour ne pas baisser les bras.

Enfin, je souhaite conclure ces remerciements avec mes proches :

À ma tante et mon oncle, Dominique CAZABAT-DORLIN et Jean-Claude DORLIN, pour avoir fait naître le goût des sciences chez moi.

À mes grands-parents, Mireille COURTAUT et Yves POUGES, qui ont notamment traversé avec moi les années « prépa », où tout me paraissait si compliqué et différent. Je garde des souvenirs très précieux de ces deux années ensemble.

À mes grands-parents, Louis COURTAUT, Georgette DORLIN et Jacques DORLIN qui, je l'espère, auraient été fiers. Je vous dédie ce mémoire.

Aux familles BODET et KAGNI, Anne-Marie, Arnaud, Catherine, Clémence, Daniel, Guillaume, Luc, Lucas, Maxence, Océane et Victor, qui m'ont toujours considéré comme un membre de leurs familles.

À Arnaud, Francis et Maxence, mes amis de longue date. Ma plus grande fierté est d'être entouré de personnes comme vous.

À Laëtitia, pour son soutien et le bonheur qu'elle m'apporte quotidiennement.

Ces derniers mots s'adressent à ma sœur et mes parents, André, Éva et Nadine, qui savent à quel point le chemin a été long et les sacrifices durs. Sans votre patience, votre confiance et votre amour, rien de tout cela n'aurait été possible.

À Cluny, le 15/11/2016

Théo

Sommaire

Remerciements	i
Notations et Glossaire	ix
Introduction générale	1
Contexte de l'étude.....	1
Intérêts et objectifs de l'étude	2
Délimitation du domaine d'étude.....	4
Démarche de l'étude et plan du mémoire	5
Chapitre 1 État de l'art : la modélisation des efforts de coupe	7
1.1 Classification des modèles d'efforts de coupe	8
1.2 Modélisation des efforts de coupe à l'échelle mésoscopique	13
1.2.1 Mécanismes de la coupe.....	13
1.2.2 Modélisation de « l'effet cut ».....	15
1.2.3 Modélisation de « l'effet edge ».....	19
1.3 Usure de l'outil dans la modélisation des efforts de coupe	24
1.3.1 Interaction entre l'usure de l'outil et les efforts de coupe	24
1.3.2 Modèles d'usure de l'outil ou de durée de vie en fonction des efforts de coupe.....	27
1.3.3 Modèles d'efforts de coupe tenant compte de l'usure de l'outil.....	29
1.4 Méthodologies employées pour modéliser des efforts de coupe.....	31
1.4.1 Concepts de discrétisation d'arête et du couple arête-matière.....	31
1.4.2 Principes d'identifications directe et inverse	32
1.4.3 Couple outil-matière	34
1.5 Conclusion.....	34
Chapitre 2 Modélisation des efforts de coupe en tournage à iso-usure	37
2.1 Analyse de l'influence du rayon d'acuité d'arête sur les efforts de coupe	39
2.1.1 Étude à l'échelle locale en coupe orthogonale sur tube.....	39
2.1.2 Analyse à l'échelle globale en chariotage	43
2.2 Étude de l'effet du rayon de contact en dépouille sur les efforts de coupe	45
2.2.1 Rayon de contact en dépouille en tournage	46
2.2.2 Analyse à l'échelle locale de l'effet de l'angle de direction d'arête.....	50

2.2.3 Étude à l'échelle locale de l'effet du rayon de contact en dépouille en coupe orthogonale	52
2.2.4 Analyse à l'échelle globale de l'effet du rayon de contact en dépouille en alésage, chariotage et dressage	56
2.2.5 Modélisation des efforts de coupe en tenant compte de l'influence du rayon de contact en dépouille	59
2.3 Modélisation des efforts de coupe avec prise en compte des effets du rayon de contact en dépouille et de la contrainte induite par l'écoulement du copeau	65
2.3.1 Modélisation des efforts de coupe avec trois composantes locales d'effort de coupe....	65
2.3.2 Modélisation phénoménologique de la direction globale d'écoulement du copeau	67
2.3.3 Modélisation des efforts de coupe en tenant compte de l'influence de la contrainte induite par l'écoulement du copeau	68
2.4 Étude expérimentale de la direction globale d'écoulement copeau	74
2.4.1 Dispositif expérimental d'observation in-situ et paramétrage géométrique	74
2.4.2 Plan d'essais et résultats	76
2.4.3 Observations et analyses	78
2.4.4 Formulation et identification du nouveau modèle définissant la direction d'écoulement du copeau.....	82
2.4.5 Modélisation des efforts de coupe incluant l'effet de la contrainte induite par l'écoulement du copeau seul	84
2.5 Conclusion.....	88
Chapitre 3 Modélisation des efforts de coupe en tournage à différents niveaux d'usure de l'outil.....	91
3.1 Analyse de l'effet du rayon de la pièce sur l'usure de l'outil en coupe orthogonale	93
3.1.1 Détails expérimentaux.....	93
3.1.2 Détermination des points d'observation de l'usure de l'outil	95
3.1.3 Effet du rayon de contact en dépouille sur l'usure de l'outil	98
3.1.4 Effet de l'épaisseur coupée sur l'usure en dépouille	102
3.2 Étude de l'effet du rayon de pièce sur l'usure en dépouille d'une plaquette ronde	103
3.2.1 Configurations expérimentales	103
3.2.2 Plan d'essais et résultats	105
3.2.3 Observations et analyses	107
3.3 Développement d'un modèle de l'usure en dépouille.....	109
3.3.1 Développement d'un modèle prédictif	109
3.3.2 Identification des paramètres de la loi et résultats	111
3.3.3 Interpolation et extrapolation du modèle prédictif.....	113

3.4	Modélisation des efforts de coupe à différents niveaux d'usure en dépouille	115
3.4.1	Modélisation des efforts de coupe en coupe orthogonale avec mesure directe de l'usure	115
3.4.2	Modélisation des efforts de coupe en chariotage et en dressage avec estimation du niveau d'usure.....	118
3.5	Conclusions	124
Chapitre 4	Modélisation des efforts de coupe en fraisage	127
4.1	Modélisation retenue et détails sur les développements préparatoires	129
4.1.1	Configurations expérimentales retenues et modélisation des efforts de coupe.....	129
4.1.2	Mise au point d'une chaîne d'acquisition avancée	135
4.1.3	Développement d'un outil de simulation et d'identification inverse des efforts de coupe en fraisage.....	136
4.1.4	Mesure et influence du faux-rond sur les efforts de coupe	139
4.2	Modélisation des efforts de coupe avec une fraise considérée neuve	143
4.2.1	Choix de la stratégie de réduction et des lois de coupe locales.....	145
4.2.2	Modélisation des efforts de coupe : identification pour chaque essai	150
4.2.3	Modélisation des efforts de coupe : identification sur l'ensemble des essais	160
4.3	Développement d'un modèle prédictif de l'usure en dépouille de l'outil.....	162
4.3.1	Approche retenue pour le développement d'un nouveau modèle.....	162
4.3.2	Étude de l'influence de l'épaisseur coupée maximale sur l'usure en dépouille	164
4.3.3	Analyse de l'effet du temps de refroidissement sur l'usure en dépouille	166
4.3.4	Formulation et identification du modèle	169
4.4	Modélisation des efforts de coupe à différents niveaux d'usure.....	171
4.5	Conclusions	174
	Conclusion générale et perspectives.....	177
	Références bibliographiques.....	181
Annexe A	Détails sur les matériaux usinés et les outils coupants.....	I
Annexe B	Détails sur les chaînes d'acquisition en tournage et fraisage.....	V
Annexe C	Modélisation des efforts de coupe en fraisage	IX

Notations et Glossaire

a_e	[mm]	Profondeur de passe radiale en fraisage
Al.	[-]	Abréviation pour « l'élément Aluminium »
α_n	[°]	Angle de dépouille normal, observé dans P_n
a_p	[mm]	Profondeur de passe (axiale en fraisage)
b ou b_{seg}	[mm]	Largeur de coupe / Largeur de coupe du segment
C	[-]	Abréviation pour « l'élément Carbone »
Co	[-]	Abréviation pour « l'élément Cobalt »
COM	[-]	Abréviation pour « Couple Outil-Matière »
D	[-]	Indice de la dent considérée en fraisage
DDL Rés.	[-]	Degré de liberté résiduel dans un système d'équations surdéterminé
$\Delta D_i D_j$	[μ m]	Faux-rond radial entre les dents D_i et D_j
ΔX	[mm]	Longueur de la passe programmée dans la direction X_M (en tournage)
ΔZ	[mm]	Longueur de la passe programmée dans la direction Z_M (en tournage)
Δz	[mm]	Différence d'altitude entre deux points d'une même arête de coupe (en fraisage)
\emptyset_{usi}	[mm]	Diamètre usiné (diamètre de la pièce en tournage / diamètre de l'outil en fraisage)
EC ou EDC	[-]	Abréviation pour « Efforts de coupe »
EDS	[-]	Abréviation anglaise pour « Spectrométrie d'Énergie Dispersée »
$E_{p_{fes}}$	[mm]	Épaisseur du feston
$\eta_{c,j \text{ local}}$	[°]	Écart entre la direction globale d'écoulement du copeau $\xi_{c,global}$ et l'orientation locale du segment considéré $\theta_{seg,j}$
f	[mm/tr]	Avance par tour
f_z	[mm/tr/dent]	Avance par tour à la dent (en fraisage)
$F_{app, feston}$	[Hz]	Fréquence d'apparition des festons
F_c	[N]	Effort de coupe global
F_f	[N]	Effort d'avance global
F_p	[N]	Effort de pénétration global
f_h	[N/mm]	Effort normal à l'arête de coupe local
f_o	[N/mm]	Effort tangent à l'arête de coupe local
f_v	[N/mm]	Effort de coupe local dans la direction de V_c

FDC	[-]	Abréviation pour « Face de coupe de l'outil »
FDD	[-]	Abréviation pour « Face de dépouille de l'outil »
γ_n	[°]	Angle de coupe normal, observé dans P_n
h	[mm]	Épaisseur coupée
h_{max}	[mm]	Valeur maximale de l'épaisseur coupée
$h_{z,D}$	[mm]	Valeur de l'épaisseur coupée pour la dent D à l'altitude z (en fraisage)
κ_r	[°]	Angle de la direction d'arête, observé dans P_r
K_c	[MPa]	Énergie (en fraisage)/ Effort (en tournage) spécifique de coupe
K_T	[μ m]	Profondeur du cratère d'usure en face de coupe
λ_s	[°]	Angle d'inclinaison d'arête, observé dans P_s
L_{crat}	[μ m]	Largeur du cratère d'usure en face de coupe
L_{fes}	[mm]	Largeur du feston
L_{usi}	[mm]	Longueur usinée pendant la coupe par un outil
$L_{usi/tr}$	[mm]	Longueur usinée par un outil pendant un tour de fraise (en fraisage)
MEB	[-]	Abréviation pour « Microscopie Électronique à Balayage »
N	[tr/min]	Vitesse de rotation
Nb_{tours}	[-]	Nombre de tours effectué par l'outil coupant (en fraisage)
ϕ_{seg}	[°]	Angle de cisaillement du feston
P_i	[-]	Plan P_i selon la norme [ISO 93a], $i = \{f; n; o; p; r; s\}$
Ψ	[°]	Position angulaire de la fraise dans le repère machine
Ψ_{liste}	[°]	Positions angulaires pour la réduction des efforts de coupe mesurés (en fraisage)
Ψ_{max}	[°]	Angle en travail maximum en fraisage
Ψ_{min}	[°]	Angle en travail minimum en fraisage
Ψ_p	[°]	Portion angulaire où l'outil travaille en fraisage
r_β	[μ m]	Rayon d'acuité d'arête de l'outil
$R_{c,d}^o$	[mm]	Rayon de contact en dépouille, observé dans P_o
r_ε	[mm]	Rayon de bec de l'outil
R_{usi}	[mm]	Rayon usiné (rayon de la pièce en tournage / rayon de l'outil en fraisage)
τ_p	[-]	Proportion de l'arête en travail pendant un tour (en fraisage)
θ	[°]	Orientation locale du segment d'arête considéré dans le rayon de bec de l'outil
θ_{FFp}	[°]	Angle de la résultante des composantes F_f et F_p , observé dans le plan P_r
θ_{max}	[°]	Angle maximal définissant la section coupée dans le rayon de

		bec de l'outil
θ_{min}	[°]	Angle minimal définissant la section coupée dans le rayon de bec de l'outil
θ_{moy}	[°]	Moyenne des angles maximal et minimal définissant la section coupée dans le rayon de bec de l'outil
TD_i	[-]	Vecteur décrivant la trajectoire de la dent D_i en fraisage
$NorTD_i(\Psi_{z,i})$	[-]	Vecteur normal au vecteur tangent à la trajectoire de la dent D_i au point défini par l'angle $\Psi_{z,i}$
$TanTD_i(\Psi_{z,i})$	[-]	Vecteur tangent à la trajectoire de la dent D_i au point défini par l'angle $\Psi_{z,i}$
Ti	[-]	Abréviation pour « l'élément Titane »
V	[-]	Abréviation pour « l'élément Vanadium »
V_B	[μ m]	Largeur de l'usure en dépouille de l'outil
$V_{B,\theta}$	[μ m]	Largeur de l'usure en dépouille de l'outil observée dans la section orientée par l'angle θ
$V_{B,Max}$	[μ m]	Valeur maximale de la largeur de l'usure en dépouille de l'outil
V_c	[m/min]	Vitesse de coupe
$V_{éclt,cop}$	[m/min]	Vitesse d'écoulement du copeau
V_f	[mm/min]	Vitesse d'avance de l'outil
W	[-]	Abréviation pour « l'élément Tungstène »
$\xi_{c,global}$	[°]	Angle de la direction globale d'écoulement du copeau
$\xi_{c,global,\theta_{max}}$	[°]	Angle de la direction globale d'écoulement du copeau, définit par la tangente au copeau à l'angle θ_{max}
$\xi_{c,global,\theta_{min}}$	[°]	Angle de la direction globale d'écoulement du copeau, définit par la tangente au copeau à l'angle θ_{min}
X_M, Y_M, Z_M	[-]	Axes dans le repère Machine
X_O, Y_O, Z_O	[-]	Axes dans le repère Outil
X_P, Y_P, Z_P	[-]	Axes dans le repère Pièce
z	[-]	Altitude du point considéré sur l'arête de coupe (en fraisage)
Z	[-]	Nombre de dent sur l'outil coupant (en fraisage)
ZCP	[-]	Abréviation pour « Zone de Cisaillement Primaire »
ZCS	[-]	Abréviation pour « Zone de Cisaillement Secondaire »
ZCT	[-]	Abréviation pour « Zone de Cisaillement Tertiaire »

Introduction générale

Contexte de l'étude

L'un des principaux challenges du XXI^e siècle pour les industries est de développer des stratégies pour répondre efficacement à la prise de conscience environnementale souhaitée par les institutions publiques. Dans cette optique, les secteurs de l'industrie aéronautique et aérospatiale visent à réduire considérablement leur consommation de kérosène et leurs émissions de CO₂. Le groupe Safran, partenaire de cette étude et leader français dans les secteurs de l'aéronautique et de l'aérospatial, souhaite répondre à cette volonté grâce à des projets innovants. Un exemple de projet innovant est le « green taxiing », qui vise à déplacer les avions depuis la piste d'atterrissage jusqu'au parking (phase de « taxiing ») à l'aide de moteurs électriques en remplacement des turboréacteurs. Toutefois, le groupe Safran souhaite également répondre à ces nouvelles exigences par le biais d'une remise en question de la conception des pièces aéronautiques au sens large (optimisation de la géométrie, des matériaux, etc.).

En effet, les pièces aéronautiques présentent désormais des géométries de plus en plus complexes à fabriquer, qui sont le fruit d'une conception visant à réduire les masses embarquées. Dans le but de conserver des caractéristiques mécaniques suffisantes, des matériaux tels que les alliages à base de titane ou les superalliages à base de nickel sont utilisés. Ces matériaux possèdent une grande résistance mécanique, une faible densité et une conservation de leurs propriétés mécaniques même à haute température [Combres 10]. Toutefois, ces matériaux sont réputés « difficiles à usiner » notamment en raison de leur faible conductivité thermique qui réduit les transferts thermiques vers la pièce usinée et maintient l'arête de coupe à une température élevée comme détaillé par [Ezugwu et al. 97, Vigneau 99] pour les cas des alliages à base de titane et par [Vigneau 99, Ezugwu et al. 03] pour le cas des alliages à base de nickel. Ces propriétés peuvent conduire à des difficultés significatives lors de l'industrialisation (e.g. usure prématurée des outils, mauvais état de surface, déformations de la pièce, etc.) et affecter le respect des spécifications géométriques et dimensionnelles associées aux pièces finies. À titre indicatif en [FIGURE 0.1](#), plusieurs cas de pièces produites par le groupe Safran viennent illustrer la situation générée par l'association de matériaux « difficilement usinables » et de géométries complexes. Les pièces présentées sont toutes issues d'un brut forgé ayant subi un traitement thermique :

- *les tambours de turboréacteurs* en alliage de titane, réalisés en tournage dans les sociétés SafranAE¹ et SafranAB². Ces pièces présentent de grandes dimensions, de faibles

¹ SafranAE : Safran Aircraft Engines (ex-Snecma)

² SafranAB : Safran Aero Boosters (ex-TechSpace Aéro)

épaisseurs et une variation de rayon usiné importante le long de leurs contours. Cela peut engendrer des problèmes de déformations et de vibrations ;

- *les pièces aubagées de turboréacteurs* en alliage de titane ou de nickel, réalisées en fraisage 5 axes dans les sociétés SafranAB, SafranAE et SafranHE³. Les aubes, et parfois les viroles, présentent de faibles épaisseurs qui peuvent conduire à des problèmes de déformations et vibrations ;
- *les balanciers de train d'atterrissage* en alliage de titane, réalisés en fraisage 5 axes dans la société SafranLS⁴. Ces pièces massives subissent de longues opérations d'usinage (e.g. 19 heures d'usinage effectives en semi-finition et 14 heures en finition pour un train d'atterrissage de Boeing 737-9) générant une usure de l'outil significative.

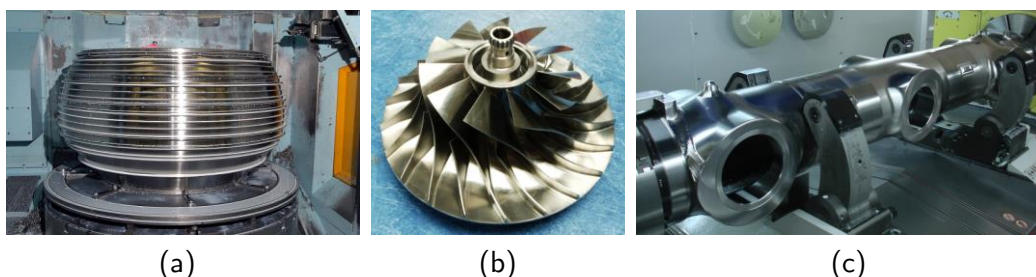


FIGURE 0.1 Pièces cibles de l'étude : (a) tambour de turboréacteur ; (b) pièce aubagée de turboréacteur ; (c) balancier de train d'atterrissage

Au vu des nombreuses opérations d'usinage que ces pièces subissent, réaliser une fabrication conforme aux exigences associées à ces pièces finies représente une forte valeur ajoutée et un enjeu économique important pour l'industriel. De ce fait, l'intérêt de l'industriel est de franchir un cap dans la maîtrise scientifique et technique de l'industrialisation des pièces produites afin d'éviter, autant que possible, les rebuts. C'est pourquoi, dans l'optique d'anticiper les problèmes d'industrialisation, l'industriel souhaite pouvoir simuler ces opérations d'usinage afin d'essayer d'usiner « bon du premier coup ». Cette maîtrise des opérations d'usinage sous-entend principalement :

- d'optimiser l'utilisation des ressources : que ce soit en termes de consommation d'outils coupants ou d'adaptation des gammes de fabrications aux machines de production présentes sur sites ;
- d'optimiser les temps de cycle en production pour augmenter la productivité ;
- de garantir une conformité vis-à-vis des spécifications dimensionnelles et géométriques associées aux pièces finies, afin de limiter le nombre de pièces rebutées.

Intérêts et objectifs de l'étude

Ces travaux de recherche s'inscrivent directement dans la volonté du partenaire industriel de simuler les opérations d'usinage. En effet, les travaux présentés dans ce document portent sur

³ SafranHE : Safran Helicopters Engines (ex-Turboméca)

⁴ SafranLS : Safran Landing Systems (ex-Messier-Bugatti-Dowty)

la modélisation des efforts de coupe. Les efforts de coupe, et plus globalement la puissance de coupe, sont identifiés comme des données représentatives du comportement global des opérations d'usinage par la communauté scientifique. En effet, ces données sont d'ailleurs fréquemment utilisées dans le cadre de la surveillance d'usinage [Ritou 06] pour caractériser de nombreux aspects comme le comportement thermomécanique de la coupe, le comportement vibratoire de l'ensemble usinant, l'endommagement des outils coupants ou des composants de la machine-outil (roulements de broche, guidage des axes, ...) ou encore pour prédire un état de surface à partir des déplacements de l'outil coupant [Lauro et al. 14].

Au vu des besoins remontés par le partenaire industriel, le choix d'orienter ces travaux de recherche vers les efforts de coupe présente ici des intérêts et retombées possibles multiples et variés :

- directement en sortie d'une modélisation des efforts de coupe, il est possible de connaître les efforts appliqués sur l'outil (ou la pièce) et/ou le couple à fournir par le mandrin (ou la broche) au cours d'une opération d'usinage. Du point de vue du bureau des méthodes, il est possible de contribuer au dimensionnement d'un bridage, d'une broche ou d'un mandrin, mais également d'adapter le choix de l'outil coupant, les trajectoires suivies par l'outil et/ou les paramètres opératoires pendant l'usinage ;
- en complément d'une modélisation des efforts de coupe avec l'aide d'une simulation plus élaborée, il est possible de calculer la déformée de la pièce et/ou de l'outil pendant et après l'opération d'usinage. En s'appuyant sur ces résultats, si nécessaire, il est par la suite possible de corriger les trajectoires d'outil. Il est également possible d'anticiper les contraintes résiduelles générées par le passage de l'outil, ou encore de prédire le comportement vibratoire de l'ensemble usinant.

Ainsi, les objectifs de ces travaux de recherche sont triples. Dans un premier temps, l'objectif principal est de proposer une modélisation des efforts de coupe enrichie, par rapport à l'existant, avec l'introduction de nouveaux paramètres. Cette modélisation doit également permettre une prédiction fine et dans un domaine de validité large pour s'appliquer aux opérations allant de l'ébauche à la finition. Dans un second temps, le but est d'étendre ce modèle d'efforts de coupe aux techniques de tournage et de fraisage, grâce à un système de transformations géométriques adaptées, afin de répondre aux besoins remontés par le partenaire industriel. Enfin, le dernier aspect vise à « généraliser », autant que possible, le modèle d'efforts de coupe proposé, avec la prise en compte de phénomènes extérieurs qui peuvent influencer sur les efforts de coupe (e.g. l'usure de l'outil, la géométrie globale et/ou locale de l'outil coupant). L'idée finale est de proposer une modélisation valable tout au long du cycle de vie d'un outil coupant, et extensible vers plusieurs géométries d'outil (parmi une même famille, c'est-à-dire pour une même géométrie locale et un même matériau constituant). Les méthodologies développées doivent également être transposables vers plusieurs nuances d'alliages rencontrés en production.

Délimitation du domaine d'étude

Cette étude se situe dans le cadre des opérations d'usinage utilisant les techniques de tournage et de fraisage appliquée à la nuance d'alliage de titane Ti6Al4V, issue de bruts forgés et traités thermiquement. Ce matériau est représentatif de ceux utilisés en production et donc conforme aux spécifications exigées par les sociétés du groupe Safran. De plus, son homogénéité en dureté a été vérifiée, comme illustré à l'Annexe A. Les autres nuances d'alliage à base de titane ciblées sont le Ti17 et le Ti555-3. Les nuances de titane Ti6Al4V et Ti555-3 sont bien connues de la communauté scientifique [Arrazola et al. 09, Bouchnak 10, Sève 11, Wagner 11, Suel 12, Rancic 12, Ugarte et al. 12]. En revanche les travaux concernant la nuance de titane Ti17 sont plus récents et donc moins nombreux [Ayed et al. 15]. Les travaux conduits sur ces deux dernières nuances (Ti17 et Ti555-3) ne font pas partie des restitutions proposées dans ce mémoire.

Les opérations étudiées dans ces travaux restent simples par rapport aux opérations réalisées industriellement en tournage et en fraisage (i.e. des opérations élémentaires représentatives d'une opération de contournage plus complexe). Les essais sont réalisés avec lubrification externe à l'huile soluble Blasocut 2000 CF concentrée à 8% pour respecter les conditions d'usinage utilisées en production. Toutefois, certains essais, principalement dans le cadre de l'étude des phénomènes d'usure, sont également réalisés sans lubrification/« à sec » afin d'accélérer l'apparition et la propagation de l'usure de l'outil.

Les outils utilisés dans les campagnes expérimentales sont ceux employés par le groupe Safran en production ou choisis en conformité. En tournage, deux outils en carbure de tungstène avec liant cobalt non revêtus sont utilisés. La première plaquette, référencée *ARNO ProfilCut 213202*, utilisée pour les essais à l'échelle élémentaire (e.g. coupe orthogonale, etc.) possède une arête rectiligne représentative de la géométrie de coupe de la seconde plaquette. Le second outil est un jeu de plaquettes rondes produites par Seco Tools et déclinée sous plusieurs rayons de bec, dont la principale référence utilisée dans ces travaux est *LCGR1705-0500-RP*, pour un rayon de bec égal à 2.5 mm. Elles sont utilisées en production pour des opérations de contournage. En fraisage, c'est une fraise cylindrique rayonnée qui est retenue dans cette étude. Les plaquettes sont en carbure de tungstène avec liant cobalt revêtues TiAlN (nuance IC830), fabriquées par ISCAR. Deux corps de fraise, aux diamètres 50 mm et 100 mm, sont également utilisés pour les besoins de l'étude. Ces ensembles {plaquettes ; corps de fraise} sont utilisés pour les opérations d'ébauche et de semi-finition sur des pièces de train d'atterrissage. Les détails supplémentaires concernant les matériaux usinés, les géométries d'outils et leurs références sont fournis dans l'Annexe A.

Les paramètres d'intérêts sont les efforts de coupe et l'usure de l'outil. L'analyse du comportement vibratoire est hors-périmètre dans le cadre de ces travaux. De ce fait, l'ensemble du système usinant {machine-outil ; pièce usinée} dans cette étude est considéré comme étant suffisamment rigide pour ne pas affecter les analyses faites.

Démarche de l'étude et plan du mémoire

En s'appuyant sur les définitions proposées par [Arrazola et al. 13], la démarche globale de l'étude vise à relier des données d'entrées, caractéristiques des opérations cibles de l'étude, à une modélisation des efforts de coupe (considérée comme une variable fondamentale ou sortie de niveau 1). Par la suite, cette même modélisation peut conduire à la détermination de sorties pertinentes du point de vue industriel (sorties de niveau 2), comme illustré à la [FIGURE 0.2](#).

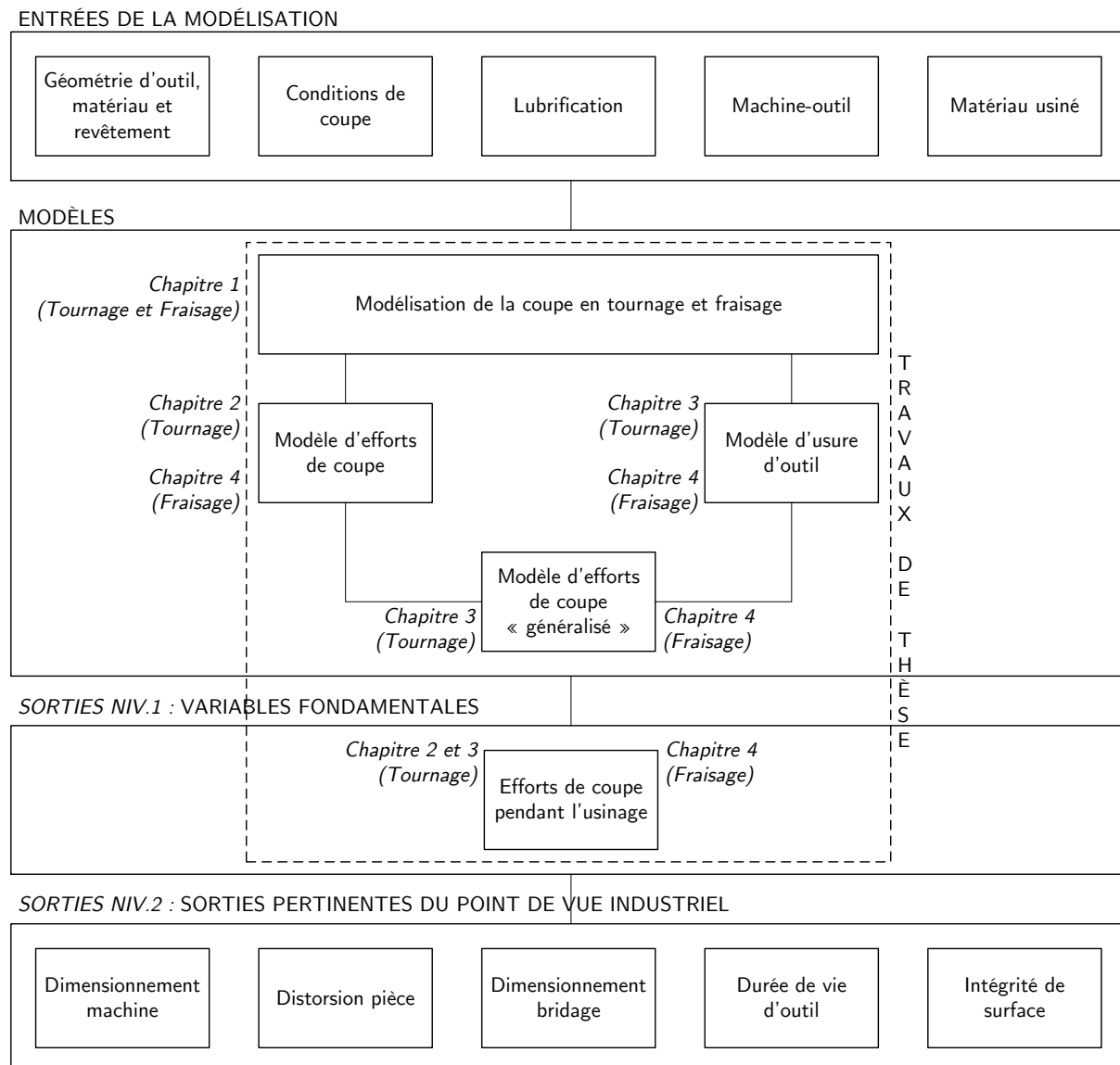


FIGURE 0.2 Synthèse de la démarche de l'étude et positionnement des travaux de thèse, d'après [Arrazola et al. 13]

Ces sorties de niveau 2 font l'objet de plusieurs développements menés par le partenaire industriel, en parallèle de ces travaux de recherche. Au sein de cette démarche, les travaux de thèse se positionnent dans le développement de modèles à partir des données d'entrée définies précédemment. Ils sont articulés autour de deux grands axes : la modélisation des efforts de coupe et la généralisation de ces modélisations à divers paramètres extérieurs (usure de l'outil, géométrie

de coupe, méthodologies transposables vers différentes nuances d'alliage, etc.). Enfin, l'ensemble des développements présents dans ces travaux sont effectués selon une approche phénoménologique, détaillée par la suite, en raison de sa capacité à pouvoir être transposée facilement vers l'industrie (faible quantité d'essais pour être calibrée, « simplicité » de la physique formulée, etc.) et la qualité des résultats proposés.

Chaque « sous-étude » au sein de ces travaux se décline selon une même démarche scientifique. Premièrement, des analyses à l'échelle locale sont conduites afin de déterminer l'effet des paramètres étudiés. Dans un second temps, ces analyses sont étendues à l'échelle globale pour vérifier la congruence des résultats observés avec ceux obtenus à l'échelle locale. L'échelle locale correspond à une étude simplifiée, souvent avec une arête rectiligne, représentative d'une portion de la géométrie de l'outil coupant engagé, plus complexe. Enfin troisièmement, s'appuyant sur ces observations, un modèle est proposé, tenant compte des paramètres influents, puis confronté à une campagne expérimentale en conditions proches des conditions réelles de production pour être étalonné. Les résultats fournis par le modèle sont ensuite comparés avec les résultats obtenus lors des expérimentations afin de juger de la qualité de la prédiction proposée.

La restitution des travaux de cette étude, au sein de ce mémoire, est divisée en quatre chapitres distincts :

- Le Chapitre 1 est consacré à dresser un état de l'art concernant les contributions de la communauté scientifique vis-à-vis de deux sujets : la modélisation des efforts de coupe et l'intégration de l'usure de l'outil dans ces modélisations. Par ailleurs, les principales méthodologies employées tout au long de ces travaux sont également présentées ;
- Le Chapitre 2 présente les travaux effectués dans le cadre de la modélisation des efforts de coupe à iso-niveaux d'usure en tournage ;
- Le Chapitre 3 quant à lui, se focalise sur la modélisation des efforts de coupe pour différents niveaux d'usure en tournage ;
- Le Chapitre 4 se concentre sur la modélisation des efforts de coupe en fraisage, à iso-niveaux d'usure et avec différents niveaux d'usure.

Enfin, une conclusion générale et des perspectives sont formulées à la suite de ces quatre chapitres. Des éléments complémentaires sont également fournis parmi les annexes présentées à la fin de ce document.

1 État de l'art : la modélisation des efforts de coupe

Sommaire

1.1 Classification des modèles d'efforts de coupe	8
1.2 Modélisation des efforts de coupe à l'échelle mésoscopique	13
1.2.1 Mécanismes de la coupe.....	13
1.2.2 Modélisation de « l'effet cut ».....	15
1.2.3 Modélisation de « l'effet edge ».....	19
1.3 Usure de l'outil dans la modélisation des efforts de coupe	24
1.3.1 Interaction entre l'usure de l'outil et les efforts de coupe	24
1.3.2 Modèles d'usure de l'outil ou de durée de vie en fonction des efforts de coupe.....	27
1.3.3 Modèles d'efforts de coupe tenant compte de l'usure de l'outil.....	29
1.4 Méthodologies employées pour modéliser des efforts de coupe.....	31
1.4.1 Concepts de discrétisation d'arête et du couple arête-matière.....	31
1.4.2 Principes d'identifications directe et inverse	32
1.4.3 Couple outil-matière	34
1.5 Conclusion.....	34

Les enjeux de ce premier chapitre s'articulent autour de la modélisation des efforts de coupe. Depuis plusieurs décennies, les travaux consacrés à ce domaine de recherche par la communauté scientifique sont nombreux. Ainsi, il serait trop ambitieux de vouloir réaliser une synthèse exhaustive de toutes les contributions proposées sur le sujet.

Le paragraphe 1.1 propose une classification des différents types de modélisation des efforts de coupe proposés à ce jour et positionne l'angle d'attaque, ainsi que le vocabulaire, retenus dans cette étude. Le paragraphe 1.2 se penche sur le cas particulier de la modélisation des efforts de coupe à l'échelle mésoscopique. Les principes autour desquels ce type de modélisation s'articule sont également présentés, ainsi que les verrous observés. Le paragraphe 1.3 s'intéresse à l'intégration de l'usure de l'outil dans les modélisations d'efforts de coupe existantes à ce jour. Le paragraphe 1.4 quant à lui, présente les méthodologies employées dans ces travaux de thèse pour modéliser des efforts de coupe. Enfin, le paragraphe 1.5 propose une conclusion concernant les

recherches bibliographiques effectuées dans l'optique de justifier les axes de recherche développés au cours de ces travaux.

1.1 Classification des modèles d'efforts de coupe

La modélisation de la coupe propose pléthore de contributions depuis le début du XX^e siècle jusqu'à aujourd'hui [van Luttervelt et al. 98, Arrazola et al. 13]. Derrière ces nombreuses contributions se cache un vocabulaire riche couvrant plusieurs notions mais sans être réellement normalisé. L'objectif de ce paragraphe est de clarifier l'ensemble des termes utilisés dans ce document en s'appuyant sur les classifications des différentes modélisations de la coupe proposées à ce jour. Puis dans un second temps, à partir de ces observations, une ligne directrice sera retenue en vue de réaliser la modélisation des efforts de coupe dans ces travaux de recherche.

Beaucoup d'échanges scientifiques autour de la modélisation de la coupe possèdent des appellations diverses et variées : les auteurs parlent de « modélisation mécaniste » [Reddy et al. 00], de « modélisation analytique » [Junz Wang et al. 02, Germain et al. 13], de « modélisation thermomécanique » [Molinari et al. 05], ... Ces différentes dénominations regroupent en vérité plusieurs types d'informations qui participent à la définition d'une modélisation de la coupe, et en particulier d'une modélisation des efforts de coupe.

En effet, une modélisation des efforts de coupe ne peut se définir au moyen d'un seul critère, mais plutôt à partir d'un ensemble de critères. La proposition formulée par Chérif [Cherif 03] oriente la classification des modélisations d'efforts de coupe selon l'échelle de modélisation choisie. Bien que les frontières entre les différents types de modélisations de la coupe puissent être fines et mobiles, Chérif [Cherif 03] propose l'idée que l'approche de modélisation, le domaine temporel de modélisation et la nature des sorties découlent de l'échelle de modélisation. Cette idée est également soutenue et enrichie par Bissey [Bissey 05], qui dissocia les domaines temporels de modélisation de l'approche retenue. Enfin, Campocasso [Campocasso 13] complètera ces éléments en disjoignant l'approche de modélisation retenue des méthodes de résolution.

En définitive, une modélisation des efforts de coupe peut être définie selon cinq critères regroupant :

- l'échelle de modélisation ;
- l'approche ou la méthode de formulation des efforts de coupe ;
- le domaine temporel de modélisation ;
- la méthode de résolution ou de détermination des efforts de coupe ;
- la nature des sorties de la modélisation.

Toutefois, bien que les frontières soient parfois floues, chaque critère ne peut être associé indépendamment aux autres : il existe des implications. Premièrement, ce sont les sorties souhaitées de la modélisation qui vont piloter le choix de l'échelle et le domaine temporel de

modélisation. Deuxièmement, ces deux aspects vont chacun conduire à une approche de modélisation, respectivement mécanique et temporelle. Enfin, troisièmement, ces deux approches dicteront les entrées nécessaires au modèle, ainsi que les méthodes de résolution à employer. Ces liens d'implications sont synthétisés au sein de la [FIGURE 1.1](#) et les associations les plus courantes sont présentées, dans le cas de la modélisation des efforts de coupe, à la [FIGURE 1.2](#).

Dans le cas de la modélisation des efforts de coupe, il existe trois échelles de modélisation classiquement utilisées : l'échelle macroscopique, l'échelle mésoscopique et l'échelle microscopique. *L'échelle macroscopique* présente le point de vue le plus global puisqu'elle se situe à l'échelle de la machine-outil. L'objectif d'une modélisation à cette échelle est de proposer directement une modélisation des efforts de coupe globaux moyens (i.e. la résultante de l'effort de coupe, projetée dans le repère de la machine-outil). Cette modélisation prend souvent forme à l'aide de paramètres d'entrée très facilement identifiables tels que les paramètres opératoires, ou des grandeurs macroscopiques (e.g. une surface de réponse [Moreau 10]). *L'échelle microscopique* est à l'inverse de l'échelle macroscopique, puisqu'elle propose un point de vue très local qui se situe à l'échelle d'un grain du matériau usiné ou de l'outil coupant. Ce type de modélisation est donc dépendant des caractéristiques thermo-métallo-mécaniques du matériau usiné et du matériau usinant. Cette échelle est couramment utilisée lorsque l'intérêt est d'évaluer des phénomènes locaux étroitement liés à l'évolution d'un champ thermomécanique tels que les changements de phase, le mouvement des dislocations ou encore le comportement mécanique en surface généré par le passage de l'outil au sein d'un matériau usiné (e.g. les déformations plastiques [Outeiro et al. 15]). Enfin, *l'échelle mésoscopique* se situe à l'intermédiaire entre les échelles macroscopique et microscopique, c'est-à-dire au niveau de l'arête de l'outil coupant. Les données d'entrée dans ce type de modélisation peuvent être de plusieurs natures. En règle générale, ce sont soit des paramètres locaux descriptifs de la géométrie et/ou de la cinématique de l'opération d'usinage, soit une loi de comportement identifiée pour le matériau usiné et/ou usinant. Les sorties courantes d'une modélisation à l'échelle mésoscopique peuvent être des efforts de coupe locaux (i.e. la résultante d'effort appliquée sur une portion de l'arête de coupe, projetée dans le repère associé à l'arête de coupe [Armarego et al. 70]), mais aussi des champs de contraintes-déformations, ou des champs de températures appliqués sur l'arête de coupe – ou une portion de celle-ci [Germain 11, Wagner 11].

Couplés aux échelles de modélisation, il existe trois types de domaine temporel pour la modélisation des efforts de coupe, comme détaillé par [Bissey 05] : le domaine statique, le domaine quasi-statique et le domaine dynamique. Ces trois domaines positionnent la modélisation des efforts de coupe par rapport à la dimension du temps. Le domaine statique propose une modélisation des efforts de coupe complètement découplée du temps. Cet aspect s'avère pertinent dans le cas de la modélisation d'une opération simple en tournage où la section coupée et les conditions de contact entre l'outil et la pièce usinée sont constantes au cours du temps [Reddy et al. 00, Germain 11]. Le domaine quasi-statique, quant à lui, tient compte de la « section réelle du copeau » tout en s'affranchissant du comportement vibratoire du système

usinant. Les calculs d'efforts sont donc effectués sur des intervalles de temps correspondant à des positions identifiées comme différentes entre-elles vis-à-vis de l'interaction entre l'outil coupant et la pièce usinée qu'elles proposent. Ce type de modélisation est adapté dans le cadre des opérations de tournage avec une trajectoire complexe ou des opérations de fraisage [Bissey 05, Kaymakci et al. 12, Campocasso 13]. Enfin, le domaine dynamique permet la prise en compte du comportement dynamique du système usinant [Kilic et al. 16]. Les efforts de coupe sont donc déterminés en s'appuyant sur un modèle dynamique de la pièce usinée et/ou de l'outil et à partir d'un modèle d'effort de coupe régénératif en fonction des vibrations du système usinant. Ce type de modélisation reste réservé à des cas d'usinage où la pièce et/ou l'outil sont souples, mais aussi à des cas nécessitant un degré de précision justifiant une caractérisation fine du système usinant (usinage à grande vitesse avec une grande cadence de production, usinage de pièces de faibles épaisseurs, ...).

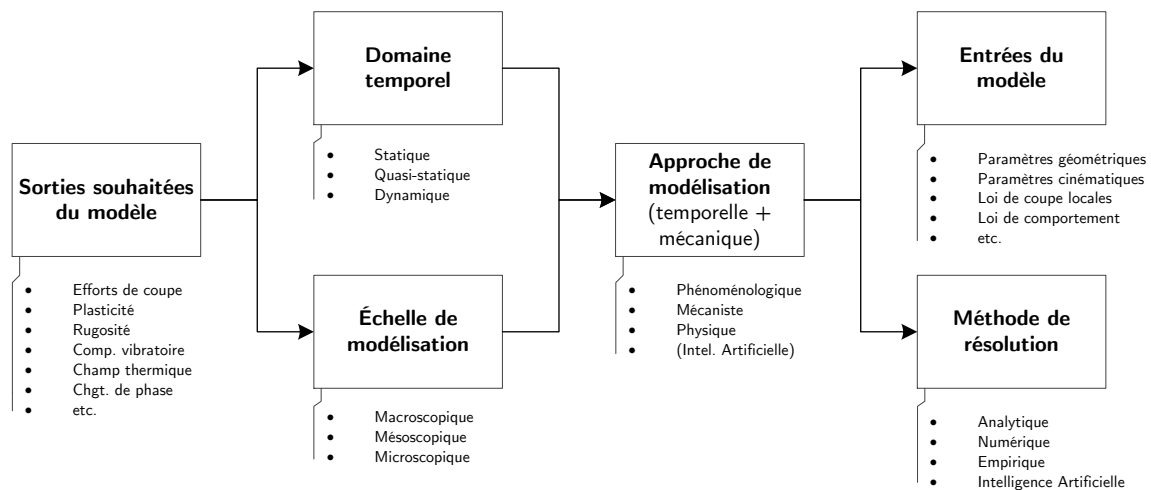


FIGURE 1.1 Synthèse des liens d'implication lors de la définition d'une modélisation de la coupe

Induites par les choix de l'échelle de modélisation et du domaine temporel, plusieurs approches de modélisation ou méthodes de formulation des efforts de coupe existent : l'approche phénoménologique, l'approche mécaniste et l'approche physique. Les différents types d'approche de modélisation sont partagés en fonction du degré de finesse physique associé à la formulation des efforts de coupe. En effet, *l'approche phénoménologique* repose principalement sur l'observation de résultats expérimentaux dans le cadre d'essais proches ou correspondant aux conditions réelles d'usinage. Parmi cette approche, deux sous-groupes légèrement distincts peuvent être inclus. Premièrement, les approches qui reposent sur l'apprentissage par l'expérience, parfois dénuées d'interprétation physique [Reddy et al. 01, Parakkal et al. 02, Günay et al. 04, Lalwani et al. 08]. Les formulations proposées sont régulièrement le fruit d'une analyse de données au sein d'un plan d'essai riche et étendu qui conduit à identifier les paramètres influents. Certes, le coût des expérimentations est important, mais les résultats obtenus par cette approche proposent souvent des erreurs de modélisation faibles dans les cas d'usinage les plus simples (efforts moyens pour les opérations en ébauche et semi-finition). Deuxièmement, *l'approche phénoménologique* regroupe également les approches qui s'articulent sur l'étude de l'évolution des

phénomènes pour établir un modèle descriptif des efforts de coupe représentatif de ces évolutions [Huang et al. 03, Ng et al. 06, Paris et al. 07]. Ces observations sont régulièrement développées autour d'essais de coupe élémentaire instrumentés (coupe orthogonale, coupe oblique, ...), représentatifs des conditions réelles d'usinage, afin d'apporter un minimum de justification physique aux formulations proposées. Ce type d'approche propose un bon compromis entre la qualité des résultats proposés et l'étendue de son domaine d'application (des modélisations sont valables pour plusieurs techniques et pour des opérations allant de l'ébauche à la finition). *L'approche mécaniste* quant à elle, s'articule davantage autour de la compréhension des mécanismes de la coupe au sens du causalisme [Merchant 45a, Smithey et al. 00, Molinari et al. 05, Waldorf 06, Kaymakci et al. 12]. Contrairement à l'approche précédente, les efforts de coupe ne sont pas modélisés à partir de paramètres géométriques ou cinématiques souvent pauvres dans leur interprétation physique, mais comme une conséquence d'une description fine de la mécanique des phénomènes physiques qui régissent la coupe (i.e. cisaillement de la matière, refoulement de la matière, etc.). Ce type d'approche possède l'avantage d'être cohérente vis-à-vis de la physique mise en jeu dans la coupe d'un matériau, toutefois la finesse de ce type de modélisation rend difficile l'obtention de résultats satisfaisants dans un domaine de validité large. Enfin, *l'approche physique* s'appuie sur les principes de la mécanique des milieux continus, qui se distingue de l'approche mécaniste où l'on peut observer des discontinuités (e.g. discontinuité entre la vitesse de coupe et la vitesse d'écoulement du copeau suite au cisaillement primaire de la matière). Cette approche s'appuie sur l'utilisation de lois de comportement parfois enrichies (critère d'endommagement, dynamique de recristallisation, plasticité, corrosion [Fontaine et al. 07, Muhammad et al. 13, Outeiro et al. 13]) et propose un éventail très large de sorties possibles, notamment la modélisation des efforts de coupe à partir d'un champ de contraintes. D'un point de vue physique, c'est l'approche proposant le degré de finesse le plus élevé, toutefois les temps de calcul associés à la résolution des systèmes d'équations empêchent, à l'heure actuelle, le développement de cette approche au-delà des cas d'usinage basiques (rabotage, trajectoires simples, etc.).

Enfin, associées aux approches de modélisation détaillées précédemment, plusieurs méthodes de résolution existent, leurs désignations sont suffisamment explicites pour ne pas nécessiter une description plus approfondie dans ces travaux.

En s'appuyant sur ces recherches bibliographiques et au regard des besoins définis par le partenaire industriel, le type de modélisation des efforts de coupe retenu dans cette étude s'effectue à l'échelle mésoscopique, selon une approche phénoménologique et mécaniste, au moyen d'une résolution analytique. La modélisation des efforts de coupe sera développée au sein d'un domaine temporel statique en tournage et quasi-statique en fraisage (i.e. dans les deux cas, le choix se justifie par le fait que le comportement dynamique du système usinant n'est pas considéré. De plus, en tournage les essais sont réalisés sur des temps très courts et avec des trajectoires très simples). Ces choix sont principalement justifiés par leur capacité à pouvoir être transposés « facilement » vers un contexte industriel, notamment grâce à un degré de finesse

physique relativement simple et un nombre d'essais réduit pour être étalonné. Par ailleurs, le choix de ne retenir que l'approche phénoménologique se justifie par l'étude de plusieurs paramètres nouveaux au cours de ces travaux. En effet, dans un premier temps, il est nécessaire d'identifier correctement leurs influences sur les efforts de coupe puis de modéliser celles-ci de façon simple. Dans un second temps, dans la poursuite de ces travaux, il est bien entendu pertinent d'envisager un couplage de deux approches afin de développer une modélisation des efforts de coupe qui puisse jongler entre une interprétation physique cohérente, grâce à l'approche mécaniste, pour la modélisation de phénomènes bien connus et une bonne qualité de prédiction dans un domaine de validité étendu, grâce à l'approche phénoménologique, pour modéliser des phénomènes plus nouveaux.

Dès lors, les recherches bibliographiques proposées dans la suite de ce document vont se focaliser sur la modélisation des efforts de coupe selon le type de modélisation retenu dans cette étude.

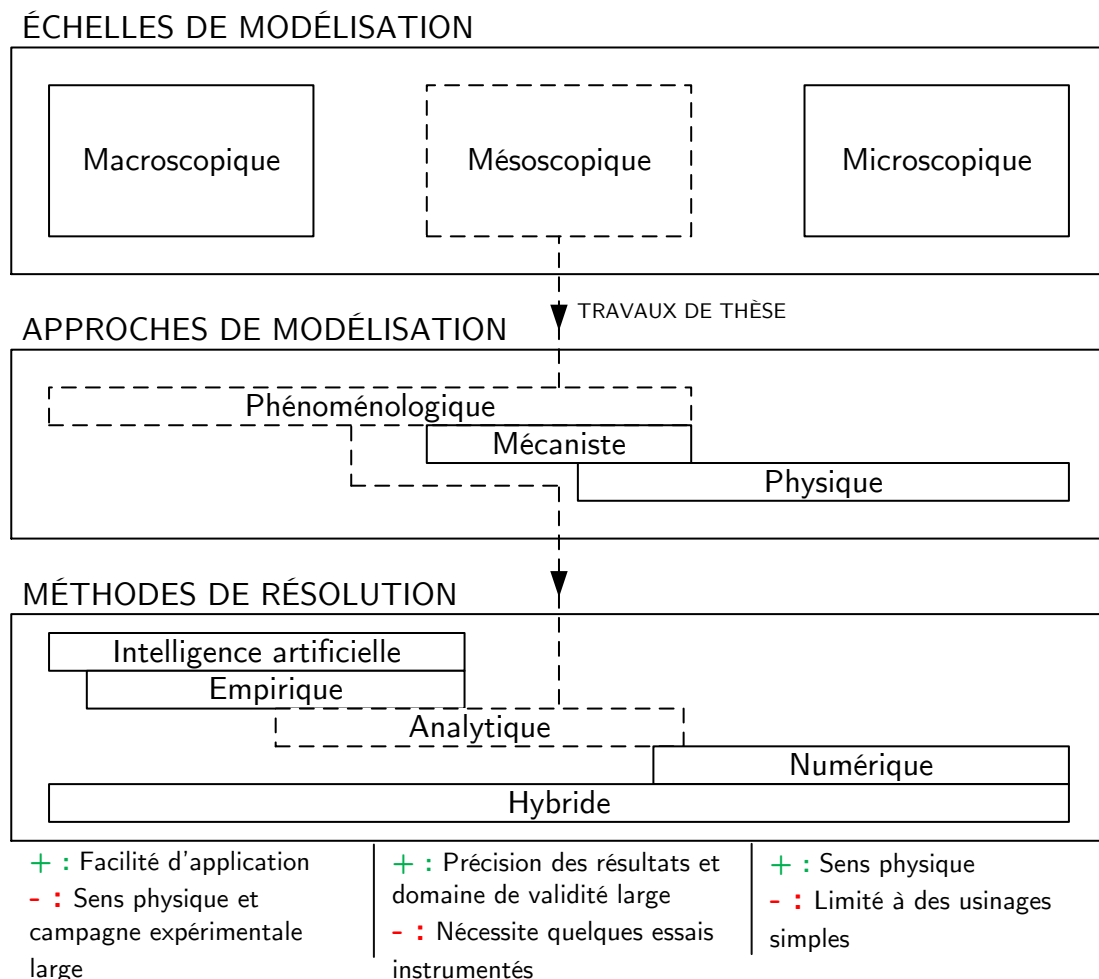


FIGURE 1.2 Types de modélisations d'efforts de coupe classiquement utilisées par la communauté scientifique et positionnement de l'étude, d'après [Cherif 03, Campocasso 13]

1.2 Modélisation des efforts de coupe à l'échelle mésoscopique

1.2.1 Mécanismes de la coupe

La coupe d'un matériau métallique est un sujet étudié de nombreuses fois par la communauté scientifique ces dernières décennies. Le principe majeur, mis en lumière par Merchant [Merchant 45a, Merchant 45b], dans le cas d'un copeau continu, consiste en la formation d'un copeau suite au cisaillement du matériau induit par le mouvement de l'outil coupant. Ces observations sont confirmées par [Astakhov 98] dans les cas de matériaux ductiles et fragiles, puis étendues dans le cas de l'usinage de l'alliage de titane Ti6Al4V par [Sun et al. 09, Sutter et al. 13]. Ce cisaillement de la matière s'effectue de la pointe de l'outil coupant jusqu'à la surface libre du matériau usiné, selon une orientation définie par un angle de cisaillement noté ϕ et déterminée par un bilan des actions mécaniques. Cette zone, appelée zone de cisaillement primaire ou ZCP, possède une épaisseur plus ou moins grande selon la vision de la réalité retenue. Deux zones complémentaires au cisaillement primaire de la matière sont également identifiées : la zone de cisaillement secondaire ou ZCS et la zone de cisaillement tertiaire ou ZCT. La zone de cisaillement secondaire est représentative des interactions entre le copeau et la face de coupe de l'outil coupant. Tandis que la zone de cisaillement tertiaire est représentative des interactions entre la surface usinée et la face de dépouille de l'outil coupant. L'ensemble des zones de cisaillement sont représentées à la [FIGURE 1.3](#) vues dans le plan P_n , plan normal à l'arête de coupe selon la définition proposée par la norme [ISO 93a].

Du point de vue de la génération des efforts de coupe, Albrecht [Albrecht 60] identifie que, dans la majeure partie des cas, les zones de cisaillement primaire et secondaire de la matière sont prépondérantes dans leurs contributions aux efforts de coupe. C'est la raison pour laquelle, une grande partie des développements scientifiques dans la modélisation des efforts de coupe s'est limitée à cet aspect. Ces deux contributions réunies sont désignées sous le terme d'*effet cut* ou d'*effet lié à la coupe/la formation du copeau* [Armarego et al. 70, Kaymakci et al. 12]. Plusieurs façons de modéliser cet effet à l'échelle mésoscopique sont détaillées au paragraphe 1.2.2.

Toutefois, Albrecht souligne également que les modélisations d'efforts de coupe, qui ne tiennent compte que des contributions liées aux cisaillements primaire et secondaire de la matière, ne sont plus valides dans le cas des opérations de finition. Huang et Liang [Huang et al. 03] réalisent la même observation lors du tournage d'un acier dur en comparant, pour les mêmes conditions opératoires, les efforts de coupe mesurés au cours d'opérations de finition et les efforts de coupe modélisés en ne tenant compte que des forces générées par la formation du copeau ([FIGURE 1.4](#)). En moyenne sur les trois composantes d'effort de coupe, mesurées dans le repère machine, des erreurs de modélisation supérieures à 50 % pour chaque composante sont observées. Ces erreurs sont d'autant plus importantes pour de faibles niveaux d'efforts de coupe (i.e. les petites valeurs d'avance par tour). Selon [Ng et al. 06, Wyen et al. 10], cette différence observée

entre les efforts de coupe modélisés et les efforts de coupe mesurés est liée à la non-linéarité des efforts de coupe avec l'épaisseur coupée, ou *effet d'échelle*.

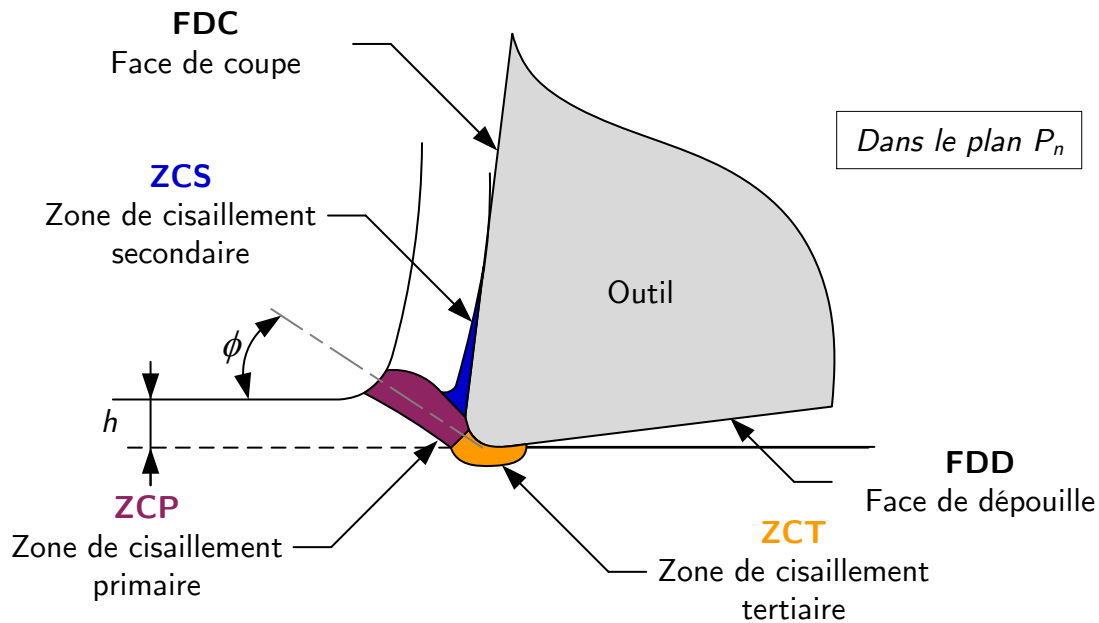


FIGURE 1.3 Zones caractéristiques de la coupe d'un matériau métallique

Pour expliquer cet effet d'échelle, Zorev [Zorev 66] suggère que dans le cas d'un usinage sans arête rapportée, l'outil coupant n'est pas uniquement en contact avec le matériau usiné sur la face de coupe, mais également sur sa face de dépouille. Dans cette optique, Albrecht propose la notion de « forces parasites » qui sont représentatives du contact entre la face de dépouille de l'outil coupant et la surface usinée, induit par le retour élastique de la matière usinée après le passage de l'outil. Cette contribution aux efforts de coupe est également désignée comme le « *ploughing effect* » (i.e. l'effet lié au contact de l'arête avec la surface générée) ou plus communément nommé *l'effet edge* [Kaymakci et al. 12]. Ces efforts sont généralement connus comme étant petits en comparaison avec les efforts appliqués sur la face de coupe ; toutefois ils peuvent parfois dépasser les efforts liés à *l'effet cut*, particulièrement lors des opérations de finition. Plusieurs modélisations de cet effet sont détaillées au paragraphe 1.2.3.

En définitive, dans le but de prédire des efforts de coupe pour un domaine de validité large (i.e. allant de l'ébauche à la finition), il est nécessaire de prendre en compte les effets *cut*, liés à la coupe, et *edge*, liés au contact entre l'arête de coupe et la surface générée, dans la modélisation comme indiqué à l'EQ. 1.1. Plusieurs propositions de modélisations à l'échelle mésoscopique de ces deux effets sont proposées aux paragraphes 1.2.2 et 1.2.3.

$$F_i = F_{i,cut} + F_{i,edge} \text{ avec } i \in \{v, h, o\} \quad (1.1)$$

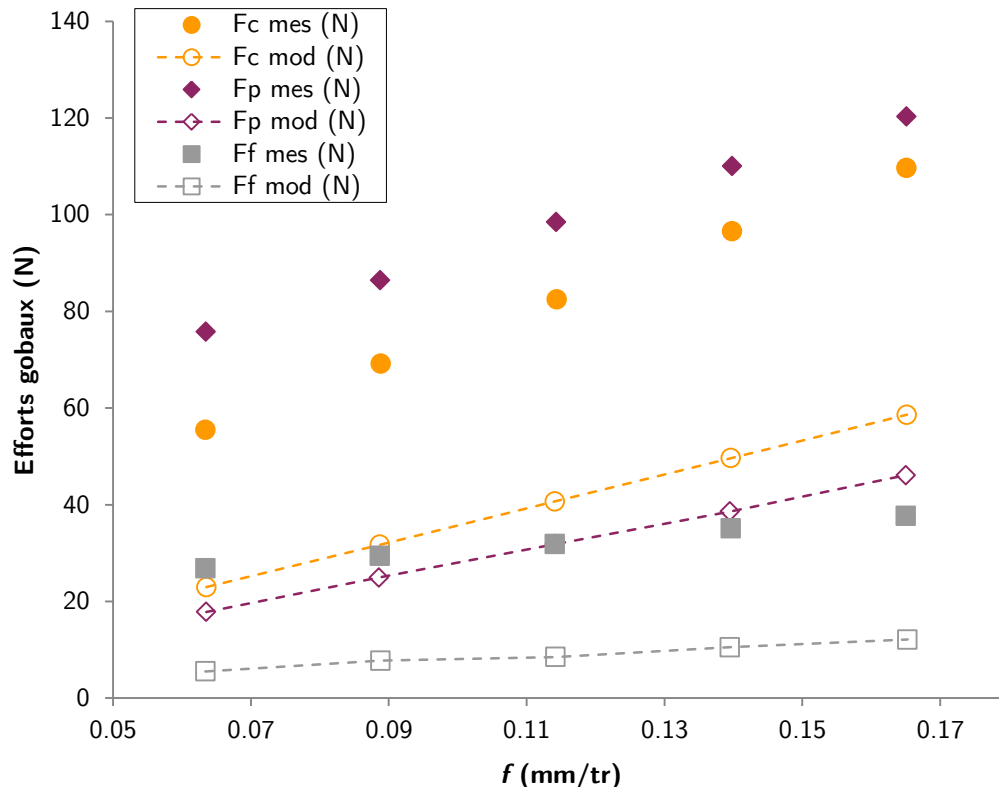


FIGURE 1.4 Comparaison entre des efforts mesurés et des efforts simulés, avec prise en compte de l'effet cut uniquement, en tournage ($V_c = 138$ m/min ; $a_p = 0.127$ mm), d'après [Huang et al. 03]

1.2.2 Modélisation de « l'effet cut »

Comme présenté au paragraphe 1.2.1, l'*effet cut* est représentatif des contributions aux efforts de coupe des zones de cisaillement primaire et secondaire. De plus, cette contribution est primordiale dans la majeure partie des cas d'usinage. Sa modélisation, en vue de prédire des efforts de coupe, est incontournable.

Les premières modélisations de l'*effet cut* en tournage se sont notamment appuyées sur les propositions de Kienzle [Kienzle 52] qui exprime la composante principale de l'effort de coupe comme le produit d'une section coupée (approximée comme étant le produit de la profondeur de passe a_p et de l'avance par tour f) et d'un coefficient d'énergie spécifique de coupe, comme détaillé à l'EQ.1.2.

$$F_c = K_c \times f \times a_p \quad (1.2)$$

Toutefois ce type de modélisation, bien que proposant une bonne approximation des efforts de coupe moyens, s'avère être une approximation parfois trop grossière pour prédire des

K_c : coefficient d'énergie spécifique de coupe

efforts de coupe de manière fine. Dès lors, le besoin d'une description plus fine de la section coupée est apparu. Pour ce faire, la notion d'épaisseur coupée, notée h à la FIGURE 1.3, est également introduite par Kienzle [Kienzle 52] d'après une analyse géométrique afin d'affiner la description d'une section coupée. Pour justifier cette formulation, Brown [Brown et al. 64] étudie l'influence de l'épaisseur coupée sur les efforts de coupe lors d'essais de tournage en coupe oblique. Il observe une augmentation significative des efforts de coupe lorsque le niveau d'épaisseur coupée augmente. Cette notion découverte et son influence démontrée, à partir de ces observations Brown [Brown et al. 64] confirme les propositions de Kienzle [Kienzle 52], en modélisant les trois composantes d'efforts de coupe générées par l'*effet cut* selon un produit d'une section coupée, désormais définie comme une relation linéaire avec l'épaisseur coupée et une largeur de coupe, et d'un coefficient d'énergie spécifique de coupe. Cette modélisation est également étendue et appliquée au cas du fraisage par Armarego [Armarego et al. 70], où l'épaisseur coupée évolue en fonction de la position angulaire de la dent lorsqu'elle est en prise (contrairement aux opérations élémentaires en tournage, sans changement de trajectoire, où l'épaisseur coupée est constante une fois l'outil engagé). Bien que possédant un sens physique limité, la modélisation de l'*effet cut* comme fonction linéaire de l'épaisseur coupée (EQ. 1.3) et d'un coefficient d'énergie spécifique de coupe est aujourd'hui considérée comme la méthodologie de référence pour modéliser des efforts de coupe à l'échelle mésoscopique selon une approche phénoménologique.

$$F_{i,cut} = K_{c,i} \times h \times b \text{ avec } i \in \{v, h, o\} \quad (1.3)$$

Dans l'optique d'apporter davantage d'interprétation physique à la modélisation de l'*effet cut* selon une approche phénoménologique, la communauté scientifique se penche également sur la modélisation des efforts de coupe selon une approche mécaniste. L'objectif de cette approche est notamment de proposer une formulation plus explicite du coefficient d'énergie spécifique de coupe utilisé dans l'approche phénoménologique. Plusieurs développements dans cette ligne sont le fruit de travaux initiés au *Manufacturing Automation Laboratory at the University of British Columbia* [Altintas 00, Kaymakci 09, Kaymakci et al. 12]. L'approche mécaniste s'appuie principalement sur les observations proposées par Merchant [Merchant 45a, Merchant 45b] lors du bilan des actions mécaniques appliquées sur le copeau dans le cadre d'une opération de coupe élémentaire, présenté à la FIGURE 1.5 sous forme de diagramme des efforts de coupe. L'effort généré par le cisaillement de la matière dans la ZCP noté F_s , peut être déterminé géométriquement à partir de la résultante de l'effort de coupe noté F , l'angle de cisaillement ϕ_c , l'angle de coupe α_r et l'angle de friction β_a , comme détaillé à l'EQ. 1.4.

$$F_s = F \times \cos(\phi_c + \beta_a - \alpha_r) \quad (1.4)$$

$$F = \sqrt{F_t^2 + F_f^2} \quad (1.5)$$

α_r : angle de coupe ; β_a : angle de friction ; ϕ_c : angle de cisaillement ; F_s : effort généré dans la ZCP

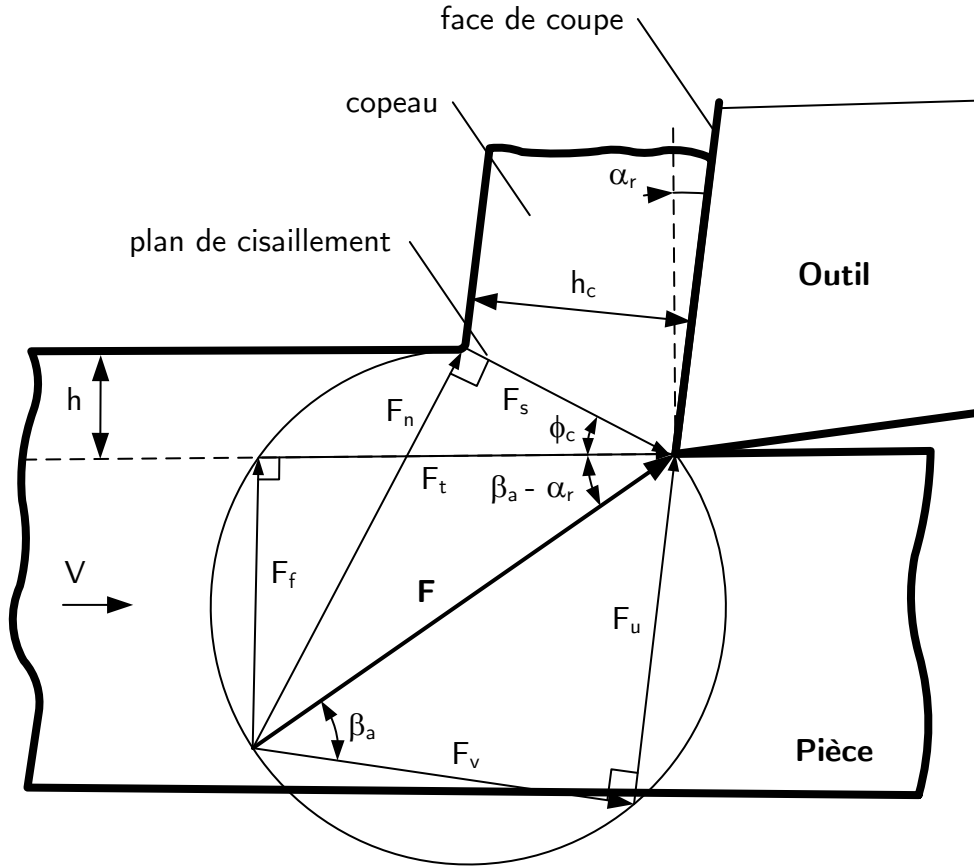


FIGURE 1.5 Diagramme des efforts de coupe dans le cas d'un essai de coupe élémentaire avec un copeau continu, d'après [Merchant 45a, Altintas 00]

Pour modéliser l'*effet cut*, dans un premier temps, Altintas [Altintas 00] exprime l'effort de cisaillement généré dans la zone de cisaillement primaire F_s comme une fonction de la contrainte de cisaillement τ_s , de l'angle de cisaillement ϕ_c (EQ. 1.6). Dans un second temps, la résultante de l'effort de coupe F , est exprimée en fonction de l'effort de cisaillement généré dans la zone de cisaillement primaire. Enfin, dans un dernier temps, à l'aide de projections géométriques, les composantes d'effort de coupe F_f et F_t sont exprimées à partir de la résultante d'effort de coupe F (EQ. 1.7). Dès lors, par substitution il est alors possible d'exprimer les composantes d'effort de coupe F_f et F_t en fonction de la contrainte de cisaillement τ_s (EQ. 1.8).

$$F = \frac{F_s}{\cos(\phi_c + \beta_a - \alpha_r)} = \frac{\tau_s b h}{\sin(\phi_c) \cos(\phi_c + \beta_a - \alpha_r)} \quad (1.6)$$

$$\begin{cases} F_t = F \cos(\beta_a - \alpha_r) \\ F_f = F \sin(\beta_a - \alpha_r) \end{cases} \quad (1.7)$$

τ_s : contrainte de cisaillement ; F : effort de coupe résultant

F_t : effort tangentiel (équivalent à f_v dans cette étude) ; F_f : effort normal (équivalent à f_h dans cette étude)

η : angle d'écoulement du copeau

$$\begin{cases} F_t = bh \left[\tau_s \frac{\cos(\beta_a - \alpha_r)}{\sin\phi_c \cos(\phi_c + \beta_a - \alpha_r)} \right] \\ F_f = bh \left[\tau_s \frac{\sin(\beta_a - \alpha_r)}{\sin\phi_c \cos(\phi_c + \beta_a - \alpha_r)} \right] \end{cases} \quad (1.8)$$

Ces formulations ont été également généralisées par Kaymakci [Kaymakci et al. 12] dans le cas de géométries d'outils plus complexes, en prenant en compte l'inclinaison d'arête λ_s , la projection de l'angle de friction β_a dans le plan P_n noté β_n , l'angle d'écoulement du copeau η . Ces équations sont détaillées dans les EQS. 1.9 et 1.10.

$$\beta_n = \tan^{-1}(\tan\beta_a \times \cos\eta) \quad (1.9)$$

$$\begin{cases} F_{u,cut} = bh \left[\tau_s \frac{\sqrt{1 - \tan^2\eta \sin^2\beta_n}}{\cos\lambda_s \sin\phi_n \sqrt{\cos^2(\phi_n + \beta_n - \gamma_n) + \tan^2\eta \sin^2\beta_n}} \sin\beta_n \right] \\ F_{v,cut} = bh \left[\tau_s \frac{\sqrt{1 - \tan^2\eta \sin^2\beta_n}}{\cos\lambda_s \sin\phi_n \sqrt{\cos^2(\phi_n + \beta_n - \gamma_n) + \tan^2\eta \sin^2\beta_n}} \cos\beta_n \right] \end{cases} \quad (1.10)$$

En définitive, la modélisation de l'*effet cut* comme le produit d'une épaisseur coupée, d'une largeur de coupe et de la contrainte de cisaillement induite par le cisaillement primaire de la matière projetée dans le repère d'expression des efforts de coupe est la méthodologie de référence pour modéliser les efforts de coupe générés par l'*effet cut* selon une approche mécaniste. Cette approche propose l'avantage d'utiliser le terme de contrainte de cisaillement de la matière, qui possède un sens physique davantage explicite que le coefficient d'énergie spécifique de coupe.

En dehors de ces modélisations, considérées comme des « références » dans cette étude, de nombreuses propositions sont formulées par la communauté scientifique. À l'échelle mésoscopique, selon des approches phénoménologique et mécaniste, des modélisations du cisaillement primaire, par exemple sur le principe des lignes de glissement [Oxley 98], et du contact entre le copeau et la face de coupe sont très répandues. Elles sont détaillées ou citées dans de nombreux travaux de thèse [Waldorf 96, Fontaine 04, Bissey 05, Kaymakci 09, Germain 11, Wagner 11]. Il existe également des analyses et modélisations plus précises de la contribution de la zone de cisaillement secondaire aux efforts de coupe, selon le principe du second gradient [Laheurte 04, Cahuc et al. 07]. Afin de ne pas faire doublon avec le travail présenté dans ces documents, le choix est fait de ne pas détailler de nouveau, dans l'état de l'art dans cette étude, ces contributions, ni celles concernant le contact entre la pièce usinée et la face de dépouille abordées dans le paragraphe suivant.

β_n : angle de friction β_a projeté dans P_n

1.2.3 Modélisation de « l'effet edge »

Comme le souligne Albrecht [Albrecht 60], dans certains cas d'usinage, principalement lors des opérations de finition, les efforts de coupe générés par l'*effet edge* ne sont plus négligeables par rapport aux efforts de coupe générés par l'*effet cut*. De ce fait, modéliser l'*effet edge* pour affiner la prédiction des efforts de coupe devient une nécessité.

Pour ce faire, la communauté scientifique s'intéresse à la détermination de ces forces induites par le contact de la face de dépouille de l'outil coupant et la surface usinée. Selon une approche phénoménologique à l'aide d'essais en coupe orthogonale, Albrecht [Albrecht 60] observe que l'évolution des efforts de coupe en fonction de l'épaisseur coupée peut être décrite en deux temps : une partie linéaire au-delà d'un certain ratio r_β/h , une partie courbée en deçà de cette même valeur. En s'appuyant sur ces observations, il propose d'évaluer ces forces générées par le contact entre l'outil coupant et la pièce usinée comme étant les efforts de coupe extrapolés à une épaisseur coupée nulle ou une profondeur de passe nulle. En d'autres termes, cela revient à définir l'*effet edge* comme un terme, indépendant de l'épaisseur coupée et la profondeur de passe, équivalent à la valeur de l'ordonnée à l'origine lorsque les efforts de coupe sont tracés en fonction de l'évolution de l'épaisseur coupée ou de la profondeur de passe. Cette approche est reprise et complétée par Zorev [Zorev 66] dans le cas de la coupe oblique avec différents niveaux d'usure, démontrant ainsi une corrélation entre l'augmentation des efforts de coupe liés uniquement à l'*effet edge* et l'accroissement de la largeur de l'usure en dépouille. Toutefois, plusieurs remarques à l'encontre de cette méthode sont formulées. En effet, beaucoup s'interrogent sur le sens physique d'une telle méthode, en d'autres termes, existe-t-il toujours des forces si l'épaisseur coupée ou la profondeur de passe est nulle et donc qu'il n'y a pas de coupe ?

Pour tenter de répondre à cela, Zorev [Zorev 66] réalise un essai de coupe élémentaire à profondeur de passe décroissante tout en utilisant une jauge de contrainte à forte sensibilité. Il remarque que l'effort, appliqué sur l'outil coupant et mesuré, n'est pas nul lorsque l'outil est désengagé de la matière (i.e. quand l'outil ne coupe plus). Néanmoins, les forces mesurées dans ces conditions présentent un écart de 10 à 30% avec les forces obtenues selon la méthode d'extrapolation à épaisseur coupée ou à profondeur de passe nulle. D'après des observations menées lors d'essais de tournage, Guo [Guo et al. 04] nuance également l'utilisation de cette méthode en limitant son application aux cas d'usinage ne présentant pas de forces cycliques trop importantes (i.e. la partie transitoire d'un effort en régime permanent). Par ailleurs, des avis bien plus tranchés s'opposent à l'utilisation de la méthode d'extrapolation à épaisseur coupée nulle pour déterminer l'intensité des efforts de coupe générés par le contact entre la face de dépouille de l'outil coupant et la surface usinée. C'est notamment la position prise par Stevenson et Stephenson [Stevenson et al. 95, Stevenson 98]. Dans le cas de l'usinage du Zinc, Stevenson et Stephenson [Stevenson et al. 95] comparent l'évolution de la contrainte de cisaillement en fonction de la vitesse de déformation en cisaillement selon deux méthodes expérimentales : des essais de compression et des essais d'usinage en coupe orthogonale sur tube. À partir des essais d'usinage, la contrainte de cisaillement en fonction de la vitesse de déformation en cisaillement est

déterminée selon deux formulations : une première respectant à la lettre le modèle défini par Merchant [Merchant 45b, Merchant 45a], une seconde appuyée sur le modèle dit de « Merchant corrigé » où les efforts, pris en compte comme données d'entrée dans le modèle défini par Merchant, correspondent aux efforts mesurés auxquels les efforts extrapolés à épaisseur coupée nulle sont soustraits. Bien que les essais de compression et d'usinage proposent des vitesses de déformations différentes, les tendances dégagées lors des essais de compression semblent davantage en adéquation avec les résultats proposés par les essais d'usinage interprétés selon le modèle de Merchant. Les essais d'usinage interprétés selon le modèle de « Merchant corrigé », quant à eux, proposent un écart significatif par rapport aux deux observations précédentes.

Ces observations sont également confirmées par Stevenson [Stevenson 98], à nouveau dans le cadre de l'usinage du Zinc, en pointant du doigt l'incapacité de la méthode d'extrapolation à épaisseur coupée nulle de proposer une évaluation des efforts, induits par l'*effet edge*, valable pour plusieurs géométries d'arête. Cette affirmation est fondée sur la comparaison des efforts de coupe relevés lors d'essais de coupe orthogonale sur tube en tournage. Les efforts issus de l'*effet edge* sont déterminés selon la méthode d'extrapolation à épaisseur coupée nulle et comparés avec les efforts relevés expérimentalement au cours d'un essai, après que le mouvement d'avance ait été interrompu mais que la rotation de la pièce contre l'outil soit poursuivie. D'après les observations, les efforts déterminés selon la méthode d'extrapolation à épaisseur coupée nulle surévaluent les efforts mesurés dans le second cas, comme indiqué à la [FIGURE 1.6](#). De plus, l'évolution de la contrainte de cisaillement en fonction de la vitesse de déformation en cisaillement, interprétée à partir de cette seconde méthode, est comparée aux résultats obtenus d'après les essais de compression réalisés par Stevenson et Stephenson [Stevenson et al. 95]. Les résultats proposés dans les deux cas semblent en adéquation et confortent Stevenson [Stevenson 98] dans son choix d'écarter la méthode d'extrapolation à épaisseur coupée nulle.

Pour s'affranchir des problèmes soulevés lors d'une extrapolation des efforts à épaisseur coupée nulle, Zorev [Zorev 66] propose quatre autres méthodologies pour déterminer les efforts de coupe générés entre l'outil coupant et la surface usinée.

La méthode dite de *la sélection de l'angle de coupe*, qui repose sur un choix judicieux de l'angle de coupe afin d'annuler la contribution de l'*effet cut* sur l'une des composantes globales de l'effort de coupe et d'en déterminer par la suite la contribution de l'*effet edge*. La méthode dite de *la comparaison des efforts de coupe à différents niveaux de largeur d'usure en dépouille*, qui s'appuie sur l'hypothèse que pour des paramètres opératoires figés, si l'usure en dépouille évolue, les variations d'efforts de coupe observées en conséquence sont uniquement le résultat d'une modification des efforts liés à l'*effet edge*. Dès lors, en comparant les efforts mesurés à deux niveaux d'usure différents (bien que Zorev conseille de réaliser ces mesures pour plus de deux niveaux), pour de mêmes paramètres opératoires, il est possible de déterminer les forces induites par l'*effet edge*. Les deux dernières méthodes, non-détaillées dans ce paragraphe, s'articulent sur

des mesures d'efforts avec un outil en coupe oblique et sur l'utilisation d'un outil divisé (i.e. un outil constitué de deux outils, représentatifs de la face de coupe et de dépouille, qui permettent par des mouvements relatifs entre les essais de dissocier les contributions des effets *cut* et *edge*).

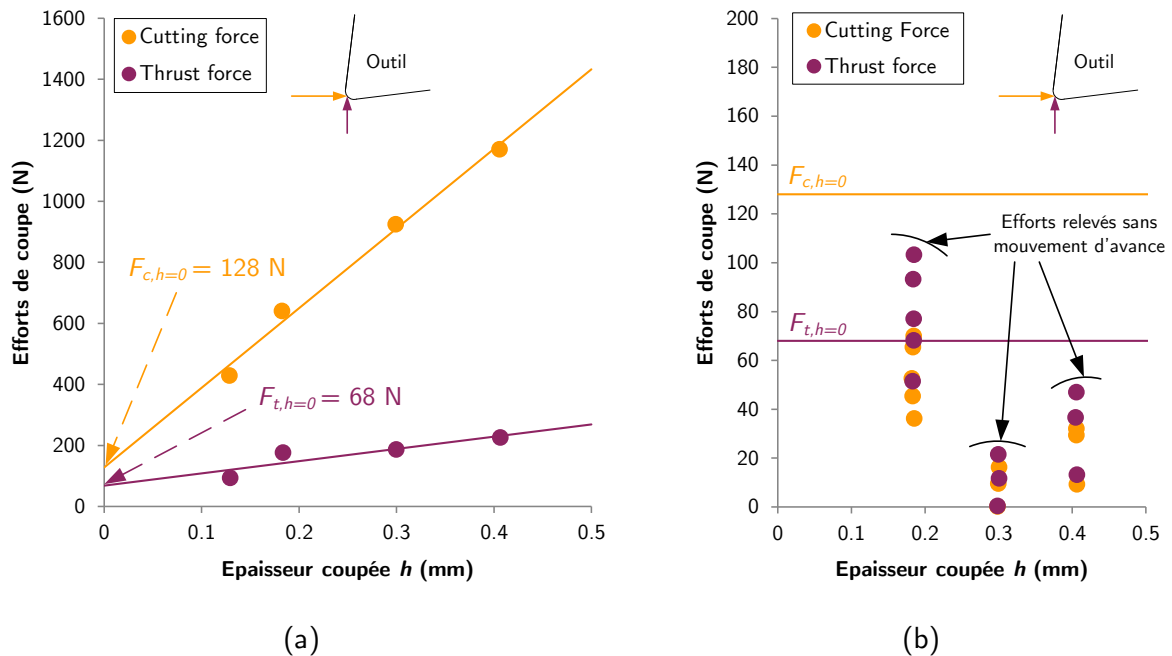


FIGURE 1.6 Comparaison des efforts en tournage liés à l'effet edge selon (a) méthode extrapolée à épaisseur coupée nulle ; (b) selon méthode mesure des efforts sans mouvement d'avance, d'après [Stevenson 98]

Pour statuer sur la pertinence de ces nouvelles méthodologies, Popov et Dugin [Popov et al. 13] se penchent notamment sur la comparaison entre la valeur des efforts induits par l'*effet edge* selon la méthode d'extrapolation à épaisseur coupée nulle et selon la méthode de comparaison des efforts de coupe à différentes largeurs d'usure en dépouille. Ils observent que la méthode visant à extrapoler les efforts à épaisseur coupée nulle a tendance à surévaluer les efforts induits par l'*effet edge* en comparaison avec ceux proposés par la méthode de comparaison des efforts à différentes largeurs d'usure en dépouille. Dans la même veine, Popov et Dugin [Popov et al. 14] confirment ces observations en comparant ces deux méthodes dans le cas du rabotage d'un alliage d'aluminium. De plus, ils développent une nouvelle méthode de détermination de ces forces en s'inspirant de la méthode de comparaison des efforts de coupe pour plusieurs niveaux d'usure, mais cette fois articulée autour de la longueur réelle de contact entre la face de dépouille de l'outil et la surface usinée. Cette nouvelle méthode, comme le soulignent Popov et Dugin [Popov et al. 14], propose une meilleure approximation de ces efforts induits par l'*effet edge*. En effet, l'effet de l'épaisseur coupée, non considéré dans le cas de la méthode d'extrapolation à épaisseur coupée nulle, est identifié et pris en compte dans cette nouvelle méthode. Cet argument incite Popov et Dugin [Popov et al. 14] à rejeter l'utilisation de la méthode d'extrapolation à épaisseur nulle.

Enfin, les travaux de Zorev [Zorev 66] soulignent la complexité de la compréhension des phénomènes liés aux efforts induits par l'*effet edge* en étudiant l'influence de nombreux

paramètres sur ces mêmes efforts (profondeur de passe, largeur de l'usure en dépouille, vitesse de coupe, coefficient de friction sur la face de dépouille, propriétés mécaniques de la matière usinée, etc.).

En complément de ces premiers travaux selon une approche phénoménologique, plusieurs contributeurs s'intéressent à la modélisation de l'*effet edge* selon une approche mécaniste. Germain [Germain 11] propose une synthèse assez large des différentes modélisations de ce type sur le sujet, l'objet de ce paragraphe n'est donc pas de répéter cet état des lieux mais de définir brièvement le principe général des modélisations en citant quelques contributions synthétiques. La plupart de ces modélisations s'appuient donc sur la définition d'un point de stagnation de la matière [Waldorf et al. 99, Waldorf 06] : point régissant la répartition entre la matière qui formera le copeau et la matière refoulée sous l'outil. Dès lors, en fonction de la position de ce point, différents niveaux de contraintes sont appliqués sur l'outil principalement en fonction du comportement mécanique du matériau usiné et des conditions de contact retenues à l'interface avec l'outil coupant [Woon et al. 08].

Ainsi, lors de la modélisation des efforts de coupe, l'*effet edge* peut prendre plusieurs formes, principalement selon une approche phénoménologique, étant donnée la complexité du phénomène à modéliser. L'une des manières les plus utilisées consiste en la modification de l'*effet cut* non plus comme une fonction linéaire de l'épaisseur coupée mais comme une fonction polynomiale [Kienzle 52, Denkena et al. 10], exponentielle [Hoon Ko et al. 05], fractionnaire [Paris et al. 07, Brissaud et al. 09] ou parfois bilinéaire [Campocasso 13], afin de représenter plus fidèlement la non-linéarité des efforts de coupe pour les faibles épaisseurs coupées (i.e. une représentation de l'*effet edge* sans le modéliser à proprement parler, souvent désigné sous le terme d'*effet d'échelle*). L'autre manière couramment utilisée consiste à associer un terme représentatif de l'*effet edge* au terme définissant l'*effet cut* comme détaillé à l'EQ. 1.1. Dans cette démarche, Armarego [Armarego et al. 70, Armarego et al. 85, Armarego 00] s'appuie sur les conclusions formulées par Albrecht [Albrecht 60] en définissant l'*effet edge* comme étant un terme constant équivalent à l'effort de coupe à épaisseur coupée nulle (EQ. 1.11). Liang et Huang [Huang et al. 03], ainsi que Kaymakci [Kaymakci et al. 12] proposèrent quant à eux, deux formulations polynomiales, l'une fonction de l'épaisseur coupée (EQ. 1.12) et l'autre fonction de la vitesse de coupe et de l'angle de coupe (EQ. 1.13), inspirées des observations formulées par Zorev [Zorev 66] concernant l'effet de ces paramètres.

$$F_{i,edge} = k_{e,i} \times b \text{ avec } i \in \{v, h, o\} \quad (1.11)$$

$$K_{i,edge} = a_0 - a_1 h_{max} - a_2 h_{max}^{a_3} \quad (1.12)$$

$$K_{i,edge} = a_0 + a_1 V_c + a_2 V_c^2 + a_3 \gamma_n \quad (1.13)$$

Toutefois, ces formulations, ainsi que les études présentées dans les recherches bibliographiques peuvent être discutées. En effet, l'*effet edge* est presque exclusivement étudié et modélisé vis-à-vis de ses interactions avec la géométrie de l'outil coupant (l'angle de coupe [Zorev 66, Kaymakci et al. 12], le rayon d'acuité d'arête [Stevenson 98] ou les paramètres opératoires en usinage [Huang et al. 03, Kaymakci et al. 12]). De plus, la majeure partie des essais (compression, indentation, usinage, etc.) pour déterminer la valeur de ces efforts induits par l'*effet edge* sont réalisés en rabotage ou en tournage à diamètre usiné quasi-constant. Cependant, Zorev [Zorev 66] ouvre la porte vers une étude plus fine des conditions de contact à l'interface entre la face de dépouille de l'outil coupant et la surface générée en soulignant l'influence du rayon de courbure de la zone usée en dépouille sur les efforts induits par l'*effet edge*. Germain [Germain 11] et Campocasso [Campocasso 13] soulignent également un effet du rayon de pièce usiné sur les efforts de coupe dans le cadre de la coupe orthogonale sur disque et du chariotage du cuivre pur Cu-c2. En conséquence, premièrement, Germain propose un coefficient de correction à affecter aux efforts de coupe modélisés pour tenir compte de l'effet observé du rayon usiné sur les efforts de coupe (EQ. 1.14). Deuxièmement, il introduit la notion de rayon de contact en dépouille afin de caractériser plus finement les conditions de contact à l'interface entre la face de dépouille et la surface usinée. De manière analogue, des observations sont également effectuées dans le cas du fraisage d'un acier durci par Bouzakis [Bouzakis et al. 13]. Il met en évidence la propagation plus rapide de l'usure lors de l'usinage d'un profil concave entre l'outil coupant et la pièce usinée, par comparaison avec un profil de nature convexe, laissant entendre un comportement différent entre ces deux configurations d'usinage.

$$C_{Dia,i} = \frac{\cos\left(\gamma_n - \arctan\left(\frac{h}{2\pi R_{usi}}\right)\right)(1 - \exp(-a_i R_{usi}^2))}{\cos\gamma_n} \text{ avec } i \in \{c,t\} \quad (1.14)$$

Au vu de ces observations, il semble que la modélisation de l'*effet edge* gagnerait à être enrichie à l'aide d'un terme tenant compte de l'influence des conditions de contact à l'interface face de dépouille de l'outil coupant et surface usinée de manière plus précise.

C_{Dia} : coefficient correcteur à appliquer aux efforts de coupe pour tenir compte de l'effet du rayon de pièce

1.3 Usure de l'outil dans la modélisation des efforts de coupe

En complément de la modélisation des efforts au sein d'un domaine statique ou quasi-statique comme définie au paragraphe 1.1 et développée partiellement au paragraphe 1.2, des phénomènes extérieurs peuvent modifier l'intensité des efforts de coupe au cours du temps. C'est notamment le cas des phénomènes vibratoires, qui se situent en dehors du périmètre de cette étude, mais également de l'usure de l'outil. De plus, malgré plusieurs méthodes pour améliorer leurs usinabilités [Germain 06], il est bien connu de la communauté scientifique que l'usinage des alliages de titane peut générer une usure de l'outil importante [Jawaid et al. 99, Jawaid et al. 00, A. Ghani et al. 13]. À ce titre, pour proposer une modélisation des efforts de coupe valable tout au long du cycle de vie d'un outil coupant dans le cadre de l'usinage des alliages à base de titane, il est nécessaire de prendre en considération les interactions entre l'usure de l'outil et les efforts de coupe.

1.3.1 Interaction entre l'usure de l'outil et les efforts de coupe

Comme le précise Cartier et Kapsa [Cartier et al. 01], du point de vue du mécanicien, l'usure correspond à tout évènement conduisant à une perte de fonction des composants ou des systèmes. Dès lors, l'usure peut notamment générer des évolutions dimensionnelles et/ou géométriques des pièces, et également des phénomènes de dégradation des surfaces (e.g. rayures, sillons, cavités, excroissances, etc.) dont l'influence peut-être dommageable à plusieurs égards (i.e. altération des propriétés mécaniques, détérioration de l'aspect, etc.). Ainsi, le suivi de l'usure de l'outil au cours des opérations d'usinage rencontre un nombre important de contributions puisque la maîtrise de l'usure de l'outil revêt un enjeu primordial dans l'industrialisation des pièces en conformité avec les attentes associées aux pièces finies. Dans un premier temps, l'usure de l'outil est mesurée de manière directe grâce à un examen précis de l'outil coupant selon les recommandations faites par les normes [ISO 93b, ISO 89b, ISO 89a]. Toutefois ces observations, bien que permettant une mesure directe de l'usure de l'outil, proposent l'inconvénient de nécessairement interrompre les opérations d'usinage pour être effectuées. C'est la raison pour laquelle la communauté scientifique s'intéresse à la caractérisation du niveau d'usure d'un outil coupant au moyen de mesures indirectes. Pour ce faire, les méthodes les plus courantes pour estimer l'usure de l'outil sont la mesure de la puissance de coupe et/ou des efforts de coupe [Choudhury et al. 00, Chinchankar et al. 14] et les méthodes de détection du bris d'outil par analyse vibratoire/acoustique du système usinant [Prasad et al. 14]. En effet, Oraby [Oraby et al. 91] met en évidence l'existence d'une corrélation entre les efforts de coupe et l'usure de l'outil. Ravindra [Ravindra et al. 93] précise ces observations en soulignant la corrélation entre l'usure de l'outil en dépouille et les composantes radiales et axiales de l'effort de coupe global lors du tournage d'une fonte à l'outil en carbure de tungstène revêtu. La composante de l'effort tangentielle, quant à elle, semble moins sensible, comme illustré à la [FIGURE 1.7](#). Enfin, Ezugwu

[Ezugwu et al. 01] complète les avancées proposées par Ravindra [Ravindra et al. 93] en suggérant que l'évolution au cours du temps de la norme des composantes axiales F_f et radiales F_r , divisées par la norme de l'effort de coupe global (EQ. 1.15), dans le cadre d'une opération de chariotage, est davantage représentative de la propagation de l'usure de l'outil que l'évolution des composantes étudiées indépendamment.

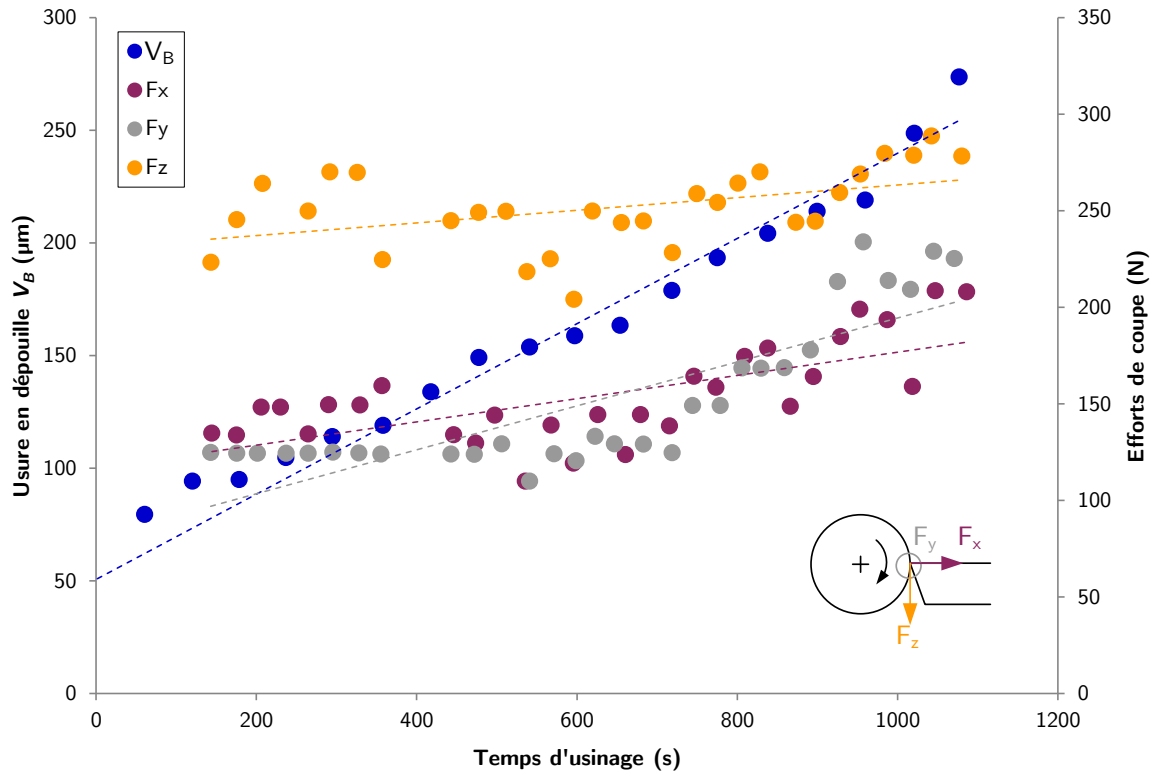


FIGURE 1.7 Évolution des efforts de coupe globaux et de l'usure de l'outil en dépouille au cours du temps, d'après [Ravindra et al. 93] ($V_c = 300$ m/min ; $f = 0.1$ mm/tr ; $a_p = 1$ mm)

$$V_B \propto \frac{\sqrt{F_f^2 + F_r^2}}{\sqrt{F_f^2 + F_r^2 + F_t^2}} \quad (1.15)$$

En s'appuyant sur la corrélation entre l'évolution des efforts de coupe et l'usure de l'outil au cours du temps observée, Jawaid [Jawaid et al. 99] (FIGURE 1.8) se penche sur la nature de cette interaction dans le cadre du tournage de l'alliage de titane Ti-6242 à l'outil en carbure de tungstène non revêtu (un alliage de type phase alpha utilisé en aéronautique, notamment pour la fabrication de rouets étant donné sa bonne tenue mécanique et sa mise en œuvre relativement facile). Il met en lumière l'influence de l'intensité des efforts de coupe sur la propagation de l'usure en dépouille, en comparant le temps nécessaire pour atteindre un des critères limites de l'usure en dépouille d'un outil coupant pour différentes conditions de coupe conduisant à des niveaux efforts de coupe différents (i.e. une avance par tour plus grande conduit à une section

coupée plus importante et donc à des niveaux d'efforts de coupe accrus, ce qui d'après les observations faites, favorise la propagation de l'usure en dépouille de l'outil coupant).

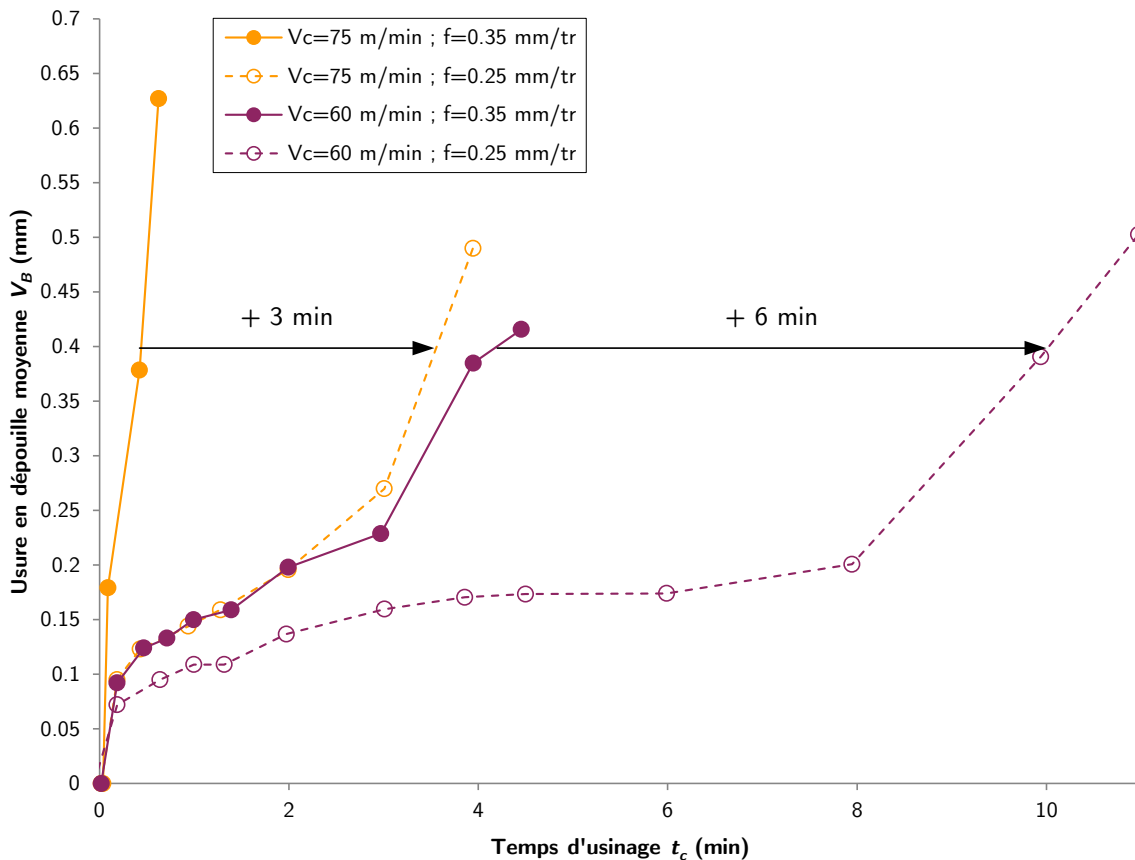


FIGURE 1.8 Évolution de l'usure en dépouille en fonction du temps d'usinage en tournage pour plusieurs sections coupées traduisant des niveaux d'efforts de coupe différents, d'après [Jawaid et al. 99]

Toutefois, l'interaction entre l'évolution des efforts de coupe et l'évolution de l'usure de l'outil coupant semble relever d'un couplage fort. En effet, à contrario de l'approche développée par Jawaid, Smithey [Smithey et al. 00] étudie l'influence du niveau d'usure en dépouille sur les efforts de coupe dans le cas du tournage d'une fonte, comme indiqué à la FIGURE 1.9. Il compare les efforts de coupe globaux, mesurés dans les trois directions du repère machine, pour des conditions de coupe identiques mais avec un outil proposant différents niveaux d'usure en dépouille. Ces mêmes observations sont effectuées par Sun [S. Sun et al. 13] dans le cas de l'usinage de l'alliage de titane Ti6Al4V. En définitive, sans pouvoir déterminer qui pilote cette interaction, entre les efforts de coupe ou l'usure de l'outil, ces travaux mettent en lumière l'existence d'une réelle interaction forte entre l'usure de l'outil coupant et les efforts de coupe.

À partir de ces observations, plusieurs membres de la communauté scientifique se penchent sur le développement de modèles prédictifs. Le paragraphe 1.3.2 s'intéresse aux modèles d'usure de l'outil formulés de telle sorte que les efforts de coupe servent de données d'entrée. Inversement, le paragraphe 1.3.3 se concentre sur les modèles d'efforts de coupe tenant compte de l'influence de l'usure de l'outil.

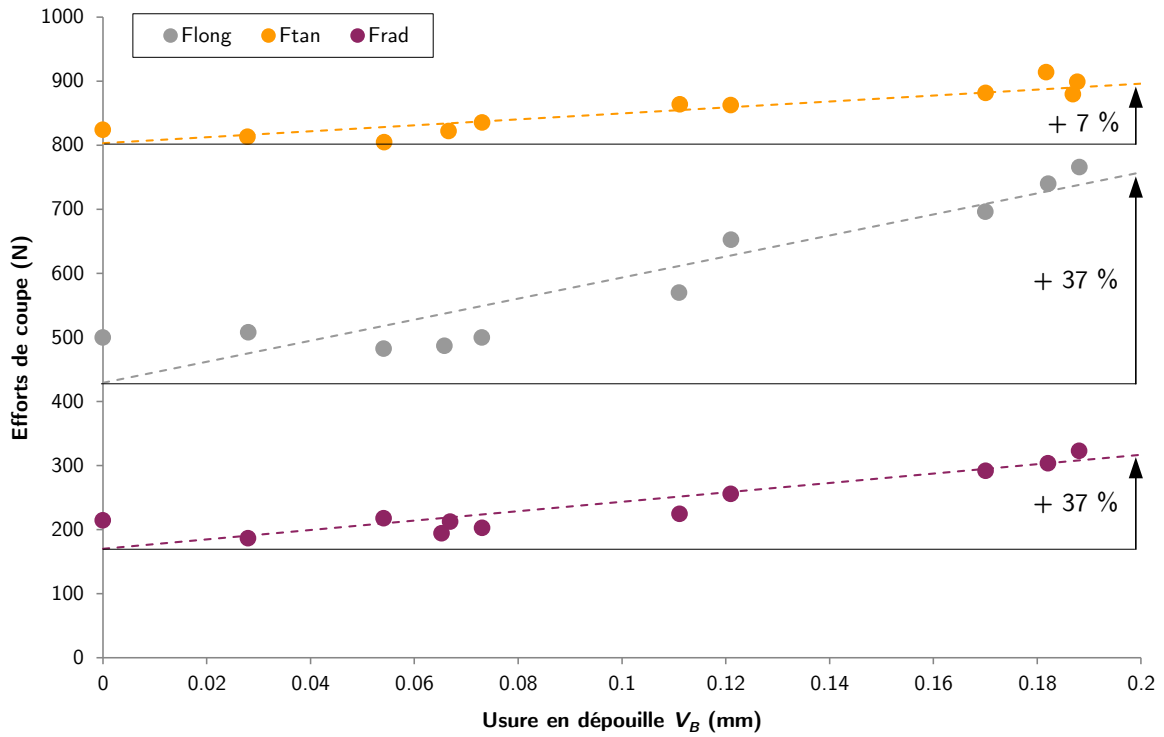


FIGURE 1.9 Évolution des efforts de coupe en tournage, en fonction de l'usure en dépouille, d'après [Smithey et al. 00]

1.3.2 Modèles d'usure de l'outil ou de durée de vie en fonction des efforts de coupe

Dans le but de modéliser l'évolution de l'usure des outils coupants, plusieurs chercheurs décident, au regard de l'interaction forte évoquée au paragraphe 1.3.1, d'utiliser les efforts de coupe comme une donnée d'entrée.

Dans cette optique, la première contribution majeure peut être attribuée à Taylor [Taylor 07] avec son modèle dit « généralisé ». Ce modèle définit la durée de vie d'un outil T (i.e. le temps nécessaire pour atteindre le critère de réforme) en fonction des paramètres opératoires en usinage (a_p , f , V_c) et de constantes liées au couple outil et matériau usiné (C , E , F , G), comme détaillé à l'EQ. 1.16. Ces mêmes paramètres opératoires définissent notamment une section coupée et donc des efforts de coupe.

$$V_c \times T^G \times f^E \times a_p^F = C \tag{1.16}$$

De manière analogue, selon une approche phénoménologique, Oraby [Oraby et al. 04] propose également une modélisation de la durée de vie d'outil (temps nécessaire pour atteindre un niveau d'usure en dépouille égal à 0.25 mm) reposant sur une partie dite « statique » fonction

T : durée de vie de l'outil

des paramètres opératoires et une partie dite « dynamique » fonction de l'évolution des composantes de l'effort de coupe (EQ. 1.17). Oraby [Oraby et al. 91] tente aussi de prédire l'évolution de l'usure de l'outil en fonction des efforts de coupe pour plusieurs critères étudiés séparément (i.e. le raisonnement n'est plus global au sens d'une durée de vie d'outil, mais davantage local au sens où les usures en différents endroits de l'outil coupant sont traitées indépendamment, comme précisé à l'EQ. 1.18, par exemple : l'usure en dépouille sur l'arête de coupe principale, l'usure en dépouille dans le nez de l'outil, etc.). Ces deux études sont effectuées dans le cadre du tournage d'un acier allié à l'outil carbure revêtu. Pareillement, la prédiction de l'usure en dépouille est l'objet de travaux menés par Ravindra [Ravindra et al. 93] qui propose une estimation de ce niveau d'usure en comparant plusieurs modèles uniquement basés sur l'évolution des composantes de l'effort de coupe et leurs différents ratios. Attanasio [Attanasio et al. 13], sur le même principe, suggère de modéliser l'évolution de l'usure de l'outil sur la face de coupe selon plusieurs méthodes de résolution, en s'intéressant notamment à la largeur de cratère.

$$T = AV_c^\alpha f^\beta a_p^\gamma + Be^{\delta(R_f - R_0)} \text{ avec } R_0 = \frac{F_{xz0}}{F_y} \text{ et } R_f = \frac{F_{xz}}{F_y} \quad (1.17)$$

$$W = W_0 + a_0(F_i - F_{i0})^{a1} \text{ avec } W \in \{AW ; NW\} \quad (1.18)$$

Selon une approche mécaniste, la communauté scientifique s'attache à modéliser l'usure engendrée lors de la coupe, caractérisée par la notion de taux d'usure, par un ou plusieurs mécanisme(s) d'usure donné(s). Pour plusieurs modélisations visant à caractériser l'influence des mécanismes d'abrasion et d'adhésion, un parallèle peut être fait avec la contribution des efforts de coupe au sens où ces modélisations s'articulent autour d'une pression de contact à l'interface entre le matériau usiné et l'outil coupant comme proposé par Archard [Archard 53] à l'EQ. 1.19 . L'autre moyen couramment utilisé dans ce type de modélisations est l'exploitation de la loi d'Arrhenius [Usui et al. 78]. Zanger [Zanger et al. 13], synthétise différentes contributions formulées par la communauté scientifique pour évaluer l'évolution du taux d'usure d'un outil coupant et compare les résultats fournis par ces différentes suggestions dans la coupe orthogonale en tournage de l'alliage de titane Ti6Al4V.

$$\frac{W}{s} = K_A \times p \quad (1.19)$$

En définitive, il est à noter que quelle que soit l'approche de modélisation retenue, la géométrie de la pièce usinée n'intervient pas comme paramètre influent dans l'optique de modéliser l'usure de l'outil coupant. À l'instar des observations faites concernant la modélisation

W : taux d'usure de l'outil

AW : usure en dépouille de l'outil moyenne ; NW : usure en dépouille dans le nez de l'outil

K_A : coefficient d'usure ; p : pression à l'interface outil-pièce ; s : distance de glissement

des efforts de coupe, il semble intéressant d'éclaircir le lien entre d'une part la géométrie à l'interface de la pièce usinée et de l'outil coupant et d'autre part l'usure de l'outil. Cet aspect peut s'avérer d'autant plus important dans le cas des opérations d'usinage proposant des conditions abrasives intenses, comme c'est le cas pour l'usinage des alliages à base de titane.

1.3.3 Modèles d'efforts de coupe tenant compte de l'usure de l'outil

À l'inverse de la démarche présentée au paragraphe 1.3.2, plusieurs membres de la communauté scientifique s'intéressent à la modélisation des efforts de coupe en tenant compte de l'usure de l'outil. Le paragraphe suivant vise à proposer les principales méthodologies, existantes à ce jour, pour aborder cet aspect scientifique selon une approche phénoménologique ou mécaniste. D'après une approche phénoménologique, en s'appuyant sur les avancées proposées par Mackinnon [Mackinnon et al. 86], Oraby [Oraby et al. 91] suggère d'introduire l'usure en dépouille de l'outil moyenne dans la modélisation des efforts de coupe à l'aide d'un modèle linéaire du premier ordre. Cette formulation, dans l'hypothèse que les constantes sont déterminées en accord avec leur sens physique, permet de traduire l'augmentation des efforts de coupe lors de la propagation de l'usure de l'outil, comme précisé à l'EQ. 1.20.

$$F_i(t) = C_1 V_C^{C_2} f^{C_3} a_p^{C_4} (1 + C_5 V_B(t)) \quad (1.20)$$

Selon une approche mécaniste, la formulation des efforts de coupe incluant l'effet de l'usure de l'outil est notamment traitée par Smithey [Smithey et al. 00]. La modélisation proposée par Smithey s'articule premièrement autour de la dissociation des efforts générés respectivement par la face de coupe et la face de dépouille de l'outil coupant, deuxièmement autour de la définition d'une contrainte appliquée sur la zone d'usure en dépouille de l'outil qui conduit à des efforts de coupe dans cette même zone (EQ. 1.21). Comme illustré à la FIGURE 1.10, la contrainte appliquée entre la zone d'usure en dépouille de l'outil coupant et la surface usinée dépend du comportement mécanique de la zone usée (i.e. deux cas sont distingués, où le comportement est plastique ou élastique, à partir d'un modèle de progression de la région d'écoulement plastique). Le même type de formulation est également employé par Chinchankar [Chinchankar et al. 15] dans le cadre de l'usinage d'un acier dur.

$$\begin{aligned} F_{tw} &= w \int_0^{V_B} \sigma_w(x) dx \\ F_{cw} &= w \int_0^{V_B} \tau_w(x) dx \end{aligned} \quad (1.21)$$

w : largeur de coupe ; x : distance par rapport à l'arête de coupe

σ_w : contrainte normale induite par l'usure en dépouille de l'outil

τ_w : contrainte de cisaillement induite par l'usure en dépouille de l'outil

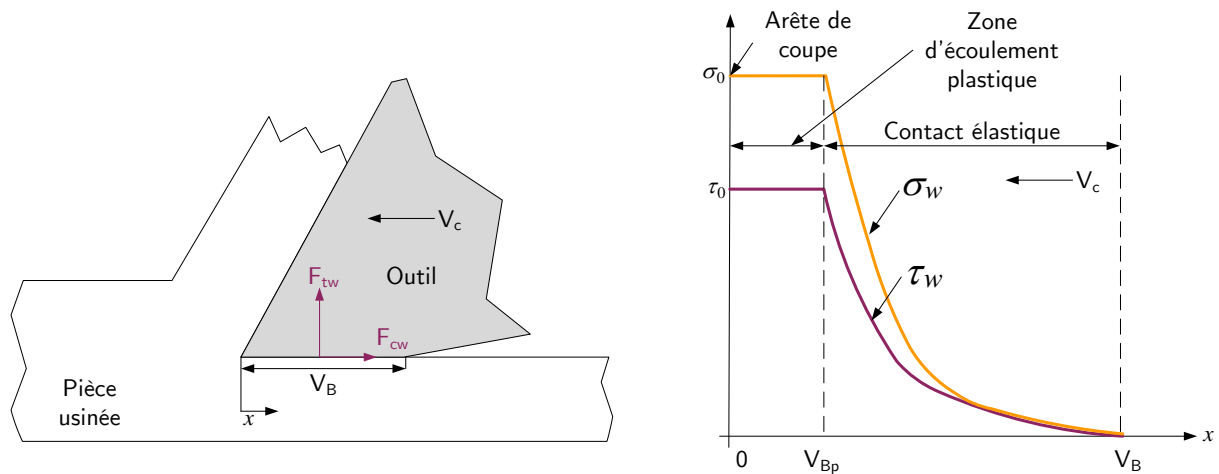


FIGURE 1.10 Modélisation des efforts de coupe générés par l'usure en dépouille, d'après [Smithey et al. 00]

Cette proposition, formulée par Smithey, est également élargie selon une approche phénoménologique par Sun [Y. Sun et al. 13] dans le cadre du fraisage de finition de l'alliage de titane Ti6Al4V à l'outil en carbure (Eq. 1.22), permettant l'introduction de la dimension inclinaison d'arête par rapport aux avancées proposées par Smithey [Smithey et al. 00].

$$F_{jw} = \int_0^{b'} C_{jw} V_B db = \frac{C_{jw} b V_B}{\cos(i)} \text{ avec } j \in \{t ; f\} \quad (1.22)$$

Toutefois, il est à noter que ces modélisations visant à introduire l'usure de l'outil dans la prédiction des efforts de coupe sont, à l'heure actuelle, encore peu nombreuses en raison de la difficulté à appréhender l'usure de l'outil (phénomène parfois peu répétable, notamment dans le cas de l'usinage des alliages de titane) et ne tiennent pas toujours compte de l'évolution locale de l'épaisseur coupée, comme cela peut être le cas en fraisage et dans certains cas particulier en tournage.

En définitive, d'après ces résultats bibliographiques, les futures actions de recherche doivent contribuer à éclaircir trois verrous scientifiques :

- la détermination de l'influence de la géométrie de contact à l'interface entre la pièce usinée et l'outil coupant sur l'évolution de l'usure de l'outil ;
- la prédiction de l'usure de l'outil à l'échelle locale, c'est-à-dire en tenant compte de l'évolution des paramètres significatifs tels que l'épaisseur coupée ;
- proposer une modélisation de l'évolution de l'usure de l'outil suffisamment simple en vue d'être intégrée au sein d'une modélisation des efforts de coupe transposable vers le milieu industriel.

F_{tw} , F_{cw} : efforts induits par l'usure en dépouille de l'outil dans les directions normale et de la vitesse de coupe

1.4 Méthodologies employées pour modéliser des efforts de coupe

Dans l'optique de modéliser les composantes de l'effort de coupe plusieurs méthodologies existent. L'objectif du paragraphe suivant est de présenter les méthodologies et concepts retenus dans le cadre de cette étude en vue de prédire l'effort de coupe.

1.4.1 Concepts de discrétisation d'arête et du couple arête-matière

Le principe du concept de discrétisation d'arête vise à aborder un problème complexe comme un ensemble de problèmes d'un degré inférieur. Dans le cas de la détermination des efforts de coupe, ce concept permet de décomposer n'importe quelle opération d'usinage complexe en une succession de cas d'usinage simples (coupe orthogonale, coupe oblique), comme l'explique [Shaw et al. 52]. Cette méthodologie est donc fortement appréciée par sa capacité à être en partie indépendante de la géométrie d'outil et de la technique d'usinage, elle offre donc un domaine de validité théorique large et en adéquation avec la volonté de proposer une modélisation en tournage et fraisage dans le cadre de cette étude. Par conséquent, de nombreuses contributions s'appuient sur cette méthodologie en vue de prédire les efforts de coupe générés pendant l'usinage [Armarego et al. 85, Bissey 05, Kaymakci et al. 12, Campocasso et al. 15]. Ce concept, illustré à la [FIGURE 1.11](#) dans le cas d'une opération de chariotage avec une plaquette rhombique, se décline en quatre étapes :

- définition de la section coupée ;
- calcul des épaisseurs coupées le long de l'arête en prise ;
- discrétisation de l'arête en prise à l'aide de segments rectilignes. Définition des propriétés intrinsèques à chaque segment ;
- calcul des efforts locaux sur chaque segment de l'arête discrétisée. Projection et sommation en vue de déterminer les efforts de coupe globaux.

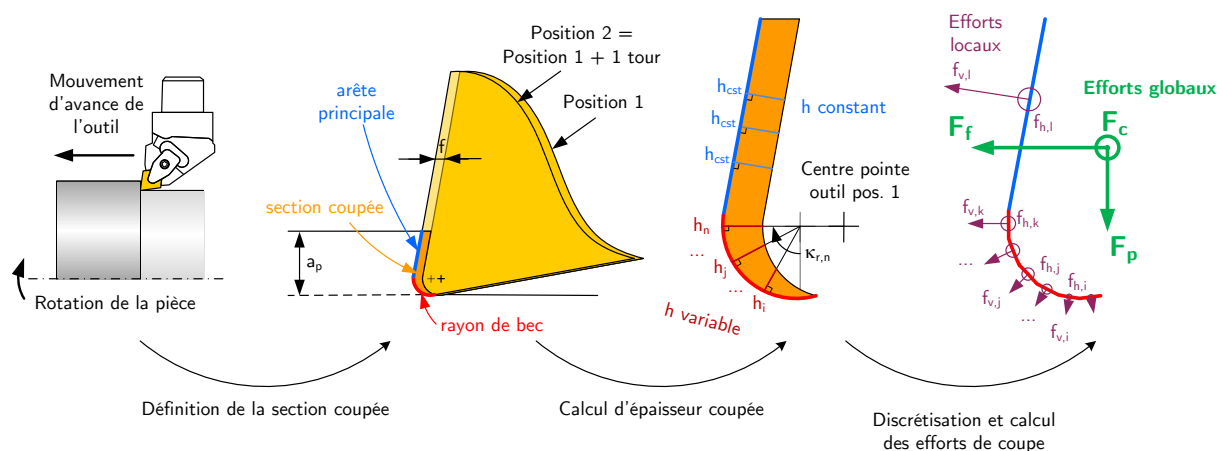
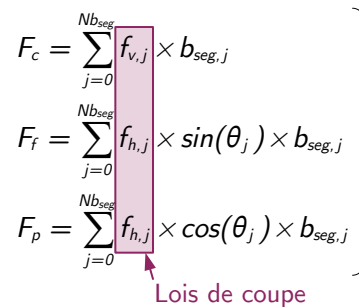


FIGURE 1.11 Détermination des efforts de coupe selon le concept de la discrétisation d'arête appliqué à une opération de chariotage avec une plaquette rhombique sans inclinaison d'arête, d'après [Campocasso et al. 13]

Les propriétés intrinsèques associées à chaque segment peuvent être de plusieurs natures : paramètres opératoires (vitesse de coupe locale, épaisseur coupée, etc.), paramètres géométriques (angle de coupe, angle de dépouille, inclinaison d'arête, rayon d'acuité d'arête), paramètres représentatifs des phénomènes physiques régissant la coupe (modèles appelés « coefficient de friction », etc.). La détermination des efforts locaux appliqués sur chaque segment se fait au moyen de *lois de coupe locales*, articulées autour de propriétés et de constantes. Comme présenté au paragraphe 1.2, ces lois de coupe locales peuvent prendre différentes formes selon le type de modélisation retenu. Dès lors les efforts de coupe locaux connus, le calcul des efforts de coupe globaux peut s'effectuer par projection et intégration des efforts de coupe locaux, comme illustré à l'EQ. 1.23, dans le cas d'une opération de tournage avec un outil sans inclinaison d'arête.

$$\left. \begin{aligned}
 F_c &= \sum_{j=0}^{Nb_{seg}} f_{v,j} \times b_{seg,j} \\
 F_f &= \sum_{j=0}^{Nb_{seg}} f_{h,j} \times \sin(\theta_j) \times b_{seg,j} \\
 F_p &= \sum_{j=0}^{Nb_{seg}} f_{h,j} \times \cos(\theta_j) \times b_{seg,j}
 \end{aligned} \right\} \text{ avec } \lambda_s = 0^\circ \quad (1.23)$$



 Lois de coupe

Le concept du couple arête-matière intervient dans la définition des lois de coupe locales. En effet, comme le précise Bissey [Bissey 05], les termes constants d'une loi de coupe locale sont fonctions du triplet {matériau usiné ; matériau usinant ; géométrie du matériau usinant}. Dès lors, la valeur de ces coefficients identifiés est valable uniquement dans le cadre d'outils coupants appartenant à la même famille d'outils (i.e. des outils possédant une géométrie locale identique, constitués du même matériau, mais pouvant disposer d'une géométrie globale différente) et pour l'usinage d'un matériau identique à celui utilisé lors de l'identification. La définition de ces lois de coupe locales, ainsi que la valeur des coefficients utilisés, fait appel aux principes d'identifications directe et inverse.

1.4.2 Principes d'identifications directe et inverse

Dans l'optique de définir les lois de coupe locales, indispensables à la modélisation des efforts de coupe globaux, deux grands principes sont utilisés : les principes d'identifications directe et inverse. L'identification directe conduit à l'écriture des lois de coupe locales, tandis que l'identification inverse permet de déterminer la valeur des constantes au sein des lois de coupe locales.

L'identification directe, repose sur une philosophie proche de l'approche phénoménologique. Cette méthode consiste en l'étude de l'évolution d'une donnée de sortie à modéliser, dans le cas présent les efforts de coupe, en réponse à l'évolution d'un paramètre d'entrée (e.g. épaisseur coupée). L'objectif final est de déterminer les paramètres influents vis-à-vis de cette sortie, afin de formuler un modèle qui inclut ce(s) paramètre(s). Dans le cadre de

l'étude, cette analyse s'effectue à l'échelle locale, c'est-à-dire à l'échelle d'un segment d'une arête discrétisée, grâce à des outils coupants possédant une arête de coupe rectiligne et géométriquement en adéquation avec les plaquettes rondes cibles de l'étude. Expérimentalement, cette analyse à l'échelle locale prend la forme d'essais d'usinage simples (coupe élémentaire, coupe orthogonale, coupe oblique, etc.) et instrumentés.

L'identification inverse quant à elle, consiste en un problème d'optimisation, au sens numérique, qui a pour objectif de déterminer les coefficients/constantes d'une ou plusieurs lois de coupe locale par comparaison entre une sortie dite « modélisée » (i.e. dont les constantes/coefficients sont inconnus) et une sortie dite « mesurée » expérimentalement pour les mêmes conditions opératoires. Pour ce faire, l'objectif est de minimiser une fonction coût (le critère des moindres carrés appliqués aux efforts de coupe globaux mesurés et modélisés) par le choix de la valeur des coefficients (variables) comme illustré à la **FIGURE 1.12**. Ce problème peut s'avérer difficile à résoudre et nécessite des outils avancés pour la modélisation et la résolution. Le choix des outils retenus est fonction de la nature des variables et de la forme de la fonction coût.

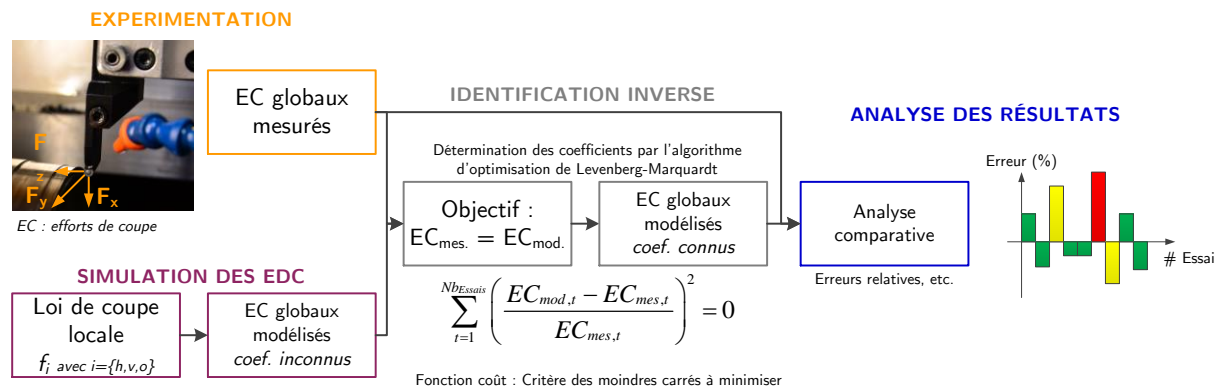


FIGURE 1.12 Principe de la méthode d'identification inverse retenue dans le cadre des travaux de recherche

Dans le cas de ces travaux de recherche, le qualificatif de méthode dite *inverse* provient du fait que ces sont des efforts de coupe à l'échelle globale qui sont comparés pour déterminer les coefficients inconnus de lois de coupe locales. Les valeurs des coefficients à déterminer sont définies dans le domaine des réels \mathbb{R} et la forme de la fonction coût est dépendante de la forme de la loi de coupe retenue (linéaire, polynomiale, exponentielle, etc.). De ce fait, parmi les méthodes génériques, seules la programmation linéaire et les méthodes méta-heuristiques (optimisation stochastiques) sont adaptées. Les principales différences entre ces deux méthodes résident dans l'unicité de la solution trouvée et dans la complexité des fonctions coût traitées. En effet, la programmation linéaire est une méthode dite *complète*, car elle permet de trouver le minimum – ou maximum – absolu de la fonction coût à optimiser. Tandis que les méthodes méta-heuristiques, dites méthodes *incomplètes*, déterminent un minimum – ou maximum – local à partir d'un point de départ (i.e. des valeurs initiales doivent être attribuées aux coefficients à déterminer avant de démarrer l'optimisation) mais s'adressent à des fonctions coût d'une complexité plus grande. À partir de ces éléments, la méthode principale qui a été retenue dans le cadre de ces travaux est l'optimisation méta-heuristique selon l'algorithme de Levenberg-

Marquardt [Levenberg 44, Marquardt 63], connu pour être bien adapté aux problèmes de minimisation du critère des moindres carrés.

1.4.3 Couple outil-matière

La méthodologie du couple outil-matière, comme détaillée dans la norme [NF E66 97a] pour la technique du tournage et la norme [NF E66 97b] pour la technique du fraisage, a pour objectif de définir des conditions de coupe optimales (selon plusieurs aspects : énergie spécifique de coupe, usure de l'outil, fragmentation des copeaux, etc.) pour un triplet {géométrie et matériau de l'outil coupant ; matière usinée} donné. Bissey [Bissey 05] souligne en détail les tenants et aboutissants concernant l'utilisation de cette méthodologie dans les cas du tournage et du fraisage.

Dans le cadre de cette étude, le couple outil-matière a été utilisé dans l'optique de réaliser des essais d'usinage dans des plages de fonctionnement adaptées (a_p , f , V_c). Pour ce faire, les conditions de coupe fournies par l'industriel ont été confrontées à des essais de type couple outil-matière pour vérifier la validité des conditions retenues et leur influence sur la propagation de l'usure de l'outil. À partir de ces observations et confirmations, l'ensemble des essais a été réalisé pour des conditions de coupe répondant aux préconisations fournies par la méthodologie COM.

1.5 Conclusion

En définitive, l'état de l'art développé dans ce chapitre montre que la modélisation de la coupe est un sujet vaste qui peut être traité de nombreuses manières comme le souligne les multiples contributions sur le sujet. Le cas particulier des modélisations d'efforts de coupe semble pouvoir être classifié au moyen de plusieurs critères (l'échelle de modélisation, l'approche de modélisation, le domaine temporel de modélisation, etc.). Dans le cadre de cette étude, en accord avec les besoins précisés dans le positionnement de ces travaux de thèse, le type de modélisation retenu est une modélisation des efforts de coupe à l'échelle mésoscopique, selon une approche phénoménologique dans un domaine temporel statique (tournage) et quasi-statique (fraisage) et s'appuyant sur une résolution analytique. En effet, les aspects liés aux conditions de contact entre la face de dépouille de l'outil coupant et la surface générée sont relativement nouveaux et nécessitent, dans un premier temps, d'être convenablement identifiés et imposent donc, dans un second temps, l'utilisation d'une approche phénoménologique. À l'heure actuelle, la modélisation de ces phénomènes selon une approche mécaniste ou physique est prématurée.

Les efforts de coupe sont principalement modélisés en tenant compte de deux contributions majeures : le cisaillement primaire de la matière lors du passage de l'outil, et le cisaillement secondaire de la matière induit par l'interaction entre le copeau et la face de coupe de l'outil. Toutefois, il est démontré que dans certains cas d'usinage, les efforts générés par le cisaillement tertiaire de la matière, représentatif des interactions entre la face de dépouille de l'outil coupant et la surface générée, sont non-négligeables et parfois supérieurs à ceux induits par la formation du copeau et son interaction avec la face de coupe. Cette observation est d'autant

plus vraie pour des matériaux ductiles, en effet les phénomènes en dépouille peuvent affecter la position du point de stagnation de la matière et induire un retour élastique important après le passage de l'outil coupant, comme c'est le cas lors de l'usinage des alliages de titane.

De ce fait, la valeur ajoutée de la modélisation des efforts de coupe proposée à travers cette étude aura une visée triple. Dans un premier temps, l'objectif de ces travaux sera d'enrichir les modèles d'efforts de coupe existants en analysant l'influence de la géométrie de la pièce usinée sur les efforts de coupe. Dans un second temps, la modélisation des efforts de coupe proposée devra s'élargir à plusieurs géométries d'outil et deux techniques d'usinage ciblées dans cette étude : le tournage et le fraisage. Enfin, dans un dernier temps, la modélisation des efforts de coupe développée devra intégrer les évolutions liées à la propagation des phénomènes d'usure au cours du temps.

2 Modélisation des efforts de coupe en tournage à iso-usure

Sommaire

2.1 Analyse de l'influence du rayon d'acuité d'arête sur les efforts de coupe	39
2.1.1 Étude à l'échelle locale en coupe orthogonale sur tube.....	39
2.1.2 Analyse à l'échelle globale en chariotage.....	43
2.2 Étude de l'effet du rayon de contact en dépouille sur les efforts de coupe	45
2.2.1 Rayon de contact en dépouille en tournage	46
2.2.2 Analyse à l'échelle locale de l'effet de l'angle de direction d'arête.....	50
2.2.3 Étude à l'échelle locale de l'effet du rayon de contact en dépouille en coupe orthogonale	52
2.2.4 Analyse à l'échelle globale de l'effet du rayon de contact en dépouille en alésage, chariotage et dressage.....	56
2.2.5 Modélisation des efforts de coupe en tenant compte de l'influence du rayon de contact en dépouille	59
2.3 Modélisation des efforts de coupe avec prise en compte des effets du rayon de contact en dépouille et de la contrainte induite par l'écoulement du copeau	65
2.3.1 Modélisation des efforts de coupe avec trois composantes locales d'effort de coupe....	65
2.3.2 Modélisation phénoménologique de la direction globale d'écoulement du copeau	67
2.3.3 Modélisation des efforts de coupe en tenant compte de l'influence de la contrainte induite par l'écoulement du copeau	68
2.4 Étude expérimentale de la direction globale d'écoulement copeau	74
2.4.1 Dispositif expérimental d'observation in-situ et paramétrage géométrique	74
2.4.2 Plan d'essais et résultats	76
2.4.3 Observations et analyses	78
2.4.4 Formulation et identification du nouveau modèle définissant la direction d'écoulement du copeau.....	82
2.4.5 Modélisation des efforts de coupe incluant l'effet de la contrainte induite par l'écoulement du copeau seul	84
2.5 Conclusion.....	88

Comme cela a été indiqué au Chapitre 1, dans certains cas d'usinage, la modélisation des efforts de coupe semble pouvoir être améliorée en tenant compte précisément des efforts générés par le cisaillement tertiaire de la matière. De ce fait, une étude fine de l'influence des conditions de contact à l'interface entre la face de dépouille de l'outil coupant et la surface usinée semble représenter un axe de progrès à considérer. Le Chapitre 2 se focalise sur la modélisation des efforts de coupe pour les opérations de tournage appliquée à l'alésage, le chariotage et le dressage de l'alliage de titane Ti6Al4V à iso-niveau d'usure. Pour ce faire, le paragraphe 2.1 se penche sur l'influence du rayon d'acuité d'arête sur les efforts de coupe. Le paragraphe 2.2, quant à lui, étudie l'effet du rayon de contact en dépouille sur les efforts de coupe. Troisièmement, le paragraphe 2.3 s'intéresse à la modélisation des efforts de coupe selon un modèle d'effort local à trois composantes, dans l'optique de tenir compte de l'influence de la contrainte induite par l'écoulement du copeau sur les efforts de coupe. Enfin, le paragraphe 2.4 développe une étude expérimentale approfondie de la direction d'écoulement du copeau et propose une modélisation des efforts de coupe en tournage à iso-niveau d'usure en tenant compte de l'ensemble des observations effectuées. Pour terminer, il est à souligner que la plupart des développements conduits dans ce paragraphe font l'objet de communications internationales [Dorlin et al. 15, Dorlin et al. 16].

Pour éclaircir la lecture, le positionnement des travaux développés (i.e. les objectifs, les paramètres étudiés, les méthodologies et les essais réalisés) dans ce chapitre par rapport à l'ensemble des travaux de thèse (FIGURE 0.2) est illustré à la FIGURE 2.1.

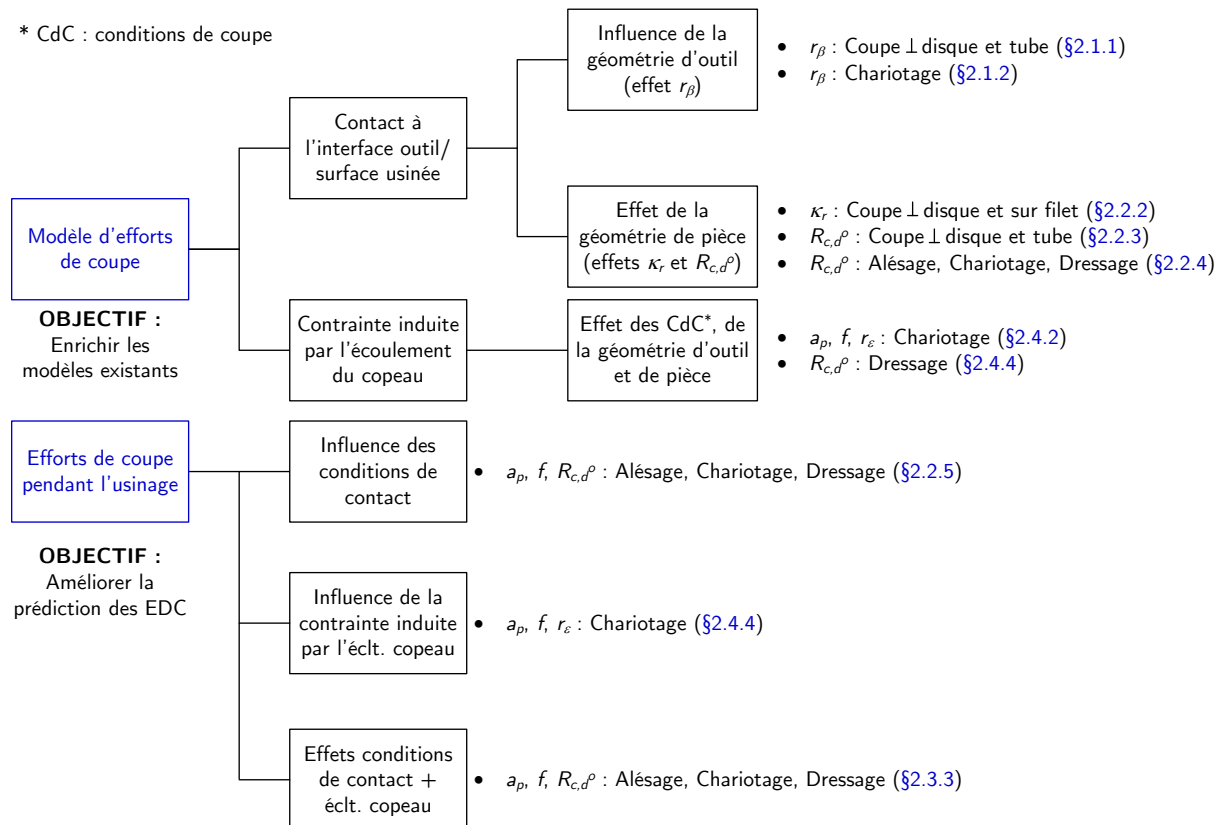


FIGURE 2.1 Cartographie des travaux de thèse et positionnement des développements présentés au chapitre 2

2.1 Analyse de l'influence du rayon d'acuité d'arête sur les efforts de coupe

Le rayon d'acuité, représenté communément par le paramètre r_{β} , mais défini comme le « rayon de l'arête arrondie r_n » d'après la norme [ISO 93a], est une dimension géométrique difficile à mesurer. La difficulté réside notamment dans les ordres de grandeurs à mesurer, parfois de l'ordre du μm , dans son aspect géométrique (i.e. ce n'est pas forcément un arc de cercle parfait) mais aussi dans l'aspect très localisé de ce paramètre. En effet, le long d'une arête de coupe, la valeur du rayon d'acuité d'arête peut varier, c'est la raison pour laquelle les mesures présentées au cours de ce paragraphe représentent la moyenne des rayons d'acuité d'arête mesurés dans plusieurs sections de l'outil coupant ou de la portion d'arête considérée.

Dans le cadre de la modélisation des efforts de coupe, l'état de l'art souligne l'importance de modéliser finement les interactions entre la face de dépouille de l'outil coupant et la surface usinée. Dans cette optique, ce paragraphe se concentre sur la détermination de l'influence du rayon d'acuité d'arête, à la jonction entre la face de coupe et la face de dépouille de l'outil coupant, sur les efforts de coupe. Cet aspect est d'autant plus intéressant qu'il est raisonnable de penser que le rayon d'acuité d'arête influe sur le positionnement du point de stagnation de la matière. Cette notion est utilisée par plusieurs auteurs, comme indiqué au paragraphe 1.2.3, pour définir comment la répartition entre la matière cisailée, en vue de former un copeau, et la matière refoulée, ou non-coupée, qui rentre en interaction directe avec la face de dépouille de l'outil coupant, s'effectue.

L'étude de l'influence de ce paramètre sur les efforts de coupe s'effectue en deux temps : dans un premier temps, l'effet du rayon d'acuité sur les efforts de coupe est étudié à l'échelle locale au moyen d'essais en coupe orthogonale, puis cette analyse est étendue à l'échelle globale dans le cas de l'opération de chariotage.

2.1.1 Étude à l'échelle locale en coupe orthogonale sur tube

Pour déterminer l'influence de l'acuité d'arête sur les efforts de coupe, la première étape consiste à évaluer cet effet localement, autrement dit, à l'échelle d'un segment de l'arête discrétisée. Pour ce faire, l'outil ARNO ProfilCut en carbure de tungstène et liant cobalt, non-revêtu, présenté dans l'Annexe A est employé. Il possède une arête rectiligne, représentative d'un segment de l'arête discrétisée, des caractéristiques matériaux et de la géométrie de l'outil de contournage utilisé en production (plaquette ronde). De plus, il est nécessaire de définir un plan d'essai permettant de comparer les efforts de coupe obtenus à partir de plusieurs niveaux d'acuité d'arête, tout en conservant les autres paramètres potentiellement influents constants. L'ensemble des essais d'usinage est conduit sous lubrification à l'huile soluble Blasocut 2000 CF concentrée à 8 %. Ces essais sont également instrumentés pour mesurer des efforts de coupe à l'aide d'une platine dynamométrique (FIGURE 2.6), et l'évolution des paramètres opératoires et machine (vitesse de coupe, avance par tour, position de l'outil dans le repère machine) à l'aide de sorties

analogiques récupérées depuis la commande numérique. Les détails concernant la chaîne d'acquisition employée dans ces travaux sont fournis par l'Annexe B.

2.1.1.1 Préparation d'acuité d'arête par le procédé de brossage

Comme précisé précédemment, pour étudier l'effet du rayon d'acuité d'arête sur les efforts de coupe, il est nécessaire de posséder des outils proposant plusieurs niveaux d'acuité d'arête. Toutefois, malgré le progrès des affuteurs, la valeur d'acuité d'arête associée à un outil lors de son achat n'est pas pleinement garantie par les fabricants d'outils. C'est la raison pour laquelle, dans le but de maîtriser le niveau d'acuité d'arête sur les outils coupants utilisés expérimentalement, une manipulation expérimentale dite de *brossage d'arête* est employée.

Cette technique est bien connue des ateliers de production. Comme l'illustre la FIGURE 2.2, elle consiste à roder une arête de coupe par abrasion sous l'action d'une brosse circulaire à tiges nylon chargées de particules abrasives, ici en carbure de silicium. La brosse tourne dans un sens de rotation tel que les tiges passent sur la face de coupe avant la face de dépouille. Le carbure de silicium possédant une dureté du même ordre que la dureté du carbure de tungstène, la brosse abrasive et l'arête de coupe de l'outil subissent toutes les deux une légère perte de matière, due à un mécanisme d'abrasion engendré par le frottement des tiges sur les faces de l'outil. L'outil est engagé sur une profondeur de passe suffisante pour couvrir la totalité de l'arête de coupe. La valeur d'avance par tour, pilotant le déplacement transversal de l'outil coupant à travers la brosse, est choisie élevée afin que la durée de contact entre les tiges et l'outil soit relativement faible pour chaque passage de l'outil. Cela permet de maîtriser l'évolution du rayon d'acuité d'arête entre les différents passages de l'outil. L'outil est ensuite dégagé avant d'entamer ou non un nouveau passage. Dans le cas de cette manipulation expérimentale, les paramètres suivants sont retenus : $N = 1000$ tr/min ; $a_p = 1$ mm ; $f = 0.25$ mm/tr.

Après un ou plusieurs passages, l'acuité d'arête de l'outil coupant est mesurée dans plusieurs sections normales à l'arête de coupe à l'aide d'un stylet adapté à la mesure de forme et d'un profilomètre à contact *Surfscan* (FIGURE 2.2).

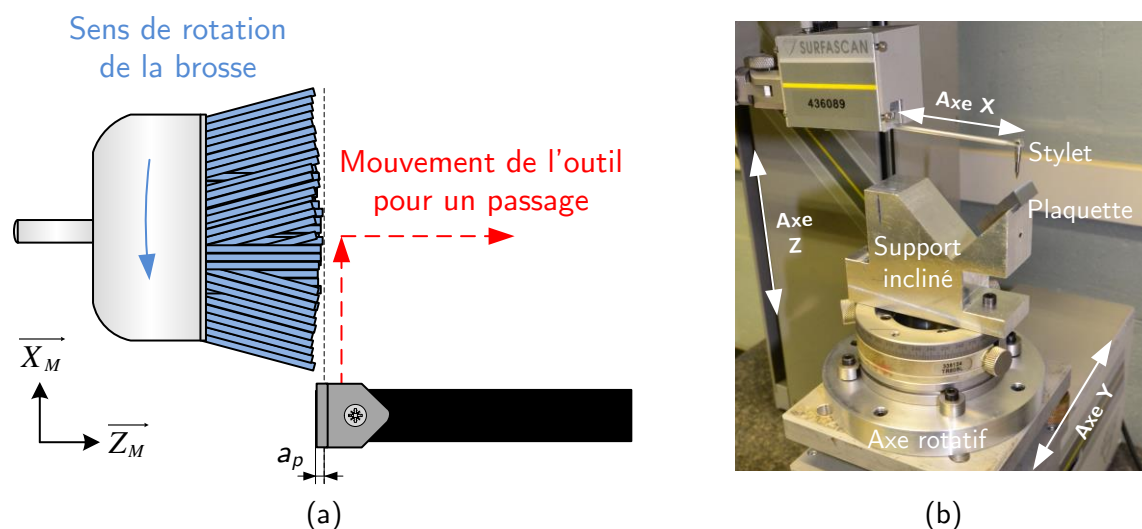


FIGURE 2.2 (a) Manipulation de brossage d'arête ; (b) mesure de l'acuité d'arête sur profilomètre à contact Surfscan

La FIGURE 2.3 présente les résultats obtenus lors du brossage de l'outil utilisé dans les expérimentations présentées au paragraphe 2.1.1.2. Les mesures présentées correspondent à la moyenne des rayons d'acuité d'arête mesurés dans 18 sections normales à l'arête de coupe espacées d'un millimètre entre elles. Il est observé que les passages successifs de l'outil coupant à travers les tiges de la brosse abrasive possèdent un effet non-négligeable sur l'acuité d'arête moyenne de l'arête de coupe. De manière plus précise, il est noté que l'outil coupant neuf possède une acuité très fine ($r_\beta \approx 3 \mu\text{m}$). L'acuité d'arête est très sensible aux premiers passages à travers les tiges de la brosse abrasive puisque une augmentation d'environ $7 \mu\text{m}$ est mesurée après seulement 4 passages pour atteindre une acuité d'environ $9 \mu\text{m}$. Par la suite, l'arête de coupe semble atteindre un état de rodage assez stable, difficilement modifiable malgré plusieurs passages supplémentaires : entre le 4^{ème} passage et le 16^{ème} passage, l'acuité d'arête n'augmente que de $4 \mu\text{m}$ environ.

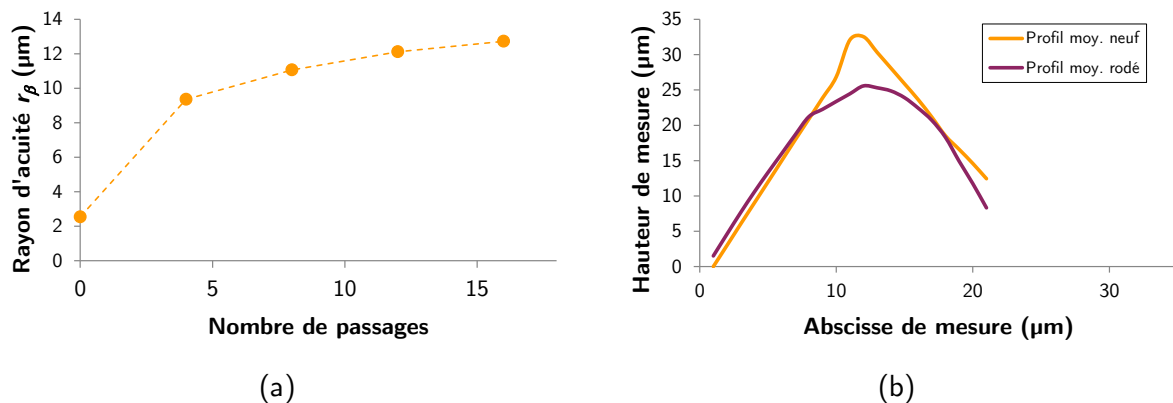


FIGURE 2.3 (a) Évolution de l'acuité d'arête en fonction du nombre de passages de la brosse sur l'outil ; (b) comparaison entre le profil moyen de l'outil coupant avant et après opération de brossage

En définitive, grâce à cette manipulation expérimentale, il est possible d'atteindre une valeur de rayon d'acuité d'arête égale à $13 \mu\text{m}$. Ce niveau d'acuité d'arête correspond à la limite inférieure de l'écart type des acuités d'arête mesurées sur les plaquettes cibles utilisées en production (FIGURE 2.5). Cependant, cette valeur n'a pas pu être davantage augmentée. Dans le cas où l'intérêt est d'atteindre des valeurs supérieures à celles obtenues dans ces conditions, l'utilisation d'une brosse chargée en particule abrasive de type diamant ou d'une patte à émail diamant est préconisée. Par ailleurs, l'analyse comparative des états de surface engendrés par le passage des tiges sur les faces de coupe et de dépouille n'est pas traitée dans ce document.

2.1.1.2 Essais en coupe orthogonale sur tube et analyse

Dès lors, grâce au brossage d'arête détaillé au paragraphe 2.1.1.1, deux niveaux de rayon d'acuité d'arête sont atteints $r_\beta = \{3 ; 13\} \mu\text{m}$. Il est donc nécessaire de trouver une configuration d'usinage permettant de comparer les niveaux d'efforts obtenus avec les deux niveaux de rayon d'acuité d'arête, tout en conservant les autres paramètres potentiellement influents constants.

Pour ce faire, les essais sont conduits en configuration de coupe orthogonale sur tube, comme illustré à la FIGURE 2.4, qui présente les avantages de proposer une section coupée

constante au-delà du premier tour où l'outil coupant s'engage, mais aussi un niveau de rayon de contact en dépouille constant (notion introduite au paragraphe 2.2). Les résultats obtenus sont également présents sur la [FIGURE 2.4](#).

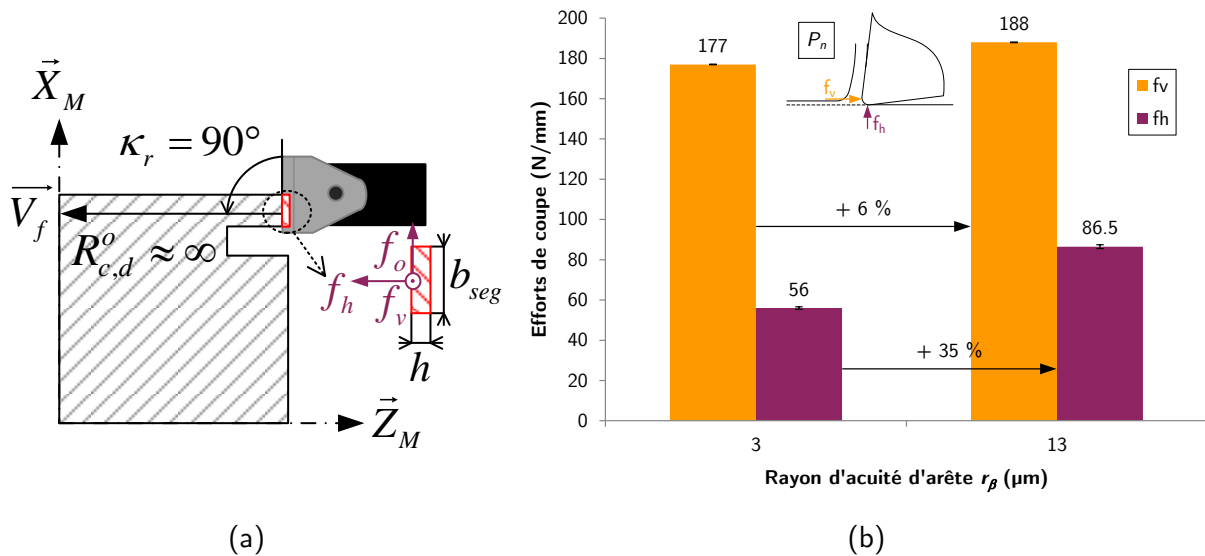


FIGURE 2.4 (a) Schématisation d'un essai en coupe orthogonale sur tube ; (b) Diagramme des efforts de coupe linéique obtenus lors de l'analyse de l'effet du rayon d'acuité d'arête en coupe orthogonale sur tube ($h = 0.1 \text{ mm}$; $b = 3 \text{ mm}$; $V_c = 90 \text{ m/min}$)

Les premières observations font apparaître que le rayon d'acuité d'arête possède un effet sur les efforts de coupe. En effet, les efforts de coupe linéiques croissent avec l'augmentation du niveau de rayon d'acuité d'arête. Cette augmentation du rayon d'acuité d'arête se traduit par un accroissement de 6 % du niveau d'effort de la composante f_v , et de 35 % pour la composante f_h . Il est donc à noter que la composante f_h semble être plus sensible à l'effet du rayon d'acuité d'arête. Cette observation confirme le lien existant entre le rayon d'acuité d'arête et les phénomènes mis en jeu entre la face de dépouille de l'outil coupant et la surface générée. En effet, dans le cas d'un outil tel que celui utilisé dans ces essais ($\alpha_n = 7^\circ$; $\gamma_n = 7^\circ$), la composante f_h possède sa projection principale dans la direction de la normale à la face de dépouille, contrairement à la composante f_v . Il est donc raisonnable de penser que, dans cette configuration, la majeure partie de la composante f_h est davantage représentative des phénomènes liés au cisaillement tertiaire de la matière et des frottements, tandis que la majeure partie de la composante f_v correspond davantage aux phénomènes liés aux cisaillements primaire et secondaire.

Afin de quantifier le poids de l'effet du rayon d'acuité d'arête sur les efforts de coupe locaux dans le cadre de la coupe orthogonale, ces résultats peuvent être également exploités en termes de sensibilité par rapport à l'évolution du rayon d'acuité d'arête, comme présenté à la [TABLE 2.1](#).

Les résultats obtenus à partir des essais présentés à la [FIGURE 2.4](#), sont analysés et comparés à une étude similaire réalisée par Wyen [Wyen et al. 10] pour des conditions de coupe identiques. Ces deux campagnes s'accordent sur le fait que la composante f_h possède une

sensibilité plus importante que la composante f_v au regard de l'évolution du rayon d'acuité d'arête. De ce fait, en vue d'une future modélisation incluant l'effet du rayon d'acuité d'arête, il semble nécessaire de prendre en compte ce paramètre dans la modélisation de la composante f_h .

	Essais FIGURE 2.4		[Wyen et al. 10]	
	f_v	f_h	f_v	f_h
N/ μm	0.95	2.75	0.50	3.00
%/mm	0.05	3.20	0.29	3.50

TABLE 2.1 Sensibilités des efforts de coupe locaux à l'évolution du rayon d'acuité d'arête lors du tournage en coupe orthogonale de l'alliage de titane Ti6Al4V ($h = 0.1$ mm)

2.1.2 Analyse à l'échelle globale en chariotage

Dans la poursuite des travaux menés à l'échelle locale et présentés au paragraphe 2.1.1, l'analyse de l'effet d'acuité d'arête sur les efforts de coupe est également développée à l'échelle globale, c'est-à-dire à l'échelle d'une opération d'usinage proche des conditions réelles de production. Dans le cas de cette étude, les essais sont conduits dans une configuration de chariotage, qui est une sous-opération représentative de l'opération cible : le profilage ou contournage de finition. Les essais sont également réalisés à iso-diamètre usiné, de manière à s'affranchir de l'influence potentielle de ce paramètre sur les efforts de coupe. Enfin, les essais sont conduits avec une plaquette ronde SECO Tools, présentée à l'Annexe A, possédant un rayon de bec égal à 2.5 mm. Cet outil est utilisé en production par le partenaire industriel pendant l'opération cible de cette étude.

Dans un premier temps, les acuités d'arête d'un ensemble de plaquettes (montées sur leur porte-outil) au sein d'un même lot sont mesurées pour identifier la variabilité du niveau d'acuité d'arête et les outils coupants à retenir pour effectuer l'analyse à l'échelle globale. Ces mesures sont réalisées au sein de la société Safran Aircraft Engines à l'aide d'un instrument de mesure de profil par laser *GapGun*. Les valeurs présentées à la [FIGURE 2.5](#) correspondent à la valeur moyenne mesurée à partir de 30 sections normales à l'arête de coupe pour chaque plaquette.

Les premières observations mettent en lumière la variabilité de ce paramètre au sein d'un même lot proposant pourtant la même géométrie théorique. L'écart type autour de la valeur moyenne s'élève à environ 2 μm , l'écart entre la valeur maximale et la valeur minimale mesurées est légèrement supérieur à 7 μm . Cet aspect souligne la difficulté pour les affuteurs de maîtriser ce paramètre dans le cas d'outil coupant possédant une géométrie complexe comme c'est le cas avec ce type de plaquette ronde. Au regard de l'analyse de sensibilité formulée pour une géométrie d'outil et une métallurgie proche au paragraphe 2.1.1.2, cette variabilité peut avoir une conséquence non négligeable sur les efforts de coupe et par conséquent sur la précision des modèles prédictifs qui ne tiennent pas compte de cet aspect. Deuxièmement, trois jeux de deux plaquettes couvrant trois niveaux d'acuité d'arête $r_\beta = \{14 ; 18 ; 20\}$ μm , identifiés sur la [FIGURE 2.5](#), sont retenus dans l'optique de procéder aux essais de coupe en chariotage. Les trois niveaux d'acuité d'arête retenus permettent de couvrir l'étendue des acuités d'arête relevées pendant les mesures au sein de plaquettes issues d'un même lot.

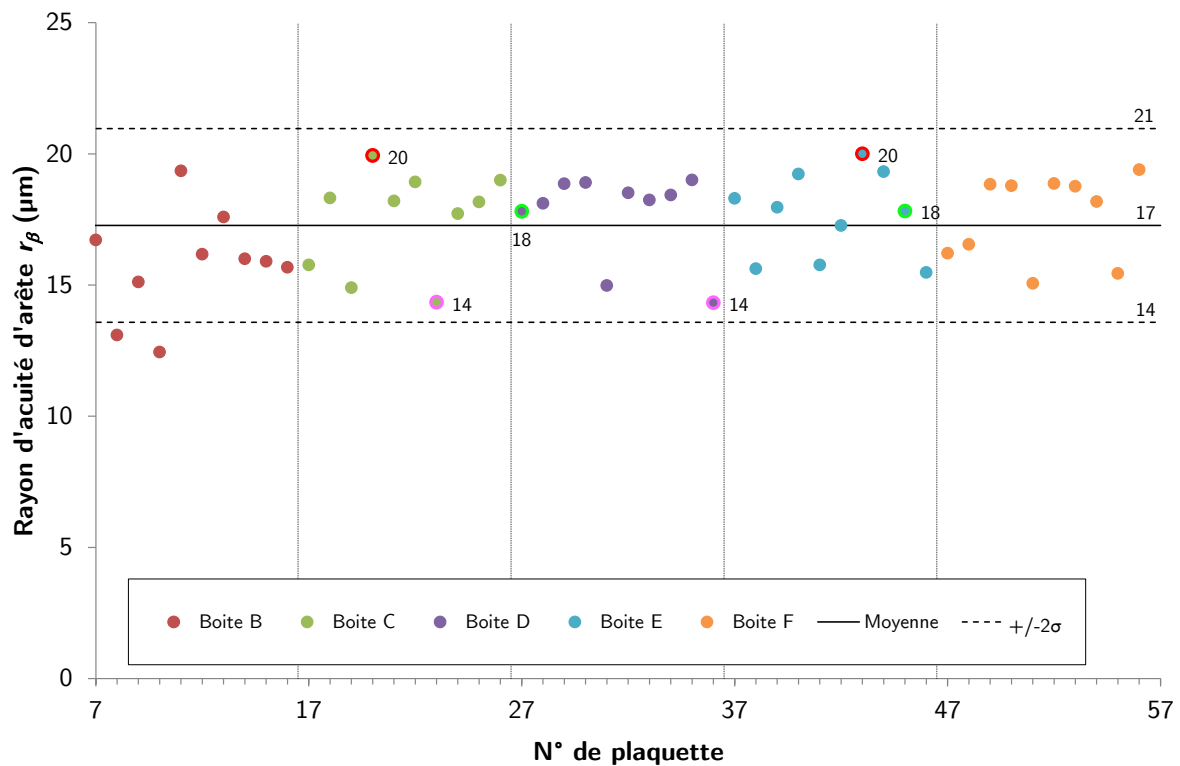


FIGURE 2.5 Mesures d'acuité d'arête et comparaison parmi des plaquettes issues d'un même lot et possédant une géométrie théorique identique (référence : LGCR1705-0500-RP, 883) [Données Safran Aircraft Engines]

Concernant les essais d'usinage, les expérimentations sont conduites en configuration de chariotage sous lubrification à huile soluble Blasocut 2000CF concentrée à 8 %, à iso-diamètre usiné et pour des paramètres opératoires identiques entre les essais ($\varnothing_{usi} = 91.5$ mm ; $V_c = 90$ m/min ; $f = 0.1$ mm/tr ; $a_p = 1$ mm). La valeur de profondeur de passe est notamment choisie suffisamment grande dans l'optique de limiter les phénomènes de refus de coupe, mais également suffisamment petite pour limiter la propagation des phénomènes d'usure et ne pas négliger la contribution des phénomènes liés au cisaillement tertiaire aux efforts de coupe. À l'instar de ce qui est réalisé lors de l'analyse à l'échelle locale, ces essais sont également instrumentés pour mesurer les efforts de coupe, l'évolution des paramètres opératoires et machine selon les indications fournies par l'Annexe B.

Les résultats proposés à la FIGURE 2.6 confirment les observations faites au paragraphe 2.1.1, le rayon d'acuité d'arête semble posséder un effet significatif sur l'évolution des efforts de coupe globaux. Cet effet se traduit par une augmentation des efforts de coupe lorsque le rayon d'acuité d'arête croît. Cet accroissement est de l'ordre de 4 % pour la composante F_c , 17 % pour la composante F_p et 20 % pour la composante F_f . La deuxième observation suggère que les composantes globales F_f et F_p sont plus sensibles à l'effet du rayon d'acuité d'arête que la composante F_c . Cette observation va également dans le sens des constatations effectuées à l'échelle locale, puisque les composantes F_f et F_p sont directement liées à la composante d'effort

local f_h , comme expliqué par l'EQ.1.23. Par ailleurs, à l'instar de ce qui est réalisé à l'échelle locale, une étude de sensibilité proposée à la TABLE 2.2 confirme les tendances évoquées et permet d'évaluer le poids du rayon d'acuité sur l'évolution des efforts de coupe.

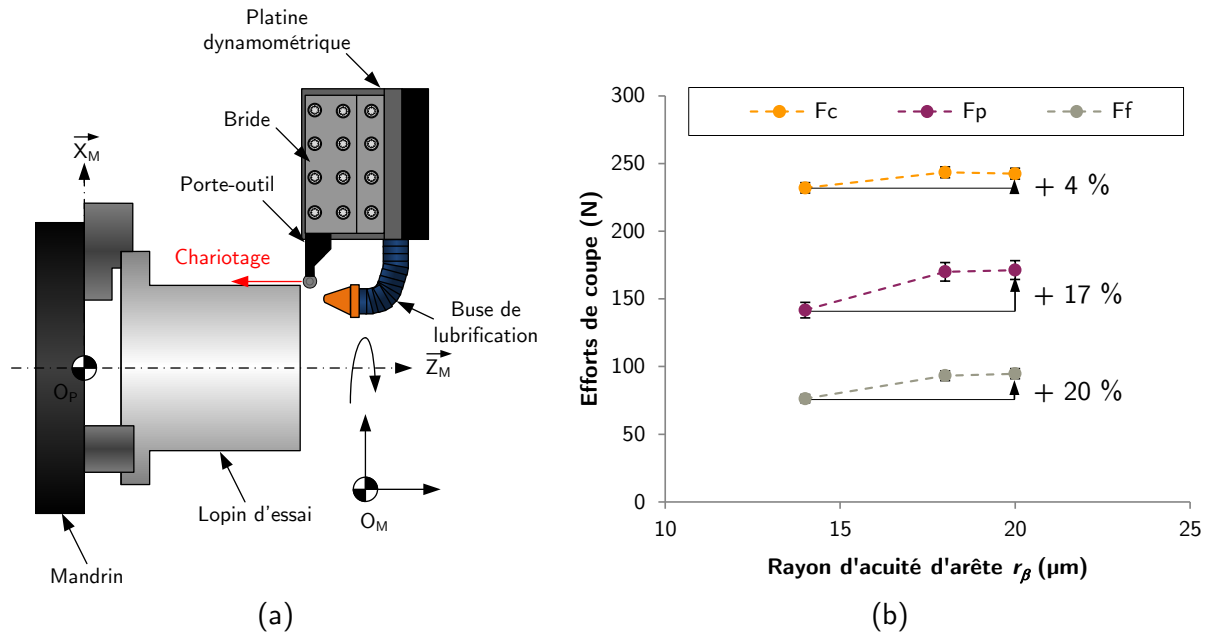


FIGURE 2.6 (a) Configuration des essais instrumentés en chariotage (a) ; (b) Comparaison des niveaux d'efforts relevés pour chaque composante

	F_c	F_f	F_p
N/ μm	1.8	4.9	3.1
%/ μm	0.7	2.9	3.3

TABLE 2.2 Sensibilités des efforts de coupe globaux à l'évolution du rayon d'acuité d'arête lors du chariotage de l'alliage de titane Ti6Al4V

En définitive, d'après les observations réalisées à l'échelle locale et à l'échelle globale, il est possible de conclure que le rayon d'acuité d'arête possède un effet non négligeable sur les efforts de coupe lors de l'usinage de l'alliage de titane Ti6Al4V. Cet effet conduit à une augmentation des efforts de coupe lorsque le rayon d'acuité d'arête croît. La composante d'effort local f_h , ainsi que les composantes d'effort globales F_f et F_p qui lui sont liées, dans le cas présent, sont davantage sensibles à cet effet.

2.2 Étude de l'effet du rayon de contact en dépouille sur les efforts de coupe

Dans l'optique d'approfondir l'étude de l'influence des conditions de contact à l'interface entre la face de dépouille de l'outil coupant et la surface générée, le paragraphe 2.2 développe une approche complémentaire à celui du paragraphe 2.1, puisqu'il s'intéresse désormais à la géométrie de la surface usinée, et plus particulièrement, à un paramètre géométrique lié à la surface de contact avec la face en dépouille de l'outil coupant. Comme expliqué par quelques contributions évoquées dans l'état de l'art au Chapitre 1, la plupart des études concernant les paramètres influents vis-à-vis des phénomènes liés à l'effet *edge* s'affranchissent d'un possible effet de la géométrie de pièce. En effet, ces études se développent souvent dans le cadre d'essais de rabotage

ou de chariotage à iso-diamètre usiné. Toutefois, certains auteurs [Germain 11, Bouzakis et al. 13, Campocasso 13] ont remis en question cette hypothèse en mettant en lumière la possible influence de la géométrie de pièce sur les efforts de coupe.

L'objectif du paragraphe 2.2 est donc d'éclaircir les zones d'ombre entourant une possible influence de la géométrie de pièce sur les efforts de coupe. Le paragraphe 2.2.1 se penche sur la définition du rayon de contact en dépouille, paramètre représentatif des conditions de contact à l'interface entre la face de dépouille de l'outil coupant et la pièce usinée. Les paragraphes 2.2.2, 2.2.3, 2.2.4 développent une analyse à l'échelle locale et à l'échelle globale de l'influence du rayon de contact en dépouille sur les efforts de coupe. Enfin, le paragraphe 2.2.5 propose une modélisation des efforts de coupe s'appuyant sur les observations menées aux paragraphes précédents.

2.2.1 Rayon de contact en dépouille en tournage

Le rayon de contact en dépouille trouve son origine au sein des travaux menés par Germain [Germain 11] et Campocasso [Campocasso 13, Campocasso et al. 13] dans le cadre de l'usinage du cuivre pur Cu-c2 en coupe orthogonale et en chariotage. Ce paramètre a été défini dans l'optique de représenter géométriquement les conditions de contact à l'interface entre l'outil coupant et la surface générée. Le rayon de contact en dépouille, noté également $R_{c,d}^o$, correspond à la distance entre un point considéré sur l'arête de coupe en prise et l'axe de révolution de la pièce, vue dans le plan orthogonal P_o défini selon la norme [ISO 93a]. Cette distance est dans la direction de la normale à la tangente au point considéré sur l'arête de coupe en prise. Néanmoins, la définition du rayon de contact en dépouille peut être complétée afin de couvrir une gamme plus large d'opérations possibles en tournage. Dans cette visée, le rayon de contact en dépouille est représenté dans le cas des configurations d'alésage, chariotage et dressage à la FIGURE 2.7.

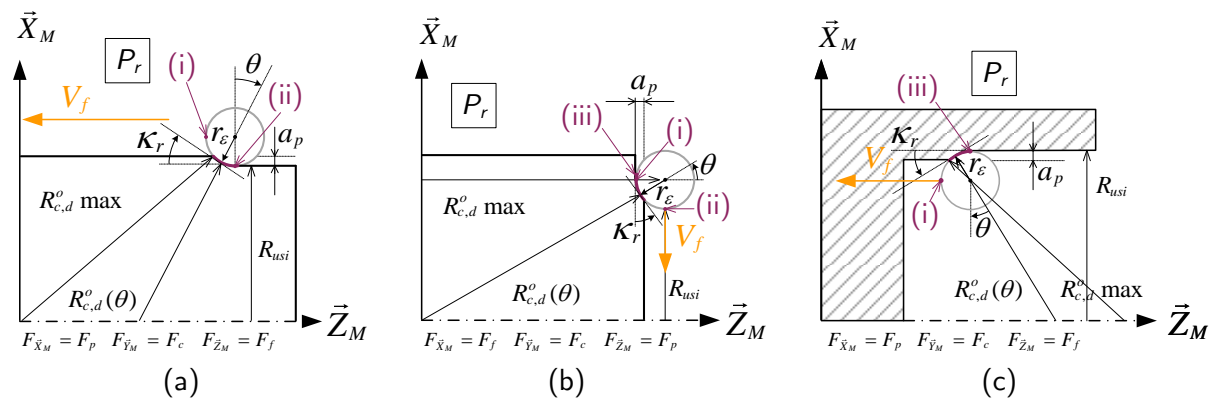


FIGURE 2.7 Le rayon de contact en dépouille ($R_{c,d}^o$) et orientation des efforts de coupe en tournage pour les configurations de (a) chariotage ; (b) dressage ; (c) alésage

Il est à noter qu'à l'instar de l'épaisseur coupée et l'angle de direction d'arête, la valeur du rayon de contact en dépouille évolue le long de l'arête en prise. Cette évolution le long de l'arête en prise peut même s'effectuer dans des proportions importantes lorsque la valeur de la profondeur de passe est grande. Typiquement comme illustré à la FIGURE 2.8, le point générateur (ii) en chariotage propose un rayon de contact en dépouille de nature convexe et égal

au rayon usiné. Tandis qu'au point (i) représentatif d'un usinage pour une profondeur de passe égale au rayon de bec, le rayon de contact en dépouille tend vers l'infini. Ces observations sont également valables dans la configuration de dressage, de la surface libre vers le centre de la pièce, en inversant les niveaux de rayon de contact en dépouille associés au point générateur et au point représentatif d'une opération à profondeur de passe égale au rayon de bec. De plus, le rayon de contact en dépouille peut également être de nature concave comme c'est le cas au point générateur (iii) en alésage ou minoritairement en dressage de la surface libre vers le centre de la pièce (i.e. les crêtes naturellement générées par le passage de l'outil en dressage conduisent à un rayon de contact de nature concave avec l'outil coupant pour $\theta < 0^\circ$ au tour suivant). Néanmoins, dans le cas particulier d'une opération en configuration de dressage depuis le centre de la pièce vers la surface libre, le contact entre l'outil coupant et la surface générée est désormais majoritairement de nature concave (i.e. pour $\theta > 0^\circ$) et seules les crêtes générées par le passage de l'outil conduisent à un contact de type convexe (i.e. pour $\theta < 0^\circ$). Enfin, le rayon de contact en dépouille est de nature exclusivement convexe jusqu'à tendre vers l'infini en chariotage, tandis qu'en alésage, le rayon de contact en dépouille est de nature exclusivement concave jusqu'à tendre vers l'infini également.

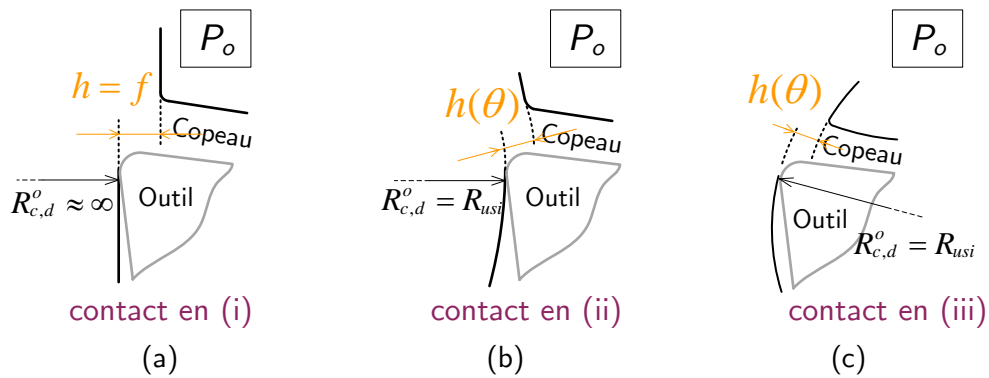


FIGURE 2.8 Différents types de rayon de contact en dépouille ($R_{c,d}^o$) : (a) rayon de contact infini ; (b) rayon de contact convexe ; (c) rayon de contact concave

En s'appuyant sur ces observations, les expressions décrivant l'évolution du rayon de contact en dépouille peuvent être définies par l'EQ. 2.1 en chariotage, l'EQ. 2.2 pour un rayon convexe en dressage, l'EQ. 2.3 pour un rayon concave en dressage et par l'EQ. 2.4 en alésage.

En chariotage, rayon convexe :

$$R_{c,d}^o = r_\varepsilon \times \left(\frac{1}{\cos(\theta)} - 1 \right) + \frac{R_{usi}}{\cos(\theta)} \quad \forall \theta \quad (2.1)$$

En dressage vers le centre de la pièce, rayon convexe :

$$R_{c,d}^o = r_\varepsilon \times \left(\frac{1}{\sin(\theta)} - 1 \right) + \frac{R_{usi}}{\sin(\theta)} \quad \theta > 0^\circ \quad (2.2)$$

En dressage vers le centre de la pièce, rayon concave :

$$R_{c,d}^o = r_\varepsilon \times \left(\frac{1}{\sin(\theta)} + 1 \right) + \frac{R_{usi}}{\sin(\theta)} \quad \theta < 0^\circ \quad (2.3)$$

En alésage, rayon concave :

$$R_{c,d}^o = r_\varepsilon \times \left(1 - \frac{1}{\cos(\theta)} \right) + \frac{R_{usi}}{\cos(\theta)} \quad \forall \theta \quad (2.4)$$

Pour comparer le comportement de l'épaisseur coupée, de l'angle de direction d'arête et du rayon de contact en dépouille le long d'une arête en prise, leurs évolutions sont tracées pour des conditions de coupe précises et présentées à la [FIGURE 2.9](#). Ces tracés confirment que le rayon de contact en dépouille évolue dans des proportions importantes, de ce fait l'analyse de son influence sur les efforts de coupe est justifiée. Par ailleurs, il est à noter que, comme l'explique les équations précédentes, le rayon de contact en dépouille et l'angle de direction d'arête sont géométriquement liés.

Par conséquent, pour mener à bien une étude de l'influence du rayon de contact en dépouille sur les efforts de coupe, il est nécessaire de découpler les effets de ces deux paramètres pour en déterminer leurs effets de manière indépendante, c'est l'objet du paragraphe 2.2.2. De plus, il est à souligner que l'évolution du rayon de contact en dépouille en fonction de l'épaisseur coupée n'est pas identique entre les configurations d'usinage, c'est-à-dire que pour un même niveau de rayon de contact en dépouille en chariotage et en dressage, la valeur de l'épaisseur coupée associée n'est pas la même. Cette remarque permet, à l'échelle globale, d'être capable de découpler les effets de l'épaisseur coupée et du rayon de contact en dépouille sur les efforts de coupe afin de permettre l'identification de l'effet de ce dernier de manière indépendante, comme détaillé au paragraphe 2.2.4.

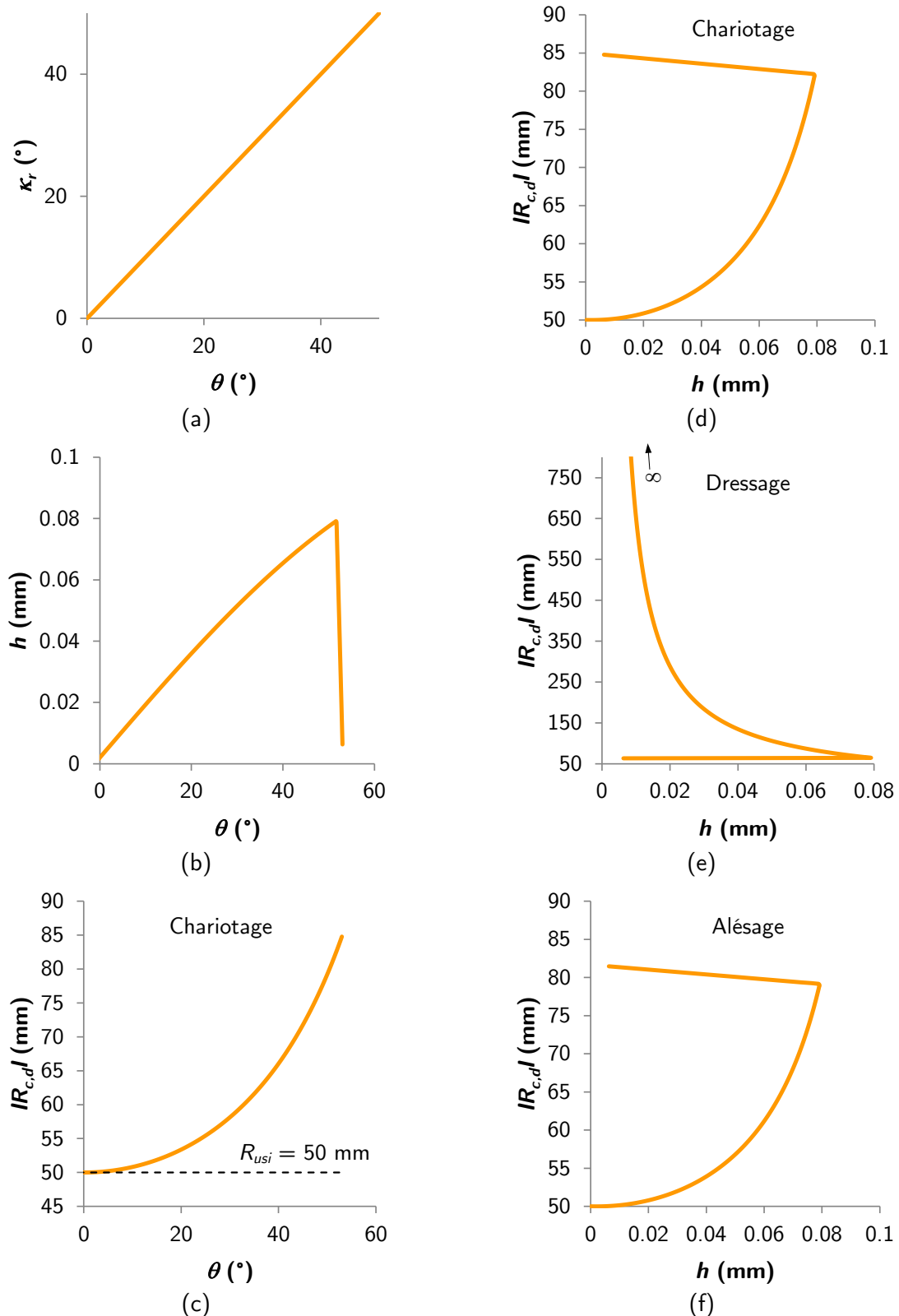


FIGURE 2.9 Évolutions de (a) l'angle de direction d'arête ; (b) l'épaisseur coupée ; (c) le rayon de contact en dépouille le long de l'arête en prise. Évolutions du rayon de contact en dépouille en (d) chariotage ; (e) dressage ; (f) alésage, en fonction de l'épaisseur coupée ($\varnothing_{usi} = 100$ mm ; $f = 0.1$ mm/tr ; $a_p = 1$ mm)

2.2.2 Analyse à l'échelle locale de l'effet de l'angle de direction d'arête

Plusieurs tentatives afin de déterminer l'influence de l'angle de direction d'arête sont effectuées dans la littérature scientifique [Venkatesh et al. 96, Saglam et al. 06, Khettabi et al. 07] sans pour autant pouvoir conclure. Ces difficultés à déterminer clairement l'effet de l'angle de direction sont peut-être liées au couplage de l'angle de direction d'arête et du rayon de contact en dépouille le long de l'arête de coupe, comme précisé au paragraphe 2.2.1. De ce fait, afin de déterminer précisément l'effet du rayon de contact en dépouille sur les efforts de coupe, il est nécessaire de découpler ces deux paramètres.

Pour ce faire, deux configurations de coupe à l'échelle locale sont retenues afin de déterminer l'effet de l'angle de direction d'arête κ_r indépendamment de l'effet potentiel du rayon de contact en dépouille : la coupe élémentaire sur filet, inspirée des travaux de [Salvatore 11] et la coupe orthogonale sur disque. Comme illustré à la FIGURE 2.10, ces deux configurations d'essais permettent d'atteindre deux niveaux d'angle de direction d'arête, tout en conservant les autres paramètres potentiellement influents constants, notamment le rayon de contact en dépouille (i.e. en coupe orthogonale sur disque les essais courts proposent une faible variation du rayon de contact en dépouille). La coupe orthogonale sur disque, par définition, propose un angle de direction d'arête égal à 90° . Tandis que la coupe élémentaire sur filet consiste en l'usinage d'un filet, préalablement usiné avec un outil à fileter, en définissant une vitesse d'avance de l'outil coupant en accord avec le pas du filet. Dans la configuration sur filet, la direction de la vitesse d'avance est colinéaire à l'arête de coupe, l'angle de direction d'arête obtenu est donc nul et l'épaisseur coupée est égale à la profondeur de passe.

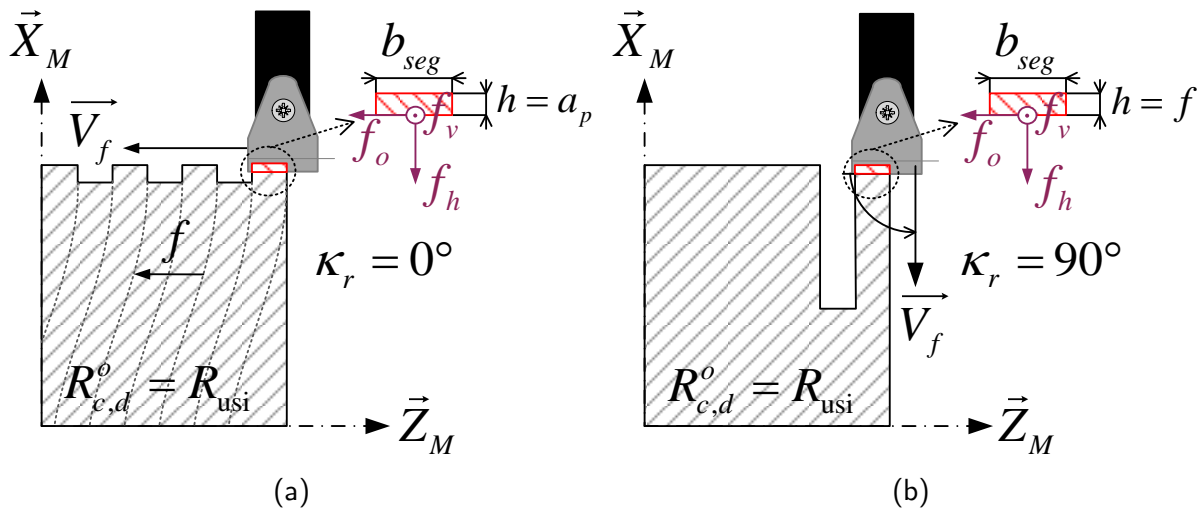


FIGURE 2.10 Schématisation des configurations d'usinage utilisées pour déterminer l'effet de l'angle de direction d'arête sur les efforts de coupe : (a) coupe élémentaire sur filet ; (b) coupe orthogonale sur disque

Les essais comparatifs entre les deux configurations sont donc réalisés pour un même diamètre usiné, une même vitesse de coupe, une même épaisseur coupée et une même largeur de coupe. Cette dernière est définie à partir des recommandations formulées par [Germain 11] pour éviter les effets de bord qui peuvent fausser la mesure des efforts linéiques. Une épaisseur coupée de 0.2 mm est retenue de manière à obtenir des niveaux d'efforts importants afin de détecter plus

facilement une éventuelle variation d'effort liée à l'effet de l'angle de direction d'arête et de se positionner dans une gamme d'efforts plus adaptée aux sensibilités de la platine. Les essais sont également réalisés au sein du même lopin matière et de la même plaquette (i.e. en différentes zones au sein de cette même plaquette) afin de limiter les dispersions liées à l'effet d'un changement d'outil ou du matériau usiné. De plus, dans l'optique de limiter la propagation de l'usure de l'outil afin de permettre une comparaison propre des niveaux d'efforts, les essais sont réalisés sur de faibles longueurs usinées correspondant à cinq révolutions de la pièce usinée (une révolution pour engager l'outil ; trois révolutions en régime permanent ; une révolution pour désengager l'outil). Ces précautions sont garanties par la mesure de l'évolution des paramètres opératoires et de la position de l'outil coupant dans le repère machine grâce à fonctions analogiques issues directement de la commande numérique, comme indiqué dans l'Annexe B. Les mesures d'efforts fournies à la FIGURE 2.11, correspondent aux efforts de coupe moyennés lors des trois tours où la section coupée est constante. Enfin, dans le but d'évaluer la répétabilité des mesures, chaque essai est répété.

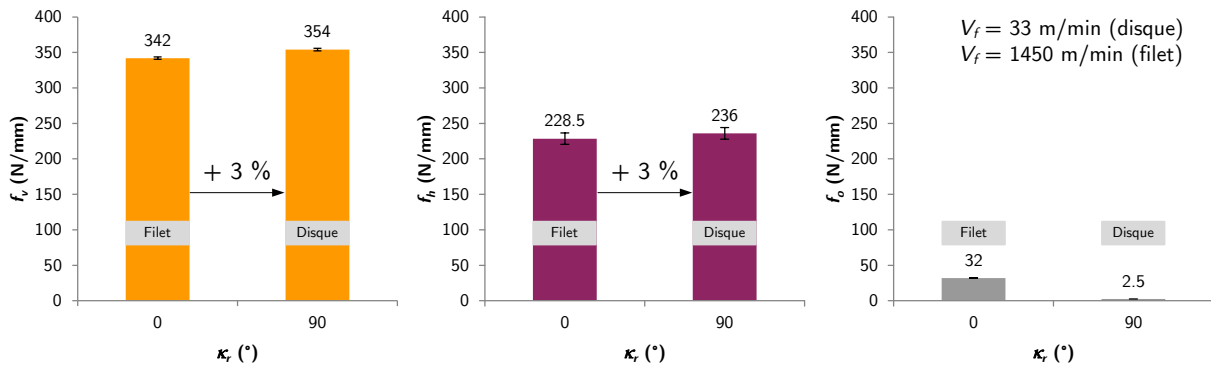


FIGURE 2.11 Diagrammes des efforts de coupe linéiques obtenus lors de l'analyse de l'effet de l'angle de direction d'arête en coupe élémentaire sur filet et coupe orthogonale sur disque ($V_c = 90$ m/min ; $b = 3$ mm ; $h = 0.2$ mm)

La première observation faite est que malgré le pas du filet important (9 mm) dans le cas de la coupe élémentaire sur filet, la composante d'effort locale f_o , dans la direction de l'arête de coupe et du mouvement de l'outil, reste négligeable par rapport aux deux autres composantes d'effort de coupe local f_v et f_h . C'est la raison pour laquelle, il est pertinent de considérer l'essai de coupe sur filet comme un essai de coupe élémentaire, où la résultante de l'effort de coupe local peut être contenue dans un plan normal à l'arête de coupe. Dès lors, une comparaison entre les niveaux d'efforts obtenus en coupe élémentaire sur filet et ceux récoltés pendant les essais en coupe orthogonale sur disque n'est pas faussée suite à l'apparition d'une troisième composante dans le premier cas.

Comme illustré à la FIGURE 2.11, la seconde observation faite est que les composantes de l'effort de coupe local f_v et f_h augmentent légèrement lorsque l'angle de direction d'arête croît. Cette influence semble indépendante de la composante d'effort observée. Les deux augmentent approximativement de 3 %. Leurs sensibilités sont également analysées à la TABLE 2.3. Enfin, bien que la composante f_o soit négligeable par rapport aux deux autres, il est à noter qu'elle décroît de manière significative avec l'augmentation de l'angle de direction d'arête qui augmente.

Cette décroissance est liée à la diminution importante de la vitesse d'avance et son changement d'orientation. En effet, la vitesse d'avance dans la configuration de coupe élémentaire sur filet est environ 45 fois supérieure à la vitesse d'avance en coupe orthogonale sur disque.

	f_v	f_h
N/°	0.13	0.63
%/°	0.04	0.26

TABLE 2.3 Sensibilités des efforts de coupe locaux à l'angle de direction d'arête lors de l'usinage de l'alliage de titane Ti6Al4V

D'après les observations effectuées, la sensibilité des efforts de coupe locaux à l'évolution de l'angle de direction d'arête semble extrêmement faible en comparaison avec l'influence d'autres paramètres (épaisseur coupée [Brown et al. 64], rayon d'acuité d'arête comme indiqué à la TABLE 2.1). C'est la raison pour laquelle l'effet de ce paramètre sur les efforts de coupe peut être considéré comme négligeable. Par conséquent, l'effet de l'angle de direction d'arête n'est pas inclus au sein des modélisations proposées dans la suite de ces travaux de recherche.

2.2.3 Étude à l'échelle locale de l'effet du rayon de contact en dépouille en coupe orthogonale

Dès lors que l'effet de l'angle de direction d'arête est déterminé séparément de l'influence potentielle du rayon de contact en dépouille, il est désormais possible de déterminer cette dernière. L'objet de ce paragraphe est donc d'analyser l'effet du rayon de contact en dépouille à l'échelle locale.

2.2.3.1 Essais en coupe orthogonale sur disque et sur tube

Pour ce faire, à l'instar de l'approche employée au paragraphe 2.2.2, la première difficulté réside dans le choix des configurations expérimentales afin de proposer plusieurs niveaux de rayon de contact en dépouille en gardant les autres paramètres potentiellement influents constants. Dans cette optique, deux configurations de coupe orthogonale sont retenues : la coupe orthogonale sur disque, décrite précédemment, et la coupe orthogonale sur tube. Comme l'illustre la FIGURE 2.12, la coupe orthogonale sur tube permet d'atteindre une valeur infinie du rayon de contact en dépouille tout en conservant une section coupée (i.e. une épaisseur coupée et une largeur de coupe), et un angle de direction d'arête identiques à la configuration de coupe orthogonale sur disque.

Les essais sont conduits au sein du même lopin de matière usinée, avec la même plaquette (i.e. en différentes zones de cette même plaquette) ARNO ProfilCut représentative d'un segment de l'arête discrétisée comme décrit dans l'Annexe A. Dans le but de prendre en considération la possible influence de l'usure en dépouille de l'outil, comme avancé par Zorev [Zorev 66], le plan d'essai est divisé en trois niveaux d'usure en dépouille $V_B = \{0 ; 0.05 ; 0.1\}$ mm. Le critère limite d'usure en dépouille étant généralement fixé à 0.3 mm dans le cadre de l'usinage des alliages de titane, ces trois niveaux d'usure sont donc acceptables du point de vue de la production. Enfin, de manière analogue à ce qui est fait au paragraphe 2.2.2, chaque essai est réalisé sur une longueur usinée faible, correspondant à cinq rotations de la pièce usinée, et répété. De plus, le nombre

d'essais à conduire est réduit au minimum possible et l'épaisseur coupée retenue pour ces essais vaut 0.1 mm dans le but de limiter la propagation des phénomènes d'usure qui entraverait la comparaison des niveaux d'efforts entre les essais. Les résultats obtenus sont présentés à la FIGURE 2.13.

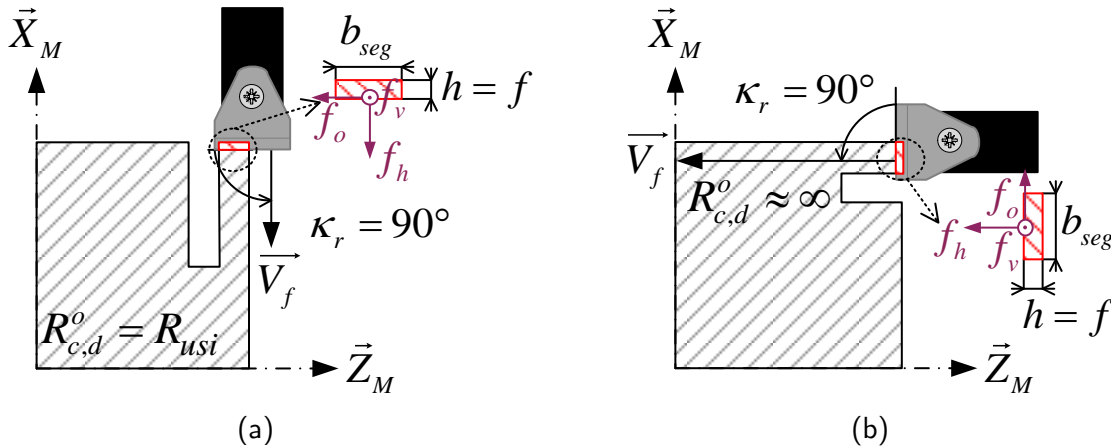


FIGURE 2.12 Schématisation des configurations d'usinage utilisées pour déterminer l'effet du rayon de contact en dépouille sur les efforts de coupe (a) coupe orthogonale sur disque ; (b) coupe orthogonale sur tube

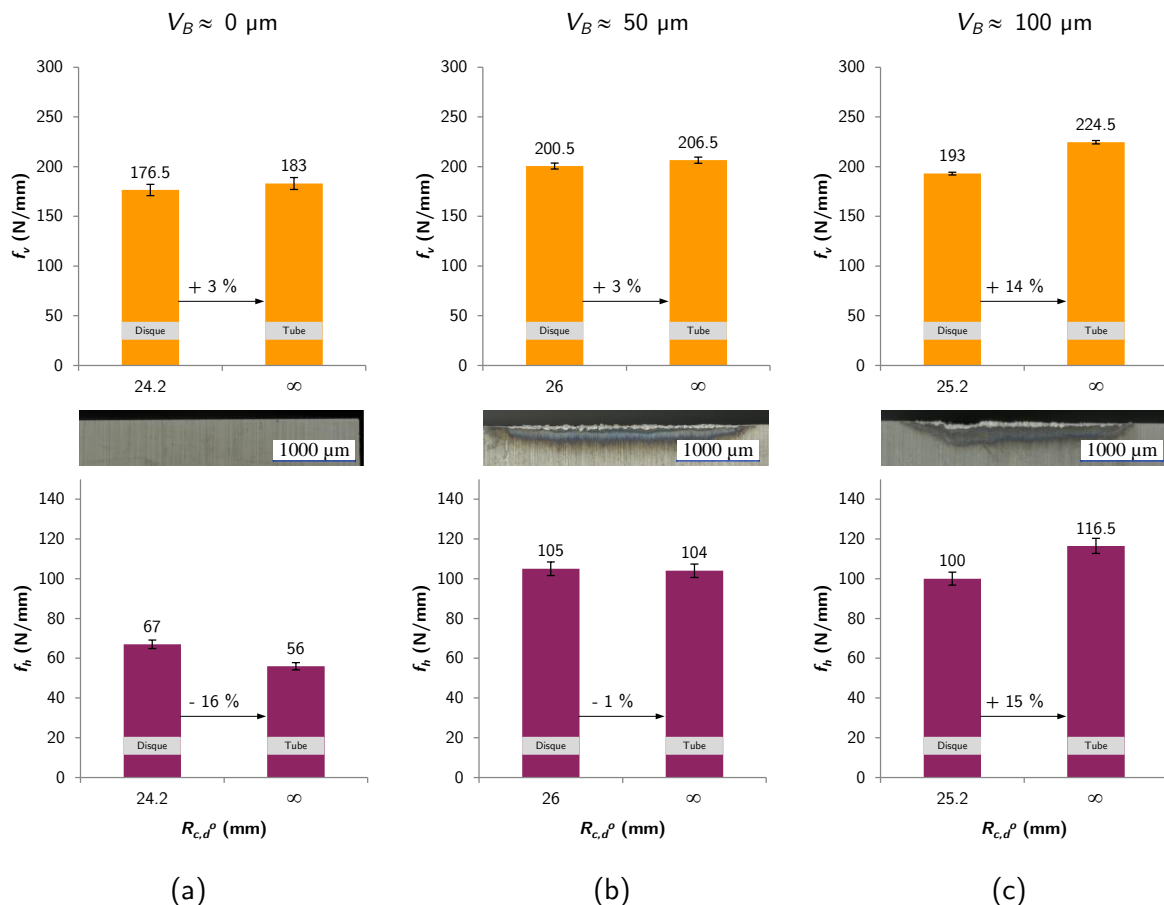


FIGURE 2.13 Diagrammes des efforts de coupe linéiques obtenus lors de l'analyse de l'effet du rayon de contact en dépouille en coupe orthogonale sur disque et sur tube : (a) pour $V_B = 0 \mu\text{m}$; (b) pour $V_B = 50 \mu\text{m}$; (c) pour $V_B = 100 \mu\text{m}$ ($V_c = 90 \text{ m/min}$; $b = 3 \text{ mm}$; $h = 0.1 \text{ mm}$)

Premièrement, la troisième composante d'effort f_o mesurée pendant les expérimentations propose un niveau d'effort presque nul dans tous les cas du plan d'essai. Cette composante est

donc négligeable par rapport aux deux autres, de ce fait elle n'est pas représentée. Deuxièmement, d'après les résultats obtenus, le rayon de contact en dépouille ne semble pas avoir d'effet significatif dans les deux premiers cas d'usure en dépouille. En effet, bien qu'il existe une diminution de la composante d'effort local f_h entre la configuration d'usinage sur disque et sur tube pour une plaquette neuve (i.e. $V_B = 0 \mu\text{m}$), l'intensité des efforts de coupe est petite. Par conséquent, une légère différence d'effort de coupe peut conduire à un grand pourcentage de variation. Troisièmement, dans le cas d'une usure en dépouille plus importante (i.e. $V_B = 100 \mu\text{m}$), l'effet du rayon de contact en dépouille sur les efforts de coupe existe. Les efforts de coupe augmentent lorsque le rayon de contact en dépouille croît. Cet accroissement est de l'ordre de 15% et semble identique sur les deux composantes d'effort f_v et f_h . Par conséquent, il semble que l'usure en dépouille de l'outil et le rayon de contact en dépouille possèdent un effet couplé sur les efforts de coupe. Les expérimentations développées au paragraphe 2.2.4 tiennent donc compte de cet aspect.

2.2.3.2 Investigations sur les origines physiques de l'effet du rayon de contact en dépouille

Les résultats proposés à la [FIGURE 2.13](#) soulignent un effet couplé du rayon de contact en dépouille et de l'usure de l'outil sur les efforts de coupe. Cette observation suggère que l'origine des évolutions d'efforts de coupe est associée à un phénomène situé sur la face de dépouille de l'outil coupant. Cependant, dans l'optique d'avoir une idée plus précise des phénomènes initiateurs de ces évolutions, des copeaux sont récoltés après chaque essai et observés. Le but de cet examen visuel est de déterminer si les différents niveaux de rayon de contact en dépouille peuvent avoir des conséquences sur la formation du copeau. Pour s'assurer d'avoir de bonnes conditions d'observation, les copeaux sont enrobés à chaud dans de la résine, puis polis et observés à l'aide d'un microscopique optique. L'évaluation des caractéristiques du copeau est basée sur deux critères majeurs : l'angle de cisaillement et la fréquence de festonnage, en accord avec les préconisations formulées par [Sutter et al. 13] et précisées aux [EQS. 2.5, 2.6 et 2.7](#). L'examen est répété pour 10 festons dans le but d'obtenir des valeurs mesurées fidèles aux phénomènes à caractériser. Deux photographies de copeaux observés sont proposées à la [FIGURE 2.14](#), tandis que l'analyse quantitative est présentée à la [TABLE 2.4](#).

$$X_{moy.} = \frac{1}{Nb_{festons}} \times \sum_{k=1}^{Nb_{festons}} X_k \text{ avec } X = \{L_{fes} ; Ep_{fes}\} \quad (2.5)$$

$$V_{éclt,cop} = \frac{h}{Ep_{fes} \text{ moy.}} \times V_c \quad (2.6)$$

$$F_{app, feston} = \frac{Nb_{festons}}{L_{copeau}} \quad (2.7)$$

L_{copeau} : longueur de copeau déroulée considérée ; $F_{app, feston}$: fréquence de festonnage

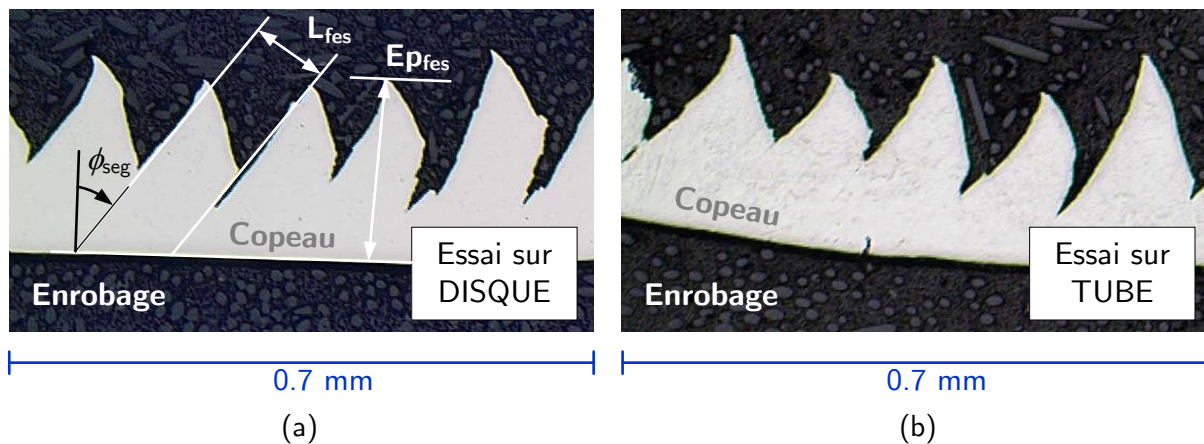


FIGURE 2.14 Micrographies des copeaux prélevés (a) en coupe orthogonale sur disque ;
(b) en coupe orthogonale sur tube

$R_{c,d}^{\circ}$ moy. (mm)	ϕ_{seg} ($^{\circ}$)	L_{fes} moy. (mm)	Ep_{fes} moy. (mm)	$V_{\acute{e}clt,cop}$ (m/min)	$F_{app,feston}$ (kHz)
24	37.4	0.13	0.23	77	9.6
95.8	37.3	0.15	0.24	74	8.3
95.5	37	0.15	0.25	73	7.9
∞	39	0.15	0.26	70	7.7
∞	37.8	0.13	0.21	86	10.9

TABLE 2.4 Mesures obtenues par l'examen des copeaux à différents niveaux de rayon de contact en dépouille
($V_c = 90$ m/min ; $b = 3$ mm ; $h = 0.2$ mm)

Les mesures effectuées sur les copeaux présentent de très légères différences entre les différentes configurations. Cependant, une grande partie de ces variations est probablement due à des problèmes de répétabilité. Cela implique donc que l'effet du rayon de contact en dépouille sur les efforts de coupe observé ne semble pas trouver son origine dans un changement lors de la formation du copeau. Par conséquent, l'hypothèse retenue est que l'effet du rayon de contact en dépouille sur les efforts de coupe est relié aux conditions de contact à l'interface entre la face de dépouille de l'outil coupant et la surface générée. L'appellation de ce paramètre comme *le rayon de contact en dépouille* est désormais justifiée.

Physiquement, l'augmentation des efforts de coupe quand le rayon de contact en dépouille grandit peut être interprétée de deux façons. Selon un point de vue purement géométrique, en supposant une pression de contact à l'interface constante, une longueur de contact plus grande entre la face de dépouille de l'outil coupant et la surface usinée conduit à des efforts de coupe plus importants, comme illustré à la FIGURE 2.15. Selon un point de vue purement mécanique, un contact plus profond lié à la modification du positionnement du point de séparation de la matière [Waldorf et al. 99] peut conduire à une pression de contact à l'interface accrue. Par conséquent,

$Nb_{festons}$: nombre de festons sur la longueur de copeau considérée

$V_{\acute{e}clt,cop}$: vitesse d'écoulement du copeau

pour une même longueur de contact entre la face de dépouille de l'outil coupant et la surface générée, les efforts de coupe sont augmentés.

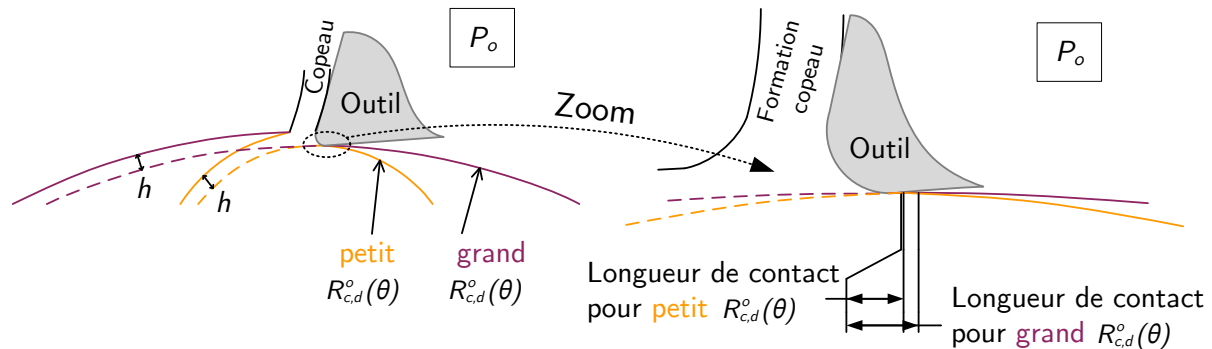


FIGURE 2.15 Influence du rayon de contact en dépouille sur le contact entre la face de dépouille de l'outil et la surface générée

En conclusion, d'après l'analyse à l'échelle locale, l'influence du rayon de contact en dépouille sur les efforts de coupe est significative. Ce paramètre doit donc être inclus dans les futures modélisations.

2.2.4 Analyse à l'échelle globale de l'effet du rayon de contact en dépouille en alésage, chariotage et dressage

Comme observé au paragraphe 2.2.3, à l'échelle locale, le rayon de contact en dépouille présente un effet significatif sur les efforts de coupe. Pour étendre cette analyse aux rayons de contact de nature concave, des essais en configuration d'alésage, chariotage et dressage sont réalisés successivement avec une plaquette ronde comme illustré à la FIGURE 2.16. Il est à noter que l'extension de l'analyse au cas d'un rayon de contact en dépouille de nature concave peut être réalisée à l'échelle locale grâce à un essai de coupe orthogonale sur disque intérieur. Toutefois, cette expérimentation n'est pas réalisée dans cette étude, une analyse à l'échelle globale étant préférée.

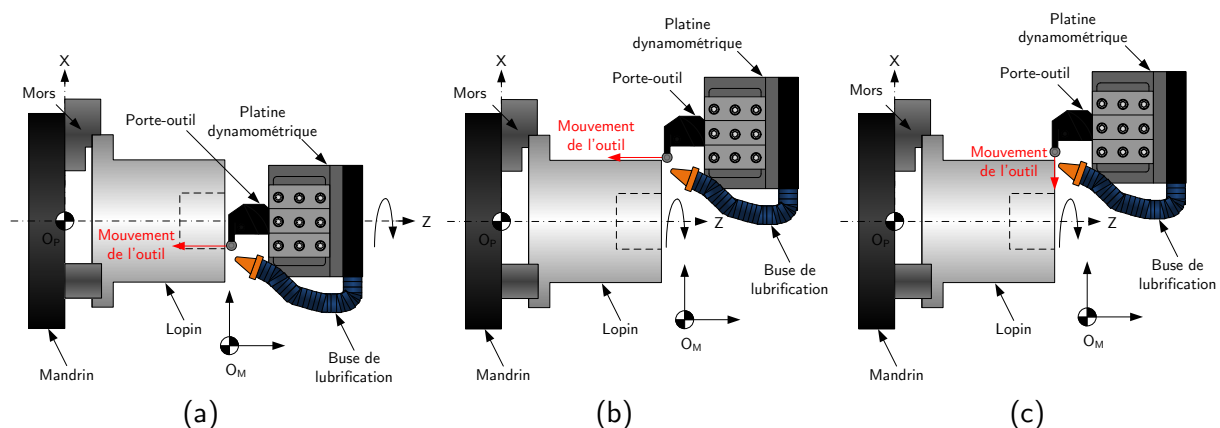


FIGURE 2.16 Schématisation des essais d'usinage instrumentés : (a) en alésage ; (b) en chariotage ; (c) en dressage

Étant donné que l'épaisseur coupée et le rayon de contact en dépouille varient le long de l'arête de coupe en prise, les essais sont réalisés pour une unique et faible valeur de profondeur de

passe. En effet, avec une faible valeur de profondeur de passe, cela permet de dissocier les plages de variation du rayon de contact en dépouille entre chaque configuration d'essai (FIGURE 2.9). Par conséquent, dans ces conditions, la comparaison entre les niveaux d'efforts de coupe entre les trois configurations d'usinage permet d'observer directement l'effet du rayon de contact en dépouille à l'échelle globale, puisque dans les trois cas les plages de variation de l'épaisseur coupée sont, quant à elles, identiques. De plus, les conclusions formulées au paragraphe 2.2.3 soulignent un couplage entre l'effet du rayon de contact en dépouille et l'usure en dépouille de l'outil. De ce fait, l'usure en dépouille de l'outil est incluse dans le plan d'essais pour une unique valeur $V_B = 100 \mu\text{m}$. Pour ce faire, la plaquette d'essai est rodée, c'est-à-dire qu'elle a subi des opérations d'usinage en chariotage et dressage afin d'atteindre un certain niveau d'usure en dépouille, uniforme tout le long de l'arête en prise, avant de réaliser l'acquisition pendant les essais. Par ailleurs, l'ensemble des essais est réalisé sur la même plaquette, montée sur le même porte-outil, et dans le même lopin d'essai. Cela nécessite le développement d'un porte-outil adapté, à partir d'une barre à aléser, et d'une bride spéciale pour effectuer les essais dans les trois configurations avec le même montage. L'objectif étant de s'affranchir des dispersions liées à la variation du comportement du système usinant lors de l'utilisation de différents montages. Les essais sont instrumentés de la même façon que pour les campagnes précédentes, dont les détails sont fournis à l'Annexe B. Enfin, les essais sont développés pour trois valeurs d'avance par tour afin d'atteindre plusieurs valeurs d'épaisseur coupée et d'analyser l'effet couplé du rayon de contact en dépouille et de l'épaisseur coupée. De manière analogue aux stratégies d'essais précédentes, le nombre d'essais est limité autant que possible pour limiter la propagation de l'usure de l'outil et chaque essai est réalisé sur une longueur usinée équivalente à cinq rotations de la pièce usinée. Le plan d'essais est détaillé à la TABLE 2.5 et les résultats sont présentés à la FIGURE 2.17.

N° d'essai	Opération (Type)	f (mm/tr)	a_p (mm)	$R_{c,d}^{\circ} \text{ max.}$ (mm)	$R_{c,d}^{\circ} \text{ min.}$ (mm)	\varnothing_{usi} (mm)
C2.1.1	AL.	0.1	0.5	49	40	80
C2.1.2	DR.	0.1	0.5	$+\infty$	105	124
C2.1.3	CH.	0.1	0.5	94	71	141
C2.1.4	AL.	0.175	0.5	49	40	80
C2.1.5	DR.	0.175	0.5	$+\infty$	104	123
C2.1.6	CH.	0.175	0.5	94	71	141
C2.1.7	AL.	0.25	0.5	49	40	80
C2.1.8	DR.	0.25	0.5	$+\infty$	102	121
C2.1.9	CH.	0.25	0.5	94	71	141

TABLE 2.5 Plan d'essais pour évaluer l'effet du rayon de contact en dépouille sur les efforts de coupe à l'échelle globale (AL. alésage, CH. chariotage, DR. dressage)

La première observation est que les tendances observées sur les efforts de coupe pendant ces essais à l'échelle globale sont identiques quelle que soit la valeur d'avance par tour. De ce fait, les observations suivantes sont valables pour n'importe quelle valeur d'avance employée dans ces essais. Deuxièmement, les niveaux d'efforts relevés en configuration de dressage sont supérieurs aux niveaux d'efforts mesurés en configuration de chariotage. Ce point est en adéquation avec les observations faites à l'échelle locale, soulignant une augmentation des efforts de coupe lorsque le rayon de contact en dépouille de nature convexe croît. Les composantes de l'effort de coupe global F_f et F_p sont les plus sensibles et augmentent en moyenne de 12 % et 21 %, tandis que la composante F_c présente un accroissement plus petit de 4 %. Troisièmement, un rayon de contact en dépouille de nature concave, proposé par les essais en configuration d'alésage, génère des niveaux d'effort de coupe plus grands pour chaque composante d'effort par rapport à ceux mesurés en configuration de dressage. Entre ces deux configurations, les composantes F_c et F_p augmentent de 13 % et la composante F_f de 18 %. Cette observation va dans le sens de l'analyse géométrique proposée au paragraphe 2.2.3.2, qui présente une longueur de contact plus grande entre la face de dépouille de l'outil coupant et la surface générée avec un rayon de contact en dépouille de nature concave en comparaison avec un rayon de contact en dépouille de nature convexe.

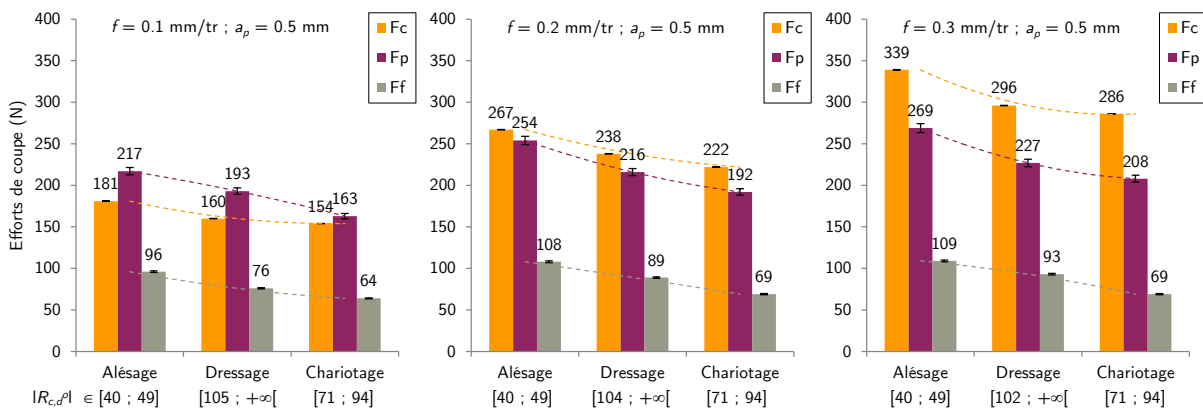


FIGURE 2.17 Diagrammes des efforts de coupe globaux obtenus lors de l'analyse de l'effet du rayon de contact en dépouille à l'échelle globale ($V_c = 90$ m/min)

En définitive, l'analyse des efforts de coupe à l'échelle globale en usinage avec une plaquette ronde est en accord avec l'analyse des efforts de coupe à l'échelle locale effectuée avec une arête de coupe rectiligne. Ces analyses mettent en évidence le fait que le rayon de contact en dépouille possède un effet significatif sur les efforts de coupe. De plus, comme envisagé selon une approche purement géométrique, un rayon de contact en dépouille de nature concave semble conduire à des niveaux d'efforts de coupe plus grands qu'avec un rayon de contact en dépouille de nature convexe. Ce paramètre, au vu de son influence significative sur les efforts de coupe, doit être inclus dans les futures modélisations.

2.2.5 Modélisation des efforts de coupe en tenant compte de l'influence du rayon de contact en dépouille

2.2.5.1 Formulation de la loi de coupe tenant compte de l'effet du rayon de contact en dépouille

Au regard des analyses menées aux échelles locale et globale, le rayon de contact en dépouille possède un effet significatif sur les efforts de coupe. C'est la raison pour laquelle, ce paramètre doit être introduit dans les modélisations d'efforts de coupe afin d'en optimiser la prédiction.

Dans cette optique et en accord avec le type de modélisation retenu dans ces travaux de recherche, il est nécessaire de définir une loi de coupe locale qui tienne compte de ce paramètre pour un niveau d'usure de l'outil donné. Cette loi de coupe locale, conformément aux observations faites aux paragraphes 2.2.3 et 2.2.4, doit :

- proposer des efforts de coupe croissants avec l'augmentation du rayon de contact en dépouille ;
- proposer un niveau d'effort plus important lorsque le rayon de contact en dépouille est de nature concave, par rapport à un rayon de contact en dépouille de nature convexe ;
- proposer une convergence à l'infini, puisqu'un niveau d'effort fini est atteint lors des essais à l'échelle locale en coupe sur tube, qui proposent un rayon de contact en dépouille infini.

Pour ce faire, dans un premier temps une convention de signe est établie de manière à différencier un rayon de contact en dépouille de nature convexe à un rayon de contact en dépouille de nature concave. Dans le but de respecter une condition de continuité et la croissance des efforts de coupe lorsque le rayon de contact en dépouille augmente, comme illustré à la [FIGURE 2.18](#) tracée par rapport au rayon de courbure, un rayon de contact en dépouille de nature concave est désigné comme positif, tandis qu'un rayon de contact en dépouille de nature convexe est défini comme négatif. Dans un second temps, le raisonnement développé au paragraphe 2.2.3.1 localise l'effet du rayon de contact en dépouille à l'interface entre la face de dépouille de l'outil coupant et la surface générée. Ainsi, la contribution du rayon de contact en dépouille aux efforts de coupe est introduite de manière additive au sein de l'*effet edge*, comme détaillé à l'[EQ. 2.8](#). Cette contribution est également introduite dans les deux composantes de l'effort de coupe local, conformément aux observations effectuées à l'échelle locale ([FIGURE 2.13](#)).

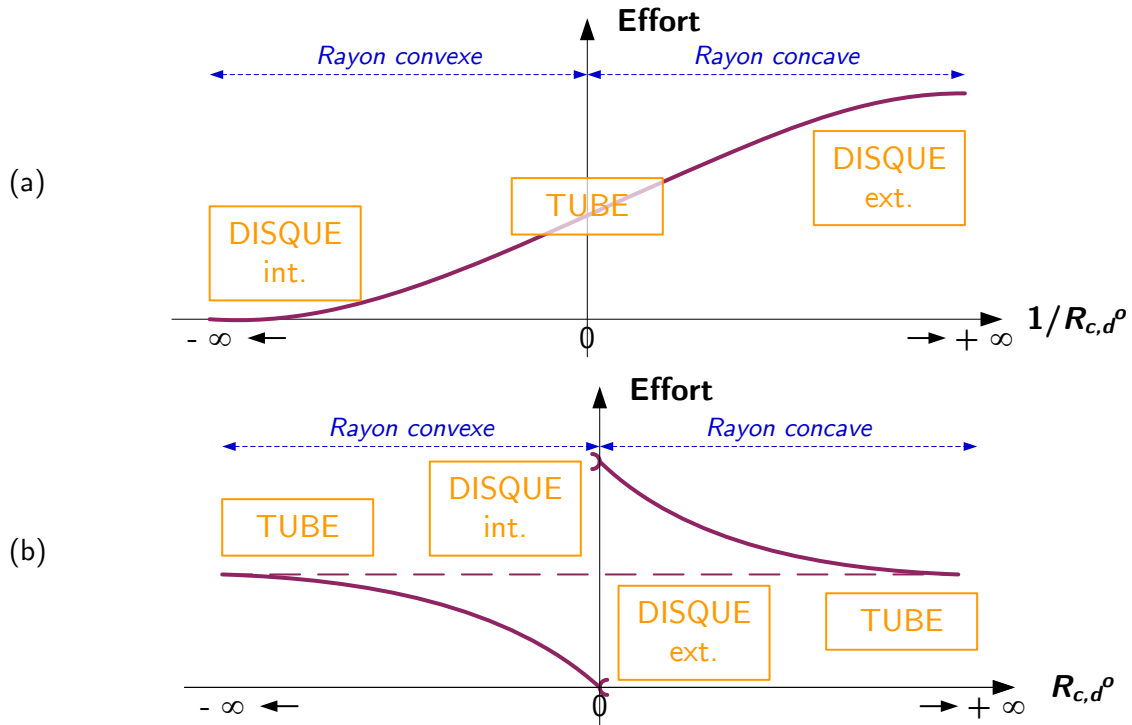


FIGURE 2.18 Justification de la convention de signe et des allures à respecter par la loi de coupe incluant l'effet du rayon de contact en dépouille (a) tracé en fonction de la courbure ; (b) tracé en fonction du rayon de contact en dépouille.

$$f_{i,j} = \underbrace{k_{e,i}}_{\text{effet edge}} + \frac{k_{e1,R_{cd}^{\circ},i}}{1 + \exp\left(\frac{k_{e2,R_{cd}^{\circ},i}}{R_{c,d,j}^{\circ}}\right)} + k_{c,i} h_j \quad \text{avec } i \in \{v; h\} \quad (2.8)$$

À titre de comparaison, pour juger du gain réalisé dans la prédiction des efforts de coupe, cette nouvelle formulation est comparée à un modèle couramment utilisé, qui sera considéré comme le modèle de référence à améliorer. Ce modèle, proposé par [Armarego et al. 70], est détaillé à l'EQ. 2.9. Seule la prise en compte de l'effet du rayon de contact en dépouille diffère entre les deux modèles.

$$f_{i,j} = \underbrace{k_{e,i}}_{\text{effet edge}} + \underbrace{k_{c,i} h_j}_{\text{effet cut}} \quad (2.9)$$

2.2.5.2 Plan d'essais, identification inverse et résultats

À l'instar de ce qui est réalisé au paragraphe 2.2.4, le plan d'essais pour identifier les coefficients des deux modèles présentés au paragraphe 2.2.5.1 se décline selon trois configurations d'usinage (i.e. alésage, chariotage, dressage) et trois niveaux d'avance par tour $f = \{0.1 ; 0.175 ; 0.25\}$ mm/tr. Toutefois, dans le cas présent afin de couvrir un domaine de validité allant de la finition à l'ébauche, la profondeur de passe ne se limite plus à une unique valeur. La profondeur de passe se décline selon quatre niveaux $a_p = \{0.5 ; 0.75 ; 1 ; 2.3\}$ mm pour observer l'effet du rayon de contact en dépouille. De plus, ces niveaux de profondeur de passe sont suffisamment grands pour ne pas se positionner dans des conditions de refus de coupe

et suffisamment petits pour ne pas dépasser le rayon de bec de la plaquette (conditions inappropriées pour usiner avec un tel outil) et respecter les limites de fonctionnement de l'ensemble usinant (couple du mandrin, limites en charge de la platine dynamométrique, etc.). Enfin, toujours dans l'optique de mettre en avant l'effet du rayon de contact en dépouille, l'outil d'essai est usé à une valeur d'usure en dépouille égale à 0.1 mm, conformément aux observations faites au paragraphe 2.2.3. Le plan de 36 essais est détaillé à la TABLE 2.7 et une représentation par rapport au domaine préconisé par le couple-outil matière est fournie à la FIGURE 2.19.

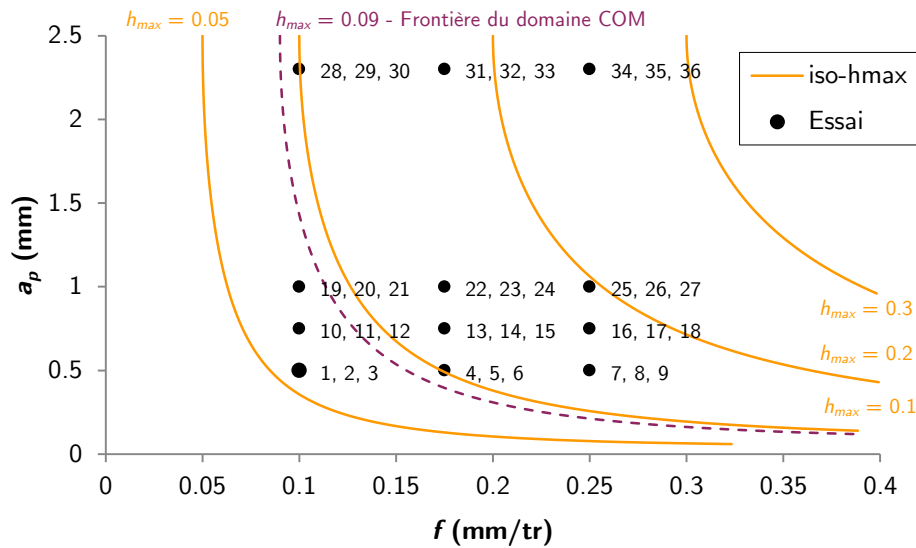


FIGURE 2.19 Représentation des points du plan d'essais, de la frontière du domaine couple outil-matière et des courbes à iso-épaisseur coupée maximale dans l'étendue du plan (f, a_p)

La valeur des coefficients de chaque loi de coupe locale est identifiée grâce à un algorithme de simulation des efforts de coupe et d'optimisation de la valeur des coefficients (i.e. identification inverse) réalisé en calcul formel et selon la démarche détaillée à la FIGURE 1.12. De plus, l'effet du nombre de segments utilisés pour discrétiser l'arête en prise est analysé dans le but de trouver une valeur proposant des résultats robustes et un faible temps de calcul. Ainsi, le nombre de segments est fixé à 250. Par ailleurs, comme précisé à la TABLE 2.6, le degré de liberté résiduel proposé par la composante la plus restrictive du modèle est suffisamment grand par rapport au nombre d'inconnues pour ne pas nécessiter d'essais de validation supplémentaires.

		f_h	f_v
Nombre inconnues	n_{inc}	4	4
Nombre essais	n_{eq}	36	72
DDL résiduel	$n_{eq} - n_{inc}$	32	68

TABLE 2.6 Calcul du degré de liberté résiduel associé à chaque composante du modèle le plus restrictif (Eq. 2.8) à identifier

Les valeurs des coefficients identifiés sont présentées à la TABLE 2.8. Bien que l'identification de ces coefficients soit le résultat d'une optimisation non-linéaire et non-contraînte articulée autour d'une résolution mathématique de type analytique, les valeurs des coefficients

identifiés sont en accord avec leur interprétation physique. C'est-à-dire que les efforts de coupe grandissent quand l'épaisseur coupée et/ou le rayon de contact en dépouille augmentent.

N° Essai	Opé. (Type)	f (mm/tr)	a_p (mm)	$R_{c,d}^o$	$R_{c,d}^o$	\emptyset_{usi} (mm)	Efforts de coupe (N)		
				$max.$ (mm)	$min.$ (mm)		F_x	F_y	F_z
C2.2.1	AL.	0.1	0.5	49	40	80	217	181	96
C2.2.2	DR.	0.1	0.5	+ ∞	108	124	76	160	193
C2.2.3	CH.	0.1	0.5	94	71	141	163	154	64
C2.2.4	AL.	0.175	0.5	49	40	80	254	267	108
C2.2.5	DR.	0.175	0.5	+ ∞	104	123	89	238	216
C2.2.6	CH.	0.175	0.5	94	71	141	192	222	69
C2.2.7	AL.	0.25	0.5	70	40	80	269	339	109
C2.2.8	DR.	0.25	0.5	+ ∞	102	121	93	296	227
C2.2.9	CH.	0.25	0.5	103	71	141	208	286	69
C2.2.10	AL.	0.1	0.75	70	50	100	227	196	105
C2.2.11	DR.	0.1	0.75	+ ∞	81	114	118	228	240
C2.2.12	CH.	0.1	0.75	103	68	136	195	209	92
C2.2.13	AL.	0.175	0.75	70	50	100	264	290	117
C2.2.14	DR.	0.175	0.75	+ ∞	80	111	132	331	256
C2.2.15	CH.	0.175	0.75	103	68	136	232	306	102
C2.2.16	AL.	0.25	0.75	80	50	98	288	386	128
C2.2.17	DR.	0.25	0.75	+ ∞	79	128	140	421	271
C2.2.18	CH.	0.25	0.75	120	68	136	249	381	106
C2.2.19	AL.	0.1	1	80	49	98	269	252	157
C2.2.20	DR.	0.1	1	+ ∞	81	127	160	278	272
C2.2.21	CH.	0.1	1	120	68	136	234	266	126
C2.2.22	AL.	0.175	1	80	49	98	309	373	164
C2.2.23	DR.	0.175	1	+ ∞	80	127	169	406	290
C2.2.24	CH.	0.175	1	120	68	136	271	389	138
C2.2.25	AL.	0.25	1	80	49	98	342	482	182
C2.2.26	DR.	0.25	1	+ ∞	79	125	192	533	309
C2.2.27	CH.	0.25	1	120	68	136	299	477	151
C2.2.28	AL.	0.1	2.3	477	41	81	375	480	339
C2.2.29	DR.	0.1	2.3	+ ∞	68	135	343	567	329
C2.2.30	CH.	0.1	2.3	917	71	141	294	542	332
C2.2.31	AL.	0.175	2.3	+ ∞	41	81	413	688	353
C2.2.32	DR.	0.175	2.3	477	67	134	383	824	364
C2.2.33	CH.	0.175	2.3	+ ∞	71	141	375	822	363
C2.2.34	AL.	0.25	2.3	917	41	81	452	881	386
C2.2.35	DR.	0.25	2.3	+ ∞	67	133	457	1070	391
C2.2.36	CH.	0.25	2.3	477	71	141	429	1054	409

TABLE 2.7 Plan de 36 essais pour la modélisation des efforts de coupe en tournage incluant l'effet du rayon de contact en dépouille et pour un outil usé ($V_B = 0.1$ mm)

Modèle Armarego 2 composantes locales (Eq. 2.9) DDL rés. $\{f_v ; f_h\} \rightarrow \{34 ; 70\}$			
$k_{e,v}$ (N/mm)	$k_{c,v}$ (N/mm ²)		
57.15	1377.31		
$k_{e,h}$ (N/mm)	$k_{c,h}$ (N/mm ²)		
115.70	371.50		

Modèle $R_{c,d}^o$ 2 composantes locales (Eq. 2.8) DDL rés. $\{f_v ; f_h\} \rightarrow \{32 ; 68\}$			
$k_{e,v}$ (N/mm)	$k_{c,v}$ (N/mm ²)	$k_{e1,R_{c,d}^o,v}$ (N/mm)	$k_{e2,R_{c,d}^o,v}$ (N/mm)
58.98	1381.84	-5.89	-7701.36
$k_{e,h}$ (N/mm)	$k_{c,h}$ (N/mm ²)	$k_{e1,R_{c,d}^o,h}$ (N/mm)	$k_{e2,R_{c,d}^o,h}$ (N/mm)
-45208.96	371.48	90652.99	-0.03

TABLE 2.8 Coefficients des modèles identifiés à partir des 36 essais, pour les modélisations d'efforts de coupe à 2 composantes locales en tournage

Grâce à ces coefficients identifiés, les efforts de coupe simulés à partir des deux modèles sont quantifiés. Ainsi, pour juger de la qualité de la prédiction fournie par chacun des modèles, les erreurs relatives de modélisation sont calculées dans les deux cas, selon l'Eq. 2.10, et comparées en valeurs absolues. Cette comparaison est détaillée à la FIGURE 2.20 et la TABLE 2.9.

$$Err. \text{ relative } F = \left(\frac{F_{mes} - F_{sim}}{F_{mes}} \right) \times 100 \quad (2.10)$$

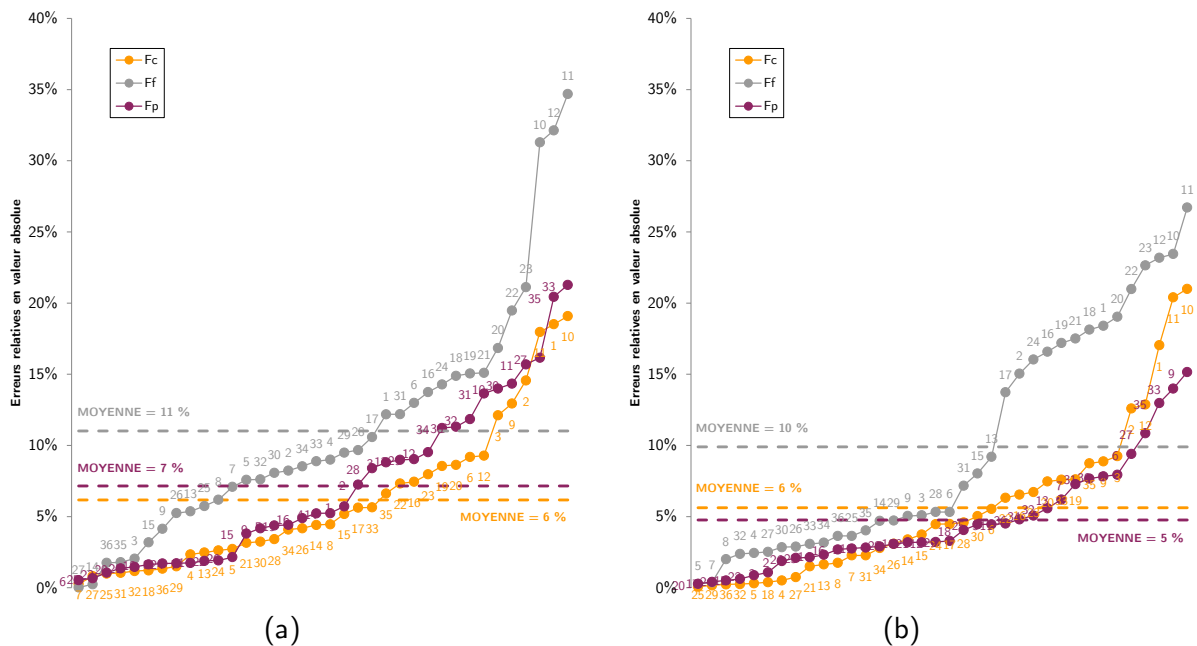


FIGURE 2.20 Distribution des erreurs relatives de modélisation en valeurs absolues pour (a) le modèle Armarego à 2 composantes locales ; (b) le modèle $R_{c,d}^o$ à 2 composantes locales

	F_c	F_f	F_p
Modèle Armarego 2 composantes locales (EQ. 2.9)			
Max.	19	21	35
Min.	0	1	0
Moy.	6	7	11
Modèle $R_{c,d}^o$ 2 composantes locales (EQ. 2.8)			
Max.	21	15	27
Min.	0	0	0
Moy.	6	5	10

TABLE 2.9 Erreurs relatives de modélisation en valeurs absolues obtenues depuis les modélisations à deux composantes sur 36 essais en tournage

La première observation est que le modèle d'Armarego à deux composantes locales aboutit à une prédiction de qualité au regard des erreurs relatives moyennes présentées à la FIGURE 2.20 et la TABLE 2.9. En effet, le modèle à deux composantes locales incluant l'effet du rayon de contact en dépouille présente une légère amélioration concernant les erreurs relatives moyenne de modélisation des composantes F_f et F_p . Toutefois, dans le cas de ces essais, l'erreur relative moyenne de modélisation n'est peut-être pas le critère le plus pertinent pour juger de la qualité des prédictions réalisées. Comme observé au paragraphe 2.2.4, des conditions de contact différentes à l'interface entre la face de dépouille de l'outil coupant et la surface générée conduisent à une augmentation des efforts de coupe dans la configuration d'alésage par rapport à la configuration de dressage et une augmentation d'autant plus grande par rapport à la configuration de chariotage. Dans le cas présent, le plan d'essais est équilibré entre ces trois configurations d'usinage. Par conséquent, si une modélisation des efforts de coupe est capable de prédire convenablement les efforts de coupe générés en configuration de dressage, ses erreurs relatives moyennes de modélisation, au regard des trois configurations retenues, sont petites. Le modèle moyenne l'effet du rayon de contact en dépouille sur l'ensemble des configurations. Comme présenté à la FIGURE 2.20, c'est le cas du modèle d'Armarego à deux composantes locales (EQ. 2.9) qui propose une erreur relative de modélisation pour les essais en dressage très souvent en dessous des erreurs relatives moyennes (à l'exception près de l'essai n°C2.2.11), malgré le fait de ne pas prendre en compte l'effet du rayon de contact en dépouille. C'est la raison pour laquelle, le critère le plus pertinent pour évaluer la qualité de prédiction des efforts de coupe proposée par les différents modèles sur l'ensemble du plan d'essais est l'erreur relative maximale de modélisation. Cette analyse est bien entendu pertinente dans le cas où l'erreur relative maximale de modélisation n'est pas le fruit d'un unique essai présentant une modélisation aberrante (i.e. très nettement supérieure à la seconde erreur relative maximale de modélisation la plus grande) par rapport aux autres essais du plan d'essais, ce qui est le cas ici.

En s'appuyant sur ce point de vue, le modèle à deux composantes locales incluant l'effet du rayon de contact en dépouille (EQ. 2.8) présente des améliorations significatives en comparaison avec le modèle d'Armarego à deux composantes locales (EQ. 2.9). Les erreurs relatives maximales de modélisation des composantes F_f et F_p sont respectivement réduites de 6 et 8 points de pourcentage. À contrario, l'erreur relative maximale de modélisation pour la

composante F_c présente une légère augmentation de 2 points de pourcentage. Ces résultats sont en accord avec les observations faites aux paragraphes 2.2.3 et 2.2.4 puisque les composantes F_f et F_p qui sont associées à la composante locale f_h sont plus sensibles aux évolutions de rayon de contact en dépouille que la composante F_c associée à la composante locale f_v .

En définitive, la valeur ajoutée apportée par l'intégration de l'effet du rayon de contact en dépouille au sein du modèle prédictif existe et réduit les erreurs relatives de modélisation. Toutefois, il semble que le gain réalisé dans la prédiction des efforts de coupe peut encore être amélioré par la prise en compte d'autres contributions.

2.3 Modélisation des efforts de coupe avec prise en compte des effets du rayon de contact en dépouille et de la contrainte induite par l'écoulement du copeau

Au vu des conclusions proposées par le paragraphe 2.2.5.2, il semble que la prédiction des efforts de coupe puisse encore être affinée par la prise en compte d'autres contributions. Dans cette optique, certains auteurs discutent les hypothèses de modélisation employées par les méthodologies retenues dans cette étude et présentées au paragraphe 1.4. C'est notamment le cas des travaux développés par Kapoor [Kapoor et al. 98], ainsi que Molinari et Moufki [Molinari et al. 05, Moufki et al. 05] qui remettent en question le principe d'indépendance entre les segments d'une arête discrétisée.

2.3.1 Modélisation des efforts de coupe avec trois composantes locales d'effort de coupe

Les contributions de Molinari et Moufki [Molinari et al. 05, Moufki et al. 05] proposent une modélisation des efforts de coupe en tournage incluant notamment la contribution de la contrainte induite par l'écoulement du copeau sur les efforts de coupe. Comme illustré à la [FIGURE 2.21](#), cette contrainte induite par l'écoulement du copeau repose sur le principe que le copeau possède une direction globale d'écoulement liée aux conditions d'usinage, représentée par l'angle $\xi_{c,global}$. Cette direction globale d'écoulement peut être différente de l'orientation locale de chaque segment, représentée par l'angle $\theta_{seg,j,local}$. L'écart angulaire entre ces deux directions est représenté par l'angle $\eta_{c,j,local}$. Dans le cas où cet écart n'est pas nul, contrairement à l'hypothèse faite dans le cadre d'une modélisation à deux composantes, la composante de l'effort local appliquée au segment considérée et contenue dans le plan P_r , n'est plus normale au segment. En effet, une nouvelle composante de l'effort de coupe local dans la direction du segment considéré, notée f_o , apparaît. Cette composante est représentative de l'état de contrainte induit par la compression du copeau en vue d'être réorienté dans la direction globale d'écoulement. Cette démarche est d'autant plus intéressante dans le cas cible de cette étude, puisque les plaquettes rondes (représentatives d'un usinage dans le rayon de bec) possèdent des rayons de courbures

importants. Ainsi, deux segments successifs de l'arête discrétisée présentent des orientations bien différentes. De ce fait, la prise en compte la contribution de la contrainte induite par l'écoulement du copeau vis-à-vis des efforts de coupe se justifie afin d'améliorer la prédiction des efforts de coupe. Par ailleurs, les travaux de [Cahuc et al. 12] soulignent également un effet de l'angle de la direction globale d'écoulement du copeau sur les moments appliqués sur l'outil. Dans le cas de ces travaux, la mesure des moments n'est pas traitée.

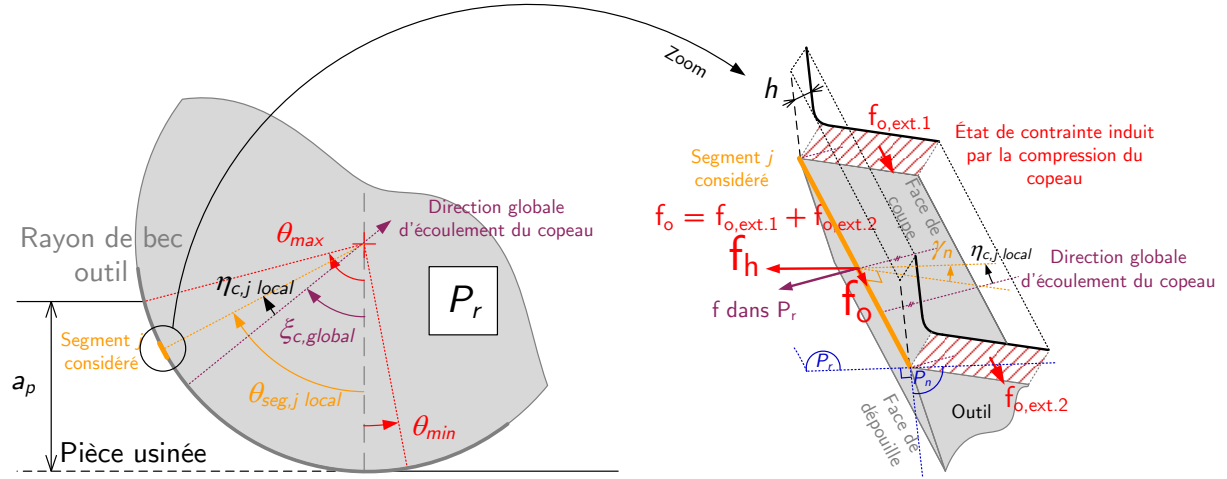


FIGURE 2.21 Représentation dans le cas d'une plaquette ronde de la direction d'écoulement du copeau et de la troisième composante d'effort local induite

Molinari et Moufki [Molinari et al. 05] définissent la contribution de la contrainte induite par l'écoulement du copeau aux efforts de coupe dans une direction (i.e. y_{flow}) qui possède une projection dans chaque direction du repère (f_v ; f_h ; f_o), conformément à la représentation effectuée à la FIGURE 2.21. Dans cette étude, seule la projection majeure dans la direction du segment de l'arête discrétisée est considérée. Par conséquent, la loi de coupe locale associée à cette troisième composante d'effort local f_o est formulée à partir de l'EQ. 2.11, qui est une approximation d'une formulation plus complexe proposée par [Molinari et al. 05], et de l'EQ. 2.12 déterminée à partir du paramétrage géométrique. Cette formulation relie la composante f_o à l'écart entre la direction globale d'écoulement du copeau et l'orientation locale du segment, et l'épaisseur coupée. En effet, plus l'écart entre la direction d'écoulement globale du copeau et l'orientation locale du segment considéré est important, plus l'effort nécessaire pour réorienter le copeau doit être grand. Parallèlement, cet effet est présumé couplé avec l'influence de l'épaisseur coupée, qui conduit à un effort nécessaire pour réorienter le copeau d'autant plus grand que l'épaisseur coupée est importante. Ces deux contributions sont donc liées par une formulation multiplicative comme indiqué à l'EQ. 2.11.

$$f_{o,j} = k_{o1} \times \eta_{c,jlocal} \times h_j \quad (2.11)$$

$$\eta_{c,jlocal} = \xi_{c,global} - \theta_{seg,jlocal} \quad (2.12)$$

Dès lors, les formules de passage des efforts locaux aux efforts globaux présentées à l'Eq. 1.23 ne s'appliquent plus. En effet, d'après le paramétrage géométrique proposé à la FIGURE 2.21, l'apparition d'une troisième composante de l'effort de coupe local dans la direction du segment de l'arête discrétisée affecte seulement les composantes d'avance F_f et de pénétration F_p de l'effort de coupe global sur l'outil coupant. Par conséquent, dans ce cas, les formules de passage des efforts locaux pour ces deux composantes de l'effort global sont modifiées, comme expliqué à l'Eq. 2.13.

$$\left. \begin{aligned} F_f &= \sum_{j=0}^{Nb_{seg}} f_{h,j} \times \sin(\theta_j) \times b_{seg,j} + f_{o,j} \times \cos(\theta_j) \\ F_p &= \sum_{j=0}^{Nb_{seg}} f_{h,j} \times \cos(\theta_j) \times b_{seg,j} - f_{o,j} \times \sin(\theta_j) \end{aligned} \right\} \text{avec } \lambda_s = 0^\circ \quad (2.13)$$

2.3.2 Modélisation phénoménologique de la direction globale d'écoulement du copeau

Dans l'optique de définir la direction globale d'écoulement du copeau, un modèle doit être proposé. Moufki et Molinari [Moufki et al. 05] étudient l'influence de la profondeur de passe sur la direction d'écoulement du copeau (référéncée selon un axe horizontal dans le cas de leur description géométrique), comme illustré à la FIGURE 2.22.

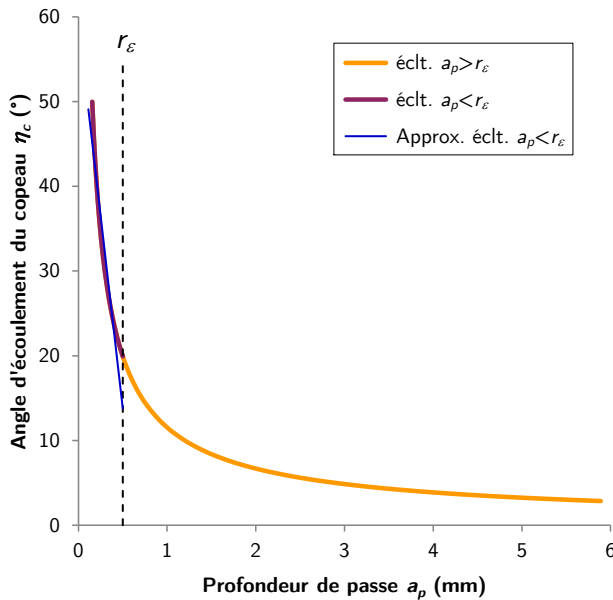


FIGURE 2.22 Évolution de l'angle d'écoulement du copeau en fonction de la profondeur de passe ($f = 0.1 \text{ mm/tr}$; $r_\epsilon = 0.5 \text{ mm}$; $\lambda_s = 0^\circ$), d'après [Moufki et al. 05]

En s'appuyant sur ces observations, il est possible de noter que pour une profondeur de passe inférieure à la valeur du rayon de bec, l'angle d'écoulement du copeau peut être approximé comme une fonction affine de la profondeur de passe, comme représenté à la FIGURE 2.22. Dans le cadre d'essais d'usinage avec une plaquette ronde, la profondeur de passe n'étant jamais

supérieure à la valeur du rayon de bec, cette approximation est retenue pour estimer l'angle de la direction globale d'écoulement du copeau, comme détaillé à l'EQ. 2.14.

$$\xi_{c,global} = k_{éct1} + k_{éct2} \times a_p \quad (2.14)$$

Par ailleurs, pour s'assurer que les conditions d'écoulement du copeau sont physiquement admissibles, l'angle de la direction globale d'écoulement du copeau doit vérifier la condition exprimée à l'EQ. 2.15. En effet, physiquement cela signifie que l'écoulement du copeau s'effectue dans une direction contenue dans les limites de la zone potentielle d'interaction entre l'outil coupant et la matière usinée dans le cas d'un usinage avec une plaquette ronde. De plus, cette condition peut même être affinée, comme expliquée à l'EQ. 2.16, pour tenir compte de la zone angulaire définie par la section coupée où la matière est cisailée. Ces deux aspects seront vérifiés suite à la modélisation des efforts de coupe tenant compte de la contribution de la contrainte d'écoulement du copeau réalisée au paragraphe 2.3.3.

$$\xi_{c,global} < 90^\circ \quad (2.15)$$

$$\theta_{min} \leq \xi_{c,global} \leq \theta_{max} \quad (2.16)$$

2.3.3 Modélisation des efforts de coupe en tenant compte de l'influence de la contrainte induite par l'écoulement du copeau

Grâce aux observations et formulations développées aux paragraphes 2.3.2 et 2.3.3, les coefficients des lois de coupe locales, qui tiennent compte des effets du rayon de contact en dépouille et/ou de la contrainte d'écoulement du copeau, ainsi que les coefficients du modèle de direction globale d'écoulement du copeau sont identifiés afin de modéliser les essais présentés à la TABLE 2.7 et selon la procédure détaillée à la FIGURE 2.23. Deux modèles sont identifiés, premièrement le modèle d'Armarego (EQ. 2.9) tenant compte de la contribution de la contrainte d'écoulement du copeau aux efforts de coupe (EQ. 2.11), deuxièmement le modèle enrichi avec la prise en compte de l'effet du rayon de contact en dépouille (EQ. 2.8) et de l'effet de la contrainte d'écoulement du copeau sur les efforts de coupe (EQ. 2.11). Bien que l'ajout d'une troisième composante et d'un modèle de direction globale d'écoulement du copeau conduisent à un nombre d'inconnues plus grand, le degré de liberté résiduel le plus restrictif reste toujours bien au-dessus du nombre d'inconnues, comme expliqué à la TABLE 2.10. De ce fait, les essais servant à l'identification du modèle peuvent également être utilisés comme essais de validation.

		f_h	$\{f_v; f_o\}$
Nombre inconnues	n_{inc}	4	7
Nombre essais	n_{eq}	36	72
DDL résiduel	$n_{eq} - n_{inc}$	32	65

TABLE 2.10 Calcul du degré de liberté résiduel associé à chaque composante du modèle le plus restrictif (EQS. 2.8 & 2.11) à identifier

2.3 - MODELISATION DES EFFORTS DE COUPE AVEC PRISE EN COMPTE DES EFFETS DU RAYON DE CONTACT EN DEPOUILLE ET DE LA CONTRAINTE INDUITE PAR L'ECOLEMENT DU COPEAU

Les valeurs des coefficients identifiés sont présentées à la TABLE 2.11. De manière analogue, il est possible de constater que, bien que l'identification de ces coefficients soit le résultat d'une optimisation non-linéaire et non-contrainte articulée autour d'une résolution mathématique de type analytique, les valeurs des coefficients identifiés sont en accord avec leur interprétation physique. C'est-à-dire que les efforts de coupe grandissent quand l'épaisseur coupée et/ou le rayon de contact en dépouille augmentent.

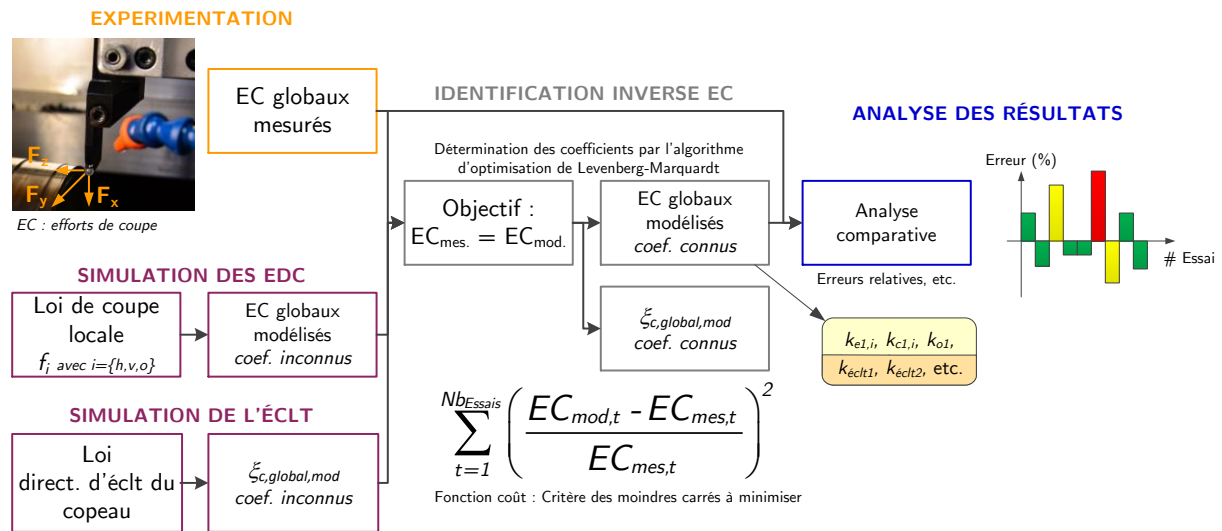


FIGURE 2.23 Principe de la stratégie d'indentification inverse « commune », visant à modéliser les efforts de coupe avec un modèle tenant compte de l'effet de l'angle de la direction globale d'écoulement du copeau (une seule identification inverse)

Modèle Armarego 3 composantes locales (EQS. 2.9 & 2.11) DDL rés. $\{f_v ; f_h\} \rightarrow \{34 ; 67\}$			
$k_{e,v}$ (N/mm)	$k_{c,v}$ (N/mm ²)		
57.15	1377.31		
$k_{e,h}$ (N/mm)	$k_{c,h}$ (N/mm ²)		
114.97	352.97		
k_{o0} (N/mm)	k_{ect1} (rad)	k_{ect2} (rad/mm)	
-2.01	-0.38	0.63	
Modèle $R_{c,d}^o$ 3 composantes locales (EQS. 2.8 & 2.11) DDL rés. $\{f_v ; f_h\} \rightarrow \{32 ; 65\}$			
$k_{e,v}$ (N/mm)	$k_{c,v}$ (N/mm ²)	$k_{e1,R_{c,d}^o,v}$ (N/mm)	$k_{e2,R_{c,d}^o,v}$ (N/mm)
58.98	1381.84	-5.89	-7701.36
$k_{e,h}$ (N/mm)	$k_{c,h}$ (N/mm ²)	$k_{e1,R_{c,d}^o,h}$ (N/mm)	$k_{e2,R_{c,d}^o,h}$ (N/mm)
42681.43	350.25	-85130.08	0.03
k_{o1} (N/mm)	k_{ect1} (rad)	k_{ect2} (rad/mm)	
-1.98	-0.41	0.64	

TABLE 2.11 Coefficients des modèles identifiés à partir des 36 essais, pour les modélisations d'efforts de coupe à 3 composantes locales

De plus, comme représenté à la [FIGURE 2.24](#), les évolutions de l'angle de la direction globale d'écoulement du copeau identifié pour les deux modèles d'efforts sont comparées en fonction des essais réalisés. De la même manière, les évolutions des angles délimitant la section coupée pour chaque essai sont elles aussi présentées. La première observation est que les angles de la direction globale d'écoulement du copeau identifiés dans les deux modèles d'efforts proposent des résultats assez similaires. La seconde observation souligne que dans les deux cas, l'angle de la direction d'écoulement du copeau est bien compris au sein des limites angulaires définies par la section coupée. En effet, les angles de la direction d'écoulement du copeau dépassent seulement la limite inférieure pour le plus faible niveau de profondeur de passe. Toutefois, le plus grand écart étant très petit (i.e. de l'ordre de 5°), il est raisonnable de penser que celui-ci est négligeable. Enfin, pour poursuivre dans l'interprétation physique de la valeur des coefficients identifiés, les angles de la direction d'écoulement du copeau sont comparés avec l'angle de la résultante des composantes F_f et F_p de l'effort de coupe global mesuré, observé dans le plan P_r et détaillé à l'[EQ. 2.17](#). Cet angle peut être considéré comme une première approximation de l'état de contrainte au sein du copeau. Au regard de cette comparaison, il est à noter que les angles de la direction globale d'écoulement du copeau identifiés et de la résultante des composantes F_f et F_p mesurées augmentent tous les trois lorsque le niveau de profondeur de passe croît. Cependant, il est à mettre en évidence que des écarts importants, de l'ordre de la dizaine de degrés, existent entre l'angle de la résultante des composantes F_f et F_p mesurées et les angles de la direction d'écoulement du copeau identifiés quel que soit le niveau de profondeur de passe observé. Par ailleurs, l'angle $\theta_{F_f F_p}$ semble être sensible aux variations de l'avance par tour et aux conditions de contact en dépouille, alors que ces paramètres ne sont pas pris en compte dans la formulation du modèle de l'angle de la direction globale d'écoulement du copeau identifié de manière inverse au paragraphe 2.3.2. Par conséquent, le modèle phénoménologique proposé doit faire l'objet d'une étude approfondie et développée au paragraphe 2.4.

$$\theta_{F_f F_p} = \arctan\left(\frac{F_{f,mes}}{F_{p,mes}}\right) \quad (2.17)$$

À partir de ces coefficients identifiés, les efforts de coupe simulés pour les deux modèles à trois composantes sont quantifiés. Ainsi, pour juger de la qualité de la prédiction fournie par chacun des modèles, les erreurs relatives de modélisation sont calculées dans les deux cas, selon l'[EQ. 2.10](#), et comparées en valeurs absolues. Cette comparaison est détaillée à la [FIGURE 2.25](#) et la [TABLE 2.12](#).

2.3 - MODELISATION DES EFFORTS DE COUPE AVEC PRISE EN COMPTE DES EFFETS DU RAYON DE CONTACT EN DEPOUILLE ET DE LA CONTRAINTE INDUITE PAR L'ÉCOULEMENT DU COPEAU

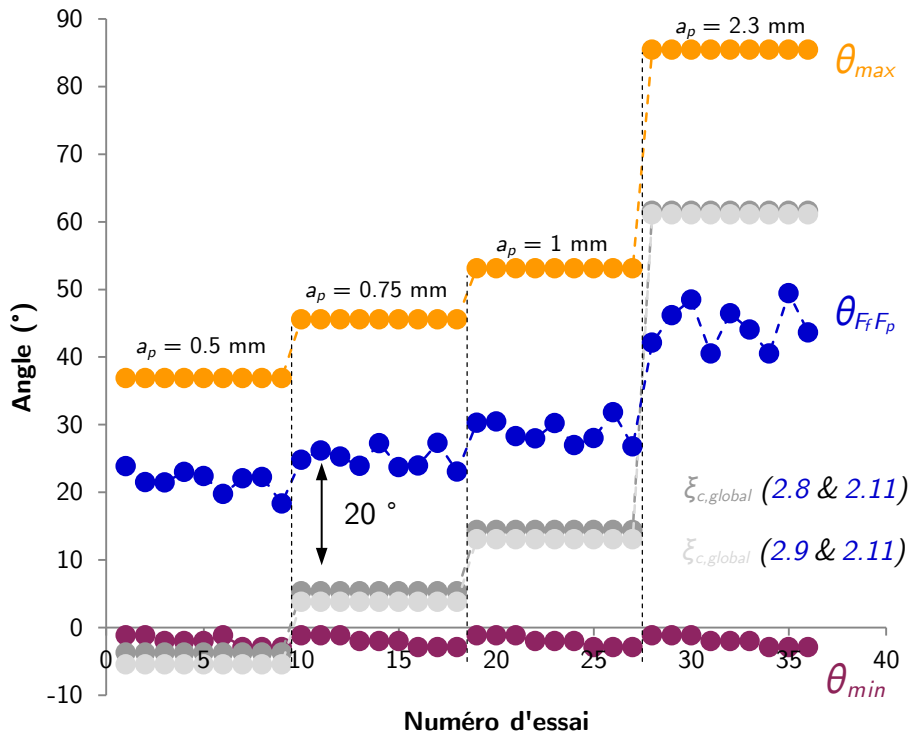


FIGURE 2.24 Évolutions de l'angle de la direction globale d'écoulement du copeau identifié pour les deux modèles (Eqs. 2.8 & 2.11) et (Eqs. 2.9 & 2.11) en fonction des essais réalisés en tournage et comparaison avec l'angle de la résultante de l'effort de coupe dans le plan P_r

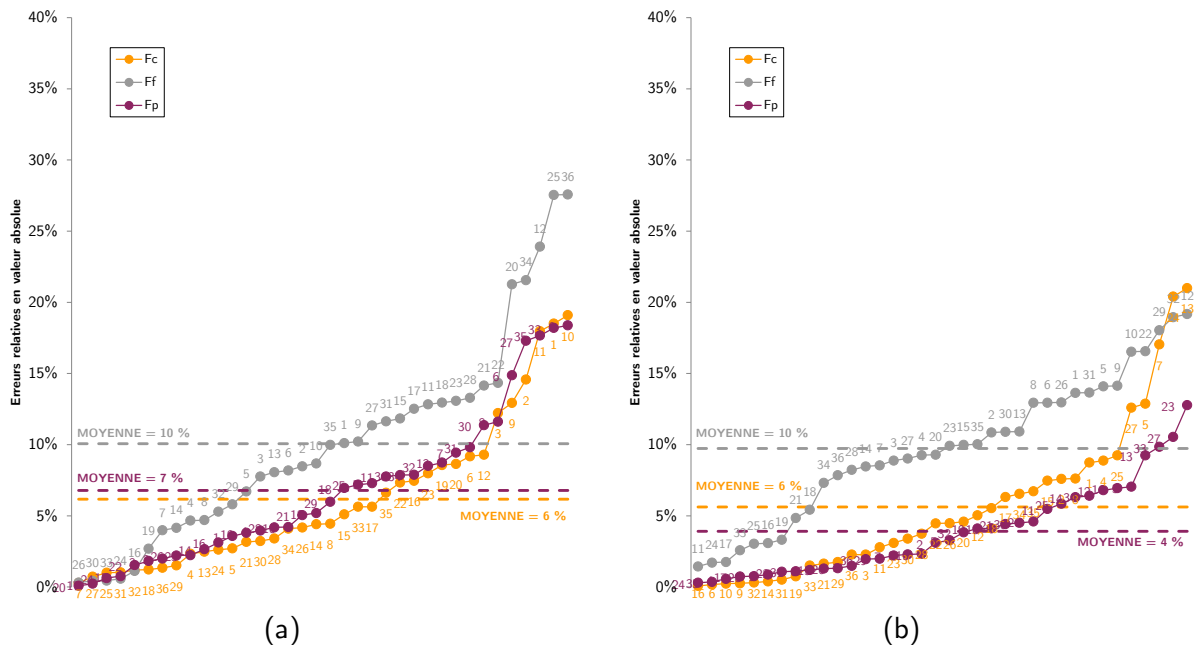


FIGURE 2.25 Distribution des erreurs relatives de modélisation en valeurs absolues pour (a) le modèle Armarego à 3 composantes locales ; (b) le modèle $R_{c,d}^0$ à 3 composantes locales

	F_c	F_f	F_p
Modèle Armarego 3 composantes locales (EQS. 2.9, 2.11)			
Max.	19	18	28
Min.	0	1	0
Moy.	6	7	10
Modèle $R_{c,d}^o$ 3 composantes locales (EQS. 2.8, 2.11)			
Max.	21	13	19
Min.	0	0	2
Moy.	6	4	10

TABLE 2.12 Erreurs relatives de modélisation en valeurs absolues obtenues depuis les modélisations à trois composantes sur 36 essais en tournage

La première observation est que les erreurs de modélisation proposées par le modèle d'Armarego à trois composantes (EQS. 2.9 & 2.11) sont réduites par rapport aux erreurs de modélisations proposées par le modèle d'Armarego à deux composantes (EQ. 2.9). Cette diminution s'élève à hauteur de 3 et 7 points de pourcentage, respectivement pour les erreurs relatives maximales en valeurs absolues des composantes F_f et F_p . Cette réduction des erreurs de modélisation souligne également la pertinence de l'introduction d'une troisième composante et donc l'influence de la contrainte induite par l'écoulement du copeau sur les efforts de coupe. La seconde observation met en évidence l'apport significatif des effets liés au rayon de contact en dépouille. En effet, entre le modèle d'Armarego à trois composantes (EQS. 2.9 & 2.11) et le modèle à trois composantes tenant compte de l'effet du rayon de contact en dépouille (EQS. 2.8 & 2.11), les erreurs relatives maximales de modélisation en valeurs absolues des composantes F_f et F_p sont respectivement réduites de 5 et 9 points de pourcentage. Ces réductions d'erreurs sont plus importantes que celles engendrées par l'ajout de la troisième composante seule, comme expliqué dans l'observation précédente. Il est également à noter, que l'erreur relative moyenne de modélisation en valeur absolue de la composante F_p est également réduite de 3 points de pourcentage. Enfin, la dernière observation est consacrée à la comparaison entre les erreurs de modélisation proposées par le modèle d'Armarego à deux composantes (EQ. 2.9), qui est considéré comme le modèle de référence, et celles obtenues par l'identification du modèle à trois composantes tenant compte de l'effet du rayon de contact en dépouille et de la contrainte induite par l'écoulement du copeau (EQS. 2.8 & 2.11). Des évolutions significatives sont observées, comme illustré aux FIGURE 2.20 et FIGURE 2.25. En effet, les erreurs relatives maximales de modélisation en valeurs absolues sont réduites de 8 et 16 points de pourcentage pour les composantes F_p et F_f , tandis que les erreurs relatives moyennes de modélisation en valeurs absolues sont respectivement diminuées de 3 et 1 points de pourcentage.

En définitive, indépendamment de la composante de l'effort de coupe global observée, la modélisation des efforts de coupe selon le modèle à trois composantes tenant compte de l'effet du rayon de contact en dépouille et de la contrainte induite par l'écoulement du copeau (EQS. 2.8 & 2.11) propose une erreur relative maximale de 19 %, tandis que le modèle d'Amarego à deux composantes (EQ. 2.9) présente une erreur relative maximale de 35 %. L'introduction des effets du rayon de contact en dépouille et de la contrainte d'écoulement du copeau conduisent à

une diminution significative des erreurs de modélisation sur les composantes F_f et F_p . Cette amélioration est d'autant plus importante que ces composantes sont directement liées aux déformations de pièce. Toutefois, il est à noter que le modèle de référence (Eq. 2.9) semble suffisant pour modéliser la composante F_c . Une combinaison de ces deux modélisations permet donc d'optimiser la prédiction des trois composantes de l'effet de coupe global.

2.4 Étude expérimentale de la direction globale d'écoulement copeau

Comme l'illustre la [FIGURE 2.24](#), les angles de la direction globale d'écoulement du copeau identifiés de manière inverse présentent un écart non-négligeable avec l'angle de la résultante des composantes F_f et F_p . Ces écarts laissent à penser qu'une étude approfondie de l'évolution de la direction d'écoulement du copeau est nécessaire pour affiner le modèle proposé au paragraphe 2.3.2. De plus, une analyse avancée de cet aspect s'inscrit dans le but de généraliser la modélisation des efforts de coupe proposée précédemment à plusieurs niveaux de rayon de bec de l'outil coupant. Dans cette optique, il est décidé de mesurer l'angle de la direction globale d'écoulement du copeau au moyen d'une observation in-situ lors de l'usinage. Parmi les travaux présentés ci-dessous, plusieurs sont le fruit de développements réalisés au cours d'un stage de master recherche [Chérif 16] piloté en support de ces travaux de thèse. Enfin, il est à noter que dans le cadre de ces travaux, les outils utilisés possèdent un niveau d'usure en dépouille suffisamment faible pour être considérés comme neufs tout au long des expérimentations.

2.4.1 Dispositif expérimental d'observation in-situ et paramétrage géométrique

Dans le but d'observer l'écoulement du copeau pendant l'usinage, un dispositif expérimental d'observation in-situ est développé, comme illustré à la [FIGURE 2.26](#).

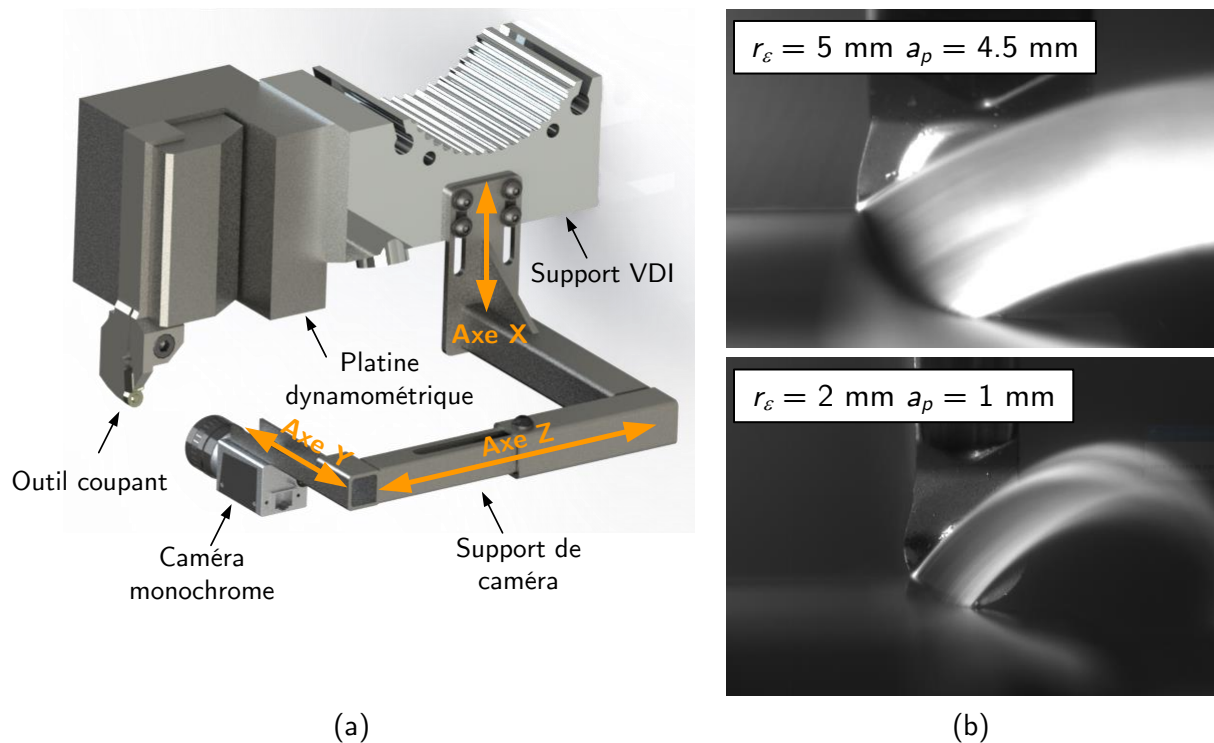


FIGURE 2.26 (a) dispositif expérimental pour observations in-situ de l'écoulement du copeau ;
(b) deux exemples d'images capturées pendant l'usinage

L'écoulement du copeau est observé face au plan de référence P_r à l'aide d'une caméra digitale monochrome noir Blaser ace acA2000-165um. Les caméras monochromes présentent notamment une meilleure résolution, réponse dynamique et sensibilité à la lumière en comparaison avec les caméras couleur. La caméra est positionnée par rapport à l'outil coupant grâce à un support de caméra en assemblage mécano-soudé conçu et développé spécialement. Le support de caméra est quant à lui lié au porte-outil sur lequel est assemblé l'attache VDI et la platine dynamométrique. Enfin, la taille du champ observé et la distance focale de l'image sont réglées grâce au moyen d'une lentille et d'une bague montée sur la caméra (résolution spatiale). Comme présenté à la FIGURE 2.26, ce montage permet d'obtenir des vidéos de qualité suffisante pendant l'usinage. Il est à noter que contrairement au cas ciblé industriellement, l'ensemble des essais d'usinage sont réalisés à sec (i.e. sans lubrifiant) afin de ne pas humidifier l'objectif de la caméra et d'entraver la qualité des images mesurées. Toutefois, les mesures et résultats présentés sont confirmés par des analyses de l'influence du lubrifiant de coupe et de l'usure en dépouille de l'outil sur la direction d'écoulement du copeau et présentées au paragraphe 2.4.3.

Dès qu'une vidéo est capturée, une image représentative du régime permanent de l'écoulement du copeau est extraite, c'est-à-dire lorsque l'outil est complètement en prise dans la matière. Sur cette image, comme expliqué à la FIGURE 2.27, un paramétrage géométrique a été défini dans l'optique de déterminer les grandeurs à mesurer. La référence angulaire est déterminée grâce à l'horizontale et tangente au diamètre de pièce avant usinage (facilement identifiable sur les images capturées), tandis que la référence spatiale est prise par rapport au rayon de bec réel de l'outil coupant, préalablement mesuré sur un microscope à focalisation dynamique. L'angle de la direction globale d'écoulement est déduit à partir de la mesure des angles entre les tangentes aux surfaces libres du copeau formé (correspondant aux limites de la section coupée) et la normale à l'horizontale représentative du diamètre de pièce avant usinage préalablement définie, comme détaillé à l'EQ. 2.18.

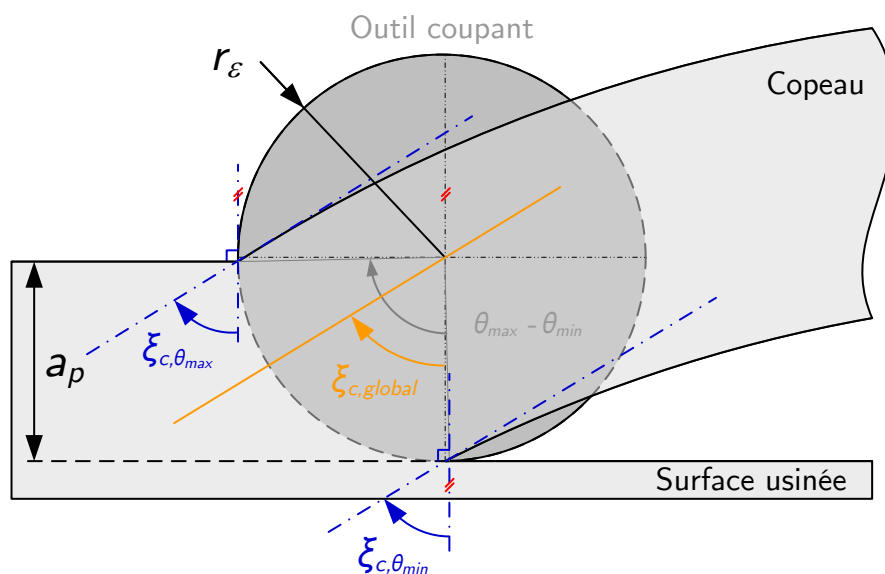


FIGURE 2.27 Paramétrage géométrique pour la mesure de l'angle de la direction globale d'écoulement du copeau

$$\xi_{c,global} = \frac{\xi_{c,\theta_{max}} + \xi_{c,\theta_{min}}}{2} \quad (2.18)$$

Dès le dispositif expérimental et le paramétrage géométrique mis au point, une analyse approfondie est développée pour évaluer les paramètres influents sur l'angle de la direction globale d'écoulement du copeau.

2.4.2 Plan d'essais et résultats

Dans le but d'étudier plus précisément les paramètres influents vis-à-vis des conditions d'écoulement du copeau, une campagne expérimentale est définie et conduite. Dans un premier temps, afin d'aborder le problème sans trop complexifier les conditions opératoires, les conditions de contact en dépouille ne sont pas introduites comme un paramètre du plan d'essais. Par conséquent, l'ensemble des essais est conduit dans une configuration de chariotage à diamètre usiné quasiment identique, pour s'affranchir d'une influence potentielle de ce paramètre lors de la comparaison entre les mesures. Deuxièmement, au regard des observations formulées à la [FIGURE 2.24](#), l'évolution de l'angle de la résultante des composantes F_f et F_p semble souligner une possible influence de la profondeur de passe et de l'avance par tour. De ce fait, ces deux paramètres sont introduits comme des variables du plan d'essais. Enfin, il peut également être intéressant de s'interroger sur l'existence d'une influence liée au rayon de courbure de l'outil coupant sur l'état de contrainte induit dans le copeau. En effet, il paraît raisonnable de penser que pour une même profondeur de passe, si deux outils ne possèdent pas le même rayon de bec, alors l'écoulement du copeau ne s'effectue pas de manière identique en raison des différences de courbe de l'arête en prise. De ce fait, le plan d'expérience est déployé selon plusieurs niveaux de rayon de bec pour déterminer cet effet. En définitive, la campagne expérimentale consiste en un plan complet $2^1 3^1 4^1$ constitué de 24 essais.

Comme détaillé à la [TABLE 2.13](#), la profondeur de passe se décline selon trois niveaux correspondant à un pourcentage de la valeur du rayon de bec égal à 10 %, 50 % ou 90 %. Cette comparaison à iso-ratio profondeur de passe par rapport au rayon de bec entre les essais permet d'identifier directement l'effet de la courbure de l'outil coupant. En effet, pour une même profondeur de passe, si deux outils possèdent des rayons de courbures différents, l'évolution de l'angle de direction d'arête le long de l'arête en prise n'est pas identique entre les deux configurations. Il est donc nécessaire d'adapter la profondeur de passe au rayon de bec pour évaluer l'effet de celui-ci indépendamment de l'influence potentielle de l'angle de direction d'arête. Par ailleurs, les essais sont déclinés selon deux niveaux d'épaisseur coupée maximale dans l'optique de positionner l'ensemble des essais dans le domaine préconisé par le couple outil-matière [NF E66 97a]. De plus, quelle que soit la profondeur de passe retenue, réaliser des essais à iso-épaisseur coupée maximale permet d'avoir la même plage d'évolution de l'épaisseur coupée le long de l'arête en prise. Pour ce faire, l'avance par tour est déduite des autres paramètres géométriques et opératoires, comme détaillé à l'[EQ. 2.19](#).

$$f = \sqrt{r_\epsilon^2 - (r_\epsilon - a_p)^2} - \sqrt{(r_\epsilon - h_{max})^2 - (r_\epsilon - a_p)^2} \quad (2.19)$$

N° essai	Opé. (Type)	r_ϵ (mm)	a_p (mm)	a_p/r_ϵ (-)	h_{max} (mm)	f (mm/tr)	θ_{min} (°)	θ_{max} (°)	$\xi_{c,\theta_{max}}$ (°)	$\xi_{c,\theta_{min}}$ (°)	$\xi_{c,global}$ (°)
C2.3.1	CH.	2	0.2	0.1	0.1	0.264	-4	26	16	13	14
C2.3.2	CH.	2	0.2	0.1	0.15	0.445	-6	26	10	11	10
C2.3.3	CH.	2	1	0.5	0.1	0.117	-2	60	36	37	36
C2.3.4	CH.	2	1	0.5	0.15	0.176	-3	60	36	37	37
C2.3.5	CH.	2	1.8	0.9	0.1	0.101	-1	84	51	52	51
C2.3.6	CH.	2	1.8	0.9	0.15	0.151	-2	84	49	43	51
C2.3.7	CH.	2.5	0.25	0.1	0.1	0.255	-3	26	15	9	12
C2.3.8	CH.	2.5	0.25	0.1	0.15	0.411	-5	26	11	9	10
C2.3.9	CH.	2.5	1.25	0.5	0.1	0.116	-1	60	35	33	34
C2.3.10	CH.	2.5	1.25	0.5	0.15	0.175	-2	60	35	35	35
C2.3.11	CH.	2.5	2.25	0.9	0.1	0.101	-1	84	51	51	51
C2.3.12	CH.	2.5	2.25	0.9	0.15	0.151	-2	84	47	52	50
C2.3.13	CH.	4	0.4	0.1	0.1	0.244	-2	26	13	16	14
C2.3.14	CH.	4	0.4	0.1	0.15	0.379	-3	26	15	19	17
C2.3.15	CH.	4	2	0.5	0.1	0.116	-1	60	38	34	36
C2.3.16	CH.	4	2	0.5	0.15	0.174	-1	60	35	37	36
C2.3.17	CH.	4	3.6	0.9	0.1	0.101	-1	84	53	62	58
C2.3.18	CH.	4	3.6	0.9	0.15	0.151	-1	84	53	57	55
C2.3.19	CH.	5	0.5	0.1	0.1	0.240	-1	26	15	12	13
C2.3.20	CH.	5	0.5	0.1	0.15	0.370	-2	26	12	17	15
C2.3.21	CH.	5	2.5	0.5	0.1	0.116	-1	60	38	36	37
C2.3.22	CH.	5	2.5	0.5	0.15	0.174	-1	60	37	36	37
C2.3.23	CH.	5	4.5	0.9	0.1	0.101	-1	84	57	59	58
C2.3.24	CH.	5	4.5	0.9	0.15	0.151	-1	84	50	59	55

TABLE 2.13 Plan d'expérience de 24 essais pour l'étude expérimentale des paramètres influents sur la direction d'écoulement du copeau en configuration de chariotage

Enfin, comme souligné au paragraphe 2.3.3, il peut être intéressant de s'interroger sur la validité de l'angle de la résultante des composantes F_f et F_p dans le plan P_r comme indicateur de l'évolution de l'angle de la direction d'écoulement du copeau. De la même manière, cette question peut être soulevée pour l'angle de direction d'arête moyen, déterminé selon l'EQ. 2.20. Par conséquent, les évolutions de ces deux angles sont également représentées à la FIGURE 2.28.

$$\theta_{moy} = \frac{\theta_{max} + \theta_{min}}{2} \quad (2.20)$$

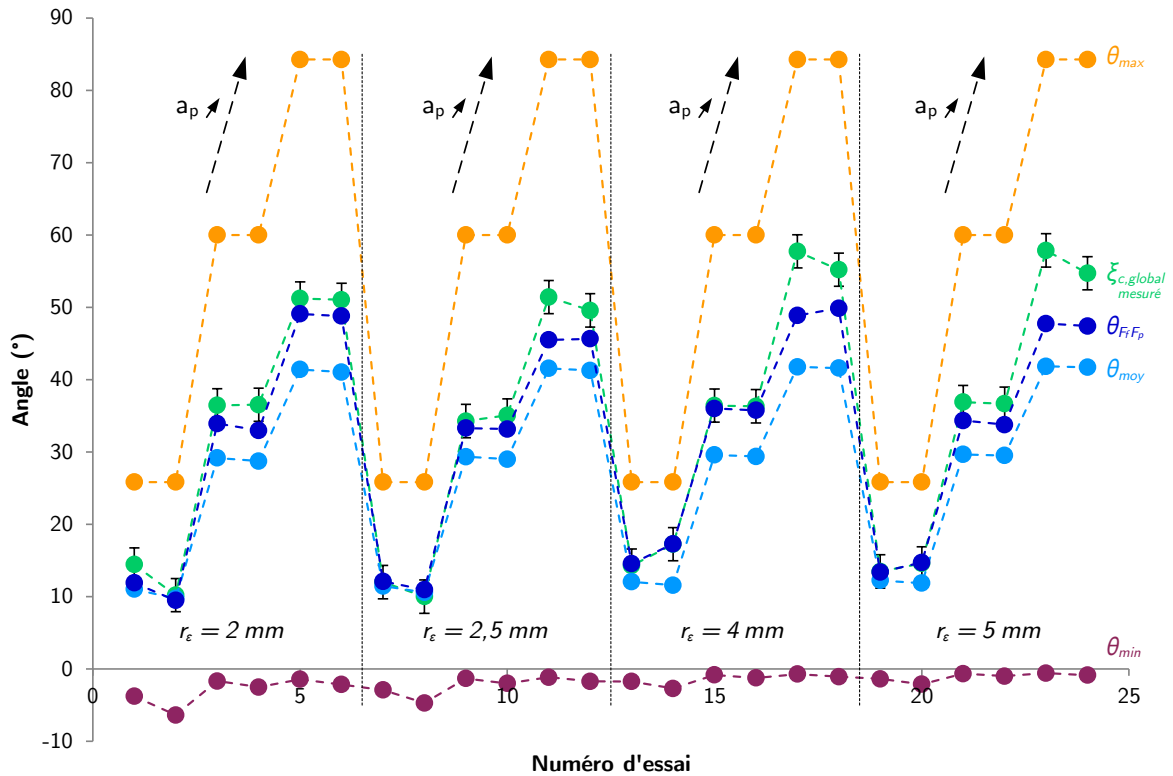


FIGURE 2.28 Évolution de l'angle de la direction globale d'écoulement du copeau mesuré en fonction des essais réalisés et comparaison avec les délimitations angulaires de la section coupée et deux indicateurs possibles

2.4.3 Observations et analyses

2.4.3.1 Examen post-mortem des copeaux

La première observation souligne que, pour chaque essai, l'angle de la direction globale d'écoulement du copeau mesuré est bien contenu dans les limites angulaires définies par la section coupée. Cette observation vérifie l'hypothèse formulée à l'EQ. 2.16. La seconde observation met en lumière le fait que l'angle de direction d'arête moyen et l'angle de la résultante des composantes F_f et F_p dans le plan P_r ne semblent pas être des indicateurs très pertinents pour représenter l'évolution de l'angle de la direction globale d'écoulement du copeau. En effet, des écarts importants existent pour les fortes profondeurs de passes, tandis que pour les faibles profondeurs de passes ces écarts sont négligeables car ils sont dans l'ordre de grandeur de l'incertitude de mesure. Il est toutefois à noter, que l'angle $\theta_{F_f F_p}$ propose des écarts moins importants que l'angle θ_{moy} pour le niveau intermédiaire de profondeur de passe. Cet indicateur, bien que n'étant plus tout à fait prédictif pour de fortes valeurs de profondeur de passe, propose un domaine de validité plus important que l'angle de direction d'arête moyen. Par ailleurs, cette remarque concernant la non-validité de l'angle de direction d'arête moyen comme un indicateur représentatif de l'angle de la direction globale d'écoulement du copeau peut également se vérifier à l'aide d'un examen précis des copeaux formés. En effet, comme illustré à la FIGURE 2.29, pour les faibles épaisseurs coupées, des déchirures apparaissent sur les copeaux prélevés pour les forts niveaux de profondeur de passe. Ces fortes déformations ne semblent néanmoins pas présentes

pour les copeaux prélevés aux faibles niveaux de profondeur de passe. Ce comportement observé sur les copeaux semble indiquer également un écart plus important entre l'angle θ_{min} et l'angle $\xi_{c,global}$ mesuré, qu'entre l'angle θ_{max} et l'angle $\xi_{c,global}$ mesuré, comme observé à la FIGURE 2.28 pour des niveaux de profondeur de passe élevés. Physiquement, un plus grand écart entre l'orientation locale d'un segment et l'angle de la direction globale d'écoulement du copeau se traduit par une contrainte plus importante pour réorienter localement le copeau. Au vu des fortes déformations observées, il semble que la contrainte nécessaire pour réorienter le copeau est plus importante dans le copeau aux faibles épaisseurs coupées que dans le copeau aux fortes épaisseurs coupées.

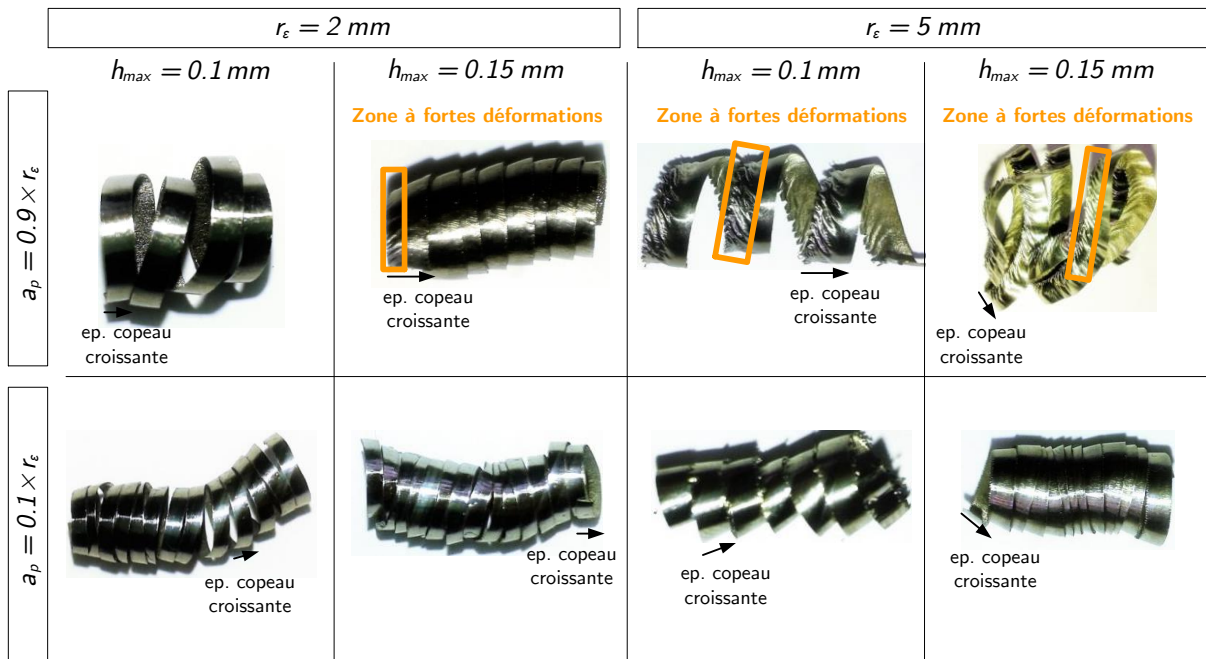


FIGURE 2.29 Copeaux prélevés après essais et mise en évidence des zones fortement déformées

2.4.3.2 Effets de la profondeur de passe, de l'épaisseur coupée et du rayon de bec sur la direction d'écoulement du copeau

De plus, comme l'illustre la FIGURE 2.30, il est également possible d'affiner l'analyse en s'intéressant aux paramètres influents vis-à-vis de l'angle de la direction globale d'écoulement du copeau afin d'aboutir à un modèle prédictif. La première observation confirme l'influence de la profondeur de passe sur l'angle de la direction globale d'écoulement du copeau, également observée à la FIGURE 2.24. En effet, cet angle augmente lorsque la profondeur de passe croît. Par exemple, pour les essais à épaisseur coupée maximale égale à 0.1 mm et rayon de bec égal à 5 mm, entre une profondeur de passe égale à 10 % du rayon de bec et une autre égale à 50 % du rayon de bec, cet angle augmente de 36 %. Pour une profondeur de passe égale à 90 % du rayon de bec, cette augmentation s'élève même jusqu'à 77 %. De plus, d'après les résultats obtenus, l'angle de la direction globale d'écoulement du copeau semble être lié par une relation linéaire avec le ratio de la profondeur de passe sur le rayon de bec. Par ailleurs, il est à souligner que l'épaisseur coupée maximale, ici représentative de l'avance par tour, possède une légère influence

sur la direction globale d'écoulement du copeau. Toutefois, cette influence est négligeable devant l'effet des deux autres paramètres. De manière analogue, le rayon de bec semble également posséder une influence sur la direction d'écoulement du copeau. Pour des essais à épaisseur coupée maximale égale à 0.1 mm, l'angle de la direction globale d'écoulement du copeau augmente de 11 % entre un essai réalisé à rayon de bec égal à 2 mm et un autre essai réalisé à rayon de bec égal à 5 mm. En comparaison avec l'influence de la profondeur de passe, l'effet du rayon de bec semble donc pouvoir également être négligé.

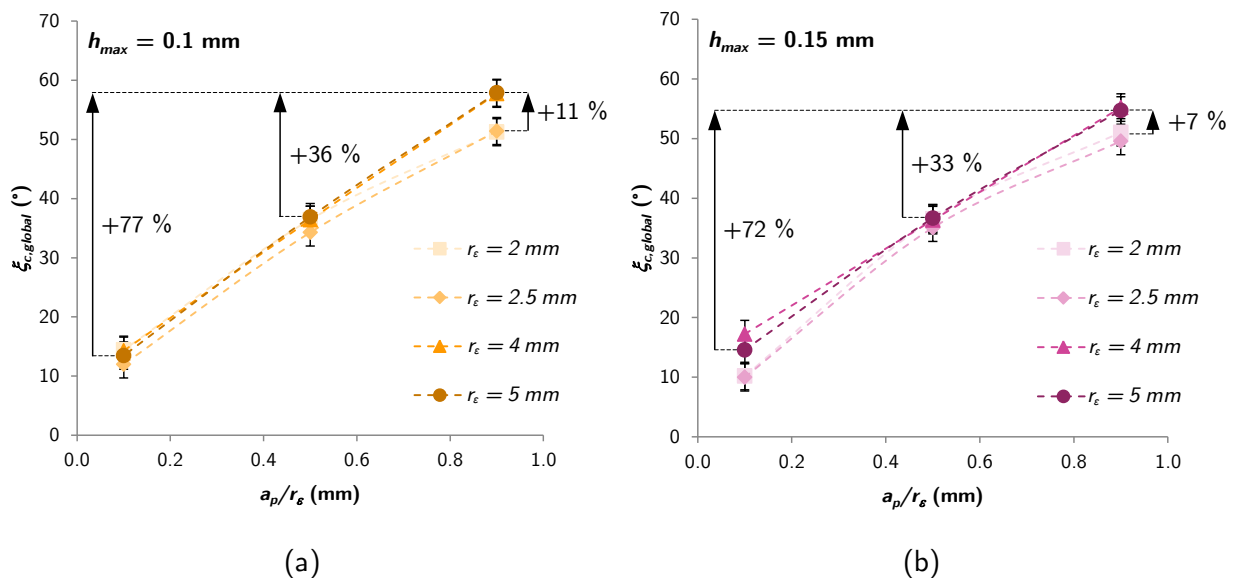


FIGURE 2.30 Évolution de l'angle de direction globale de l'écoulement du copeau mesuré en fonction du rapport entre la profondeur de passe et le rayon de bec

2.4.3.3 Étude complémentaire de l'influence du rayon de contact en dépouille et de la lubrification sur l'angle de la direction d'écoulement du copeau

En complément de la campagne expérimentale présentée à la TABLE 2.13, des essais sont conduits pour, premièrement, valider les observations faites concernant la direction d'écoulement du copeau lors des essais d'usinage à sec et, deuxièmement, afin d'identifier l'influence des conditions de contact en dépouille sur l'écoulement du copeau pour valider ou non sa généralisation aux opérations de dressage.

Pour déterminer l'influence du rayon de contact en dépouille, quatre essais sont conduits en configuration de dressage et directement comparés aux essais en configuration de chariotage réalisés pour les mêmes paramètres opératoires. Au vu des observations menées précédemment, ces quatre essais couvrent une plage étendue de profondeur de passe et de rayon de bec, dont les influences sont considérées comme significatives vis-à-vis de la direction d'écoulement du copeau. À contrario, l'ensemble des essais est accompli pour un seul niveau d'épaisseur coupée maximale, puisque l'effet de ce paramètre n'est pas considéré comme significatif. Le plan de 4 essais et les mesures effectuées sont détaillés à la TABLE 2.14, tandis que la comparaison avec les mesures en configuration de chariotage (TABLE 2.13) sont proposés à la FIGURE 2.31.

N° essai	Opé. (Type)	r_c (mm)	a_p (mm)	a_p/r_c (-)	h_{max} (mm)	f (mm/tr)	θ_{min} (°)	θ_{max} (°)	$\xi_{c,\theta_{max}}$ (°)	$\xi_{c,\theta_{min}}$ (°)	$\xi_{c,global}$ (°)
C2.4.1	DR.	2.5	0.25	0.1	0.1	0.225	-3	26	57	59	58
C2.4.2	DR.	2.5	2.25	0.9	0.1	0.101	-1	84	21	19	20
C2.4.3	DR.	5	0.5	0.1	0.1	0.240	-1	26	59	57	58
C2.4.4	DR.	5	4.5	0.9	0.1	0.101	-1	84	18	15	16

TABLE 2.14 Plan d'expérience de 4 essais de dressage pour l'étude de l'effet des conditions de contact en dépouille sur l'angle de la direction d'écoulement du copeau

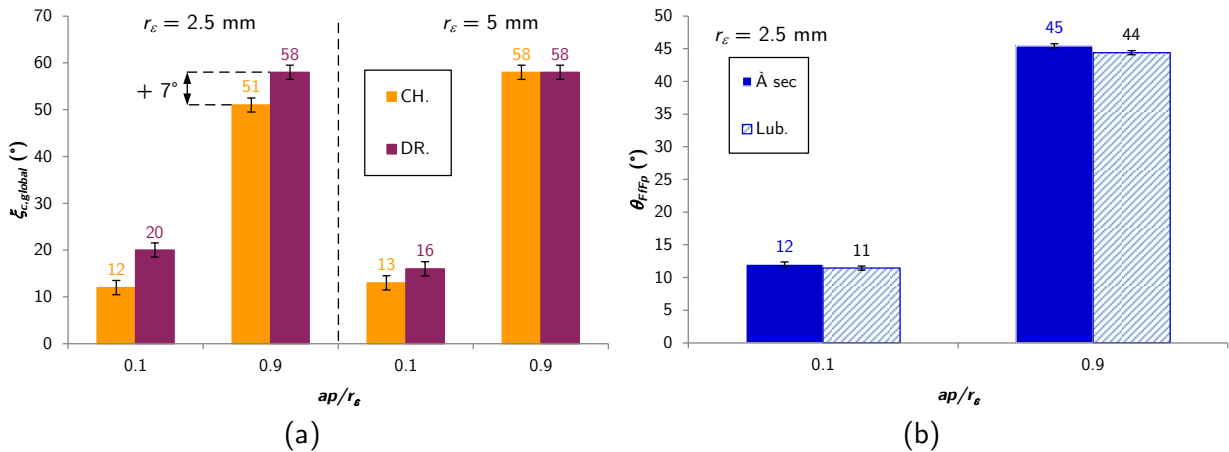


FIGURE 2.31 Comparaisons entre (a) les angles de la direction d'écoulement du copeau mesurés en configuration de chariotage et de dressage (à sec ; $V_c = 90$ m/min ; $h_{max} = 0.1$ mm); (b) les angles de la résultante des composantes F_f et F_p en configuration de chariotage sous lubrification et à sec ($V_c = 90$ m/min ; $h_{max} = 0.1$ mm ; $r_c = 2.5$ mm)

Les résultats mettent en évidence que le rayon de contact en dépouille ne possède pas d'effet significatif sur l'évolution de l'angle de la direction d'écoulement du copeau. En effet, de faibles écarts, de l'ordre de quelques degrés, sont observables en comparant les mesures effectuées en configuration de chariotage et en configuration de dressage. Ces petites différences peuvent en partie être imputées à l'incertitude de mesure de l'angle de la direction d'écoulement du copeau. De plus, ces constatations vont dans le sens des observations menées au paragraphe 2.2.3. Premièrement, la variation du rayon de contact en dépouille n'influe pas sur la formation du copeau, ce qui confirme que l'effet de ce paramètre se localise sur le contact de la face en dépouille de l'outil coupant. Deuxièmement, la mesure des efforts de coupe effectuée pendant ces essais confirme que le rayon de contact en dépouille ne possède pas d'influence sur l'évolution des efforts lorsque l'outil n'est pas suffisamment usé.

Pour déterminer l'influence de la lubrification sur l'angle de la direction d'écoulement du copeau, une observation in-situ de l'écoulement du copeau à l'aide d'une caméra n'est pas envisageable en raison des projections du lubrifiant qui pourraient endommager l'optique. Par conséquent, la stratégie retenue est de s'appuyer sur l'instrumentation en efforts de coupe pour comparer l'évolution de l'angle de la résultante des composantes F_f et F_p dans le plan P_r , considéré comme un estimateur de la direction réelle d'écoulement du copeau. Expérimentalement, seuls deux essais, répétés une fois chacun, sont conduits en configuration de chariotage avec usinage sous lubrification en vue d'être comparés avec les mesures d'efforts de coupe réalisées pour les mêmes paramètres opératoires en chariotage avec usinage à sec. Les

résultats sont proposés à la [FIGURE 2.31](#) et confirment la validité des observations réalisées lors des essais d'usinage à sec, puisque la lubrification ne possède pas d'influence sur l'évolution de l'angle de la résultante des composantes F_f et F_p dans le plan P_r .

2.4.4 Formulation et identification du nouveau modèle définissant la direction d'écoulement du copeau

Les observations in-situ réalisées confirment l'expression formulée à l'[EQ. 2.14](#), qui lie l'évolution de l'angle de la direction globale d'écoulement du copeau à la profondeur de passe. Toutefois, au vu de ces mêmes observations, cette formulation peut être enrichie de manière à étendre son domaine de validité à différents rayons de bec, comme détaillé à l'[EQ. 2.21](#).

$$\xi_{c,global} = k_{\acute{e}ct1} + k_{\acute{e}ct2} \times \frac{a_p}{r_\epsilon} \tag{2.21}$$

Par ailleurs, l'effet du rayon de bec est souligné pour les forts niveaux de profondeur de passe. Bien que cet effet semble secondaire, par rapport à l'effet du ratio de la profondeur de passe sur le rayon de bec, il peut être inclus dans la formulation du modèle, comme détaillé à l'[EQ. 2.22](#).

$$\xi_{c,global} = k_{\acute{e}ct1} + k_{\acute{e}ct2} \times \frac{a_p}{r_\epsilon} + k_{\acute{e}ct3} \times a_p \times r_\epsilon \tag{2.22}$$

Les prédictions réalisées selon les deux modèles précédemment présentés sont comparées afin de statuer sur la nécessité d'inclure l'effet du rayon de bec pour les forts niveaux de profondeur de passe. L'identification des coefficients de chaque modèle définissant la direction de l'angle d'écoulement du copeau est réalisée selon la stratégie illustrée à la [FIGURE 2.32](#). Les valeurs de coefficients obtenues sont présentées à la [TABLE 2.15](#), enfin les résultats proposés par les deux modèles sont comparés aux mesures expérimentales à la [FIGURE 2.33](#).

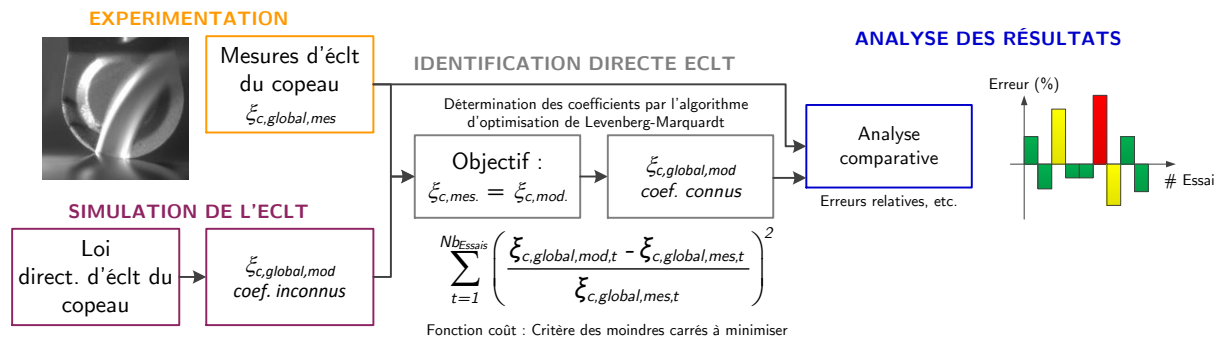


FIGURE 2.32 Stratégie d'identification des coefficients des modèles d'angle de la direction d'écoulement du copeau

Modèle de la direction d'écoulement du copeau défini par (EQ. 2.21) DDL rés. $\{\xi_{c,global}\} \rightarrow \{22\}$		
$k_{éclt1} (rad)$	$k_{éclt2} (rad)$	
1.31×10^{-1}	9.36×10^{-1}	
Modèle de la direction d'écoulement du copeau défini par (EQ. 2.23) DDL rés. $\{\xi_{c,global}\} \rightarrow \{21\}$		
$k_{éclt1} (rad)$	$k_{éclt2} (rad)$	$k_{éclt3} (rad / mm^2)$
1.31×10^{-1}	8.62×10^{-1}	6.01×10^{-3}

TABLE 2.15 Coefficients des modèles identifiés à partir de 24 essais pour l'angle de la direction globale d'écoulement du copeau en chariotage

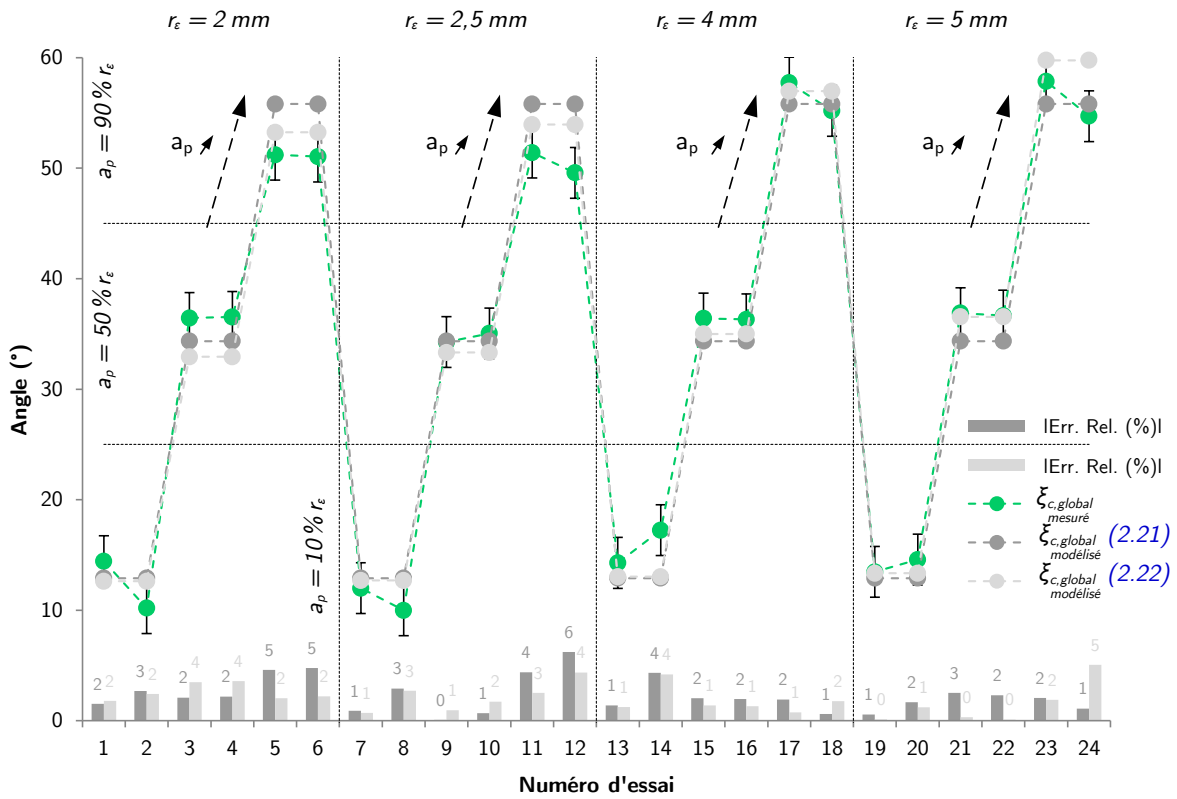


FIGURE 2.33 Comparaison des angles de direction d'écoulement globale du copeau identifiés pour les deux modèles proposés (Eqs. 2.21 & 2.22)

Au vu des résultats proposés à la FIGURE 2.33, il est à noter que les deux formulations présentent des résultats satisfaisants. En effet, dans les deux cas l'erreur relative moyenne de modélisation en valeur absolue se situe autour des 9 %. La modélisation tenant compte de l'effet du rayon de bec (EQ. 2.21) propose, quant à elle, une erreur relative maximale de modélisation en valeur absolue de 27 %, légèrement inférieure aux 29 % obtenus avec le modèle défini à l'EQ. 2.22. Ces observations confirment que l'influence de la courbure est secondaire vis-à-vis de l'influence du ratio de la profondeur de passe divisée par le rayon de bec. De ce fait, le modèle détaillé à EQ. 2.21 semble suffisant pour modéliser l'angle de la direction globale d'écoulement du copeau.

2.4.5 Modélisation des efforts de coupe incluant l'effet de la contrainte induite par l'écoulement du copeau seul

Dès lors que la formulation du modèle d'angle de la direction globale d'écoulement du copeau est identifiée directement et non plus de manière inverse, les efforts de coupe peuvent être modélisés en tenant compte de cet aspect. Pour ce faire, dans ce paragraphe, plusieurs stratégies sont comparées, comme détaillé à la FIGURE 2.23 et la FIGURE 2.34. En effet, les coefficients associés à la définition de l'angle de la direction globale d'écoulement du copeau peuvent être soit identifiés de manière inverse, c'est à dire dans le même temps que les efforts de coupe (comme réalisé au paragraphe 2.3.3 et détaillé à la FIGURE 2.23), soit préalablement identifiés de manière directe dans un processus d'optimisation distinct de celui utilisé pour déterminer les coefficients liés à la définition des efforts de coupe, comme indiqué à la FIGURE 2.34. Dans ce dernier cas, il existe donc deux processus d'optimisation : une identification directe pour déterminer la valeur des coefficients du modèle de l'angle de la direction globale d'écoulement du copeau, qui sont ensuite utilisés comme des données d'entrée dans le but de réaliser le second processus d'identification inverse pour identifier la valeur des coefficients du modèle d'effort de coupe à trois composantes. Cette stratégie sera donc appelée dans la suite de ces travaux comme la *stratégie d'identifications distinctes*, tandis que le premier cas caractérisant une optimisation unique des coefficients d'efforts de coupe avec les coefficients de l'angle de la direction globale d'écoulement du copeau sera désigné sous le terme de *stratégie d'identification inverse commune*.

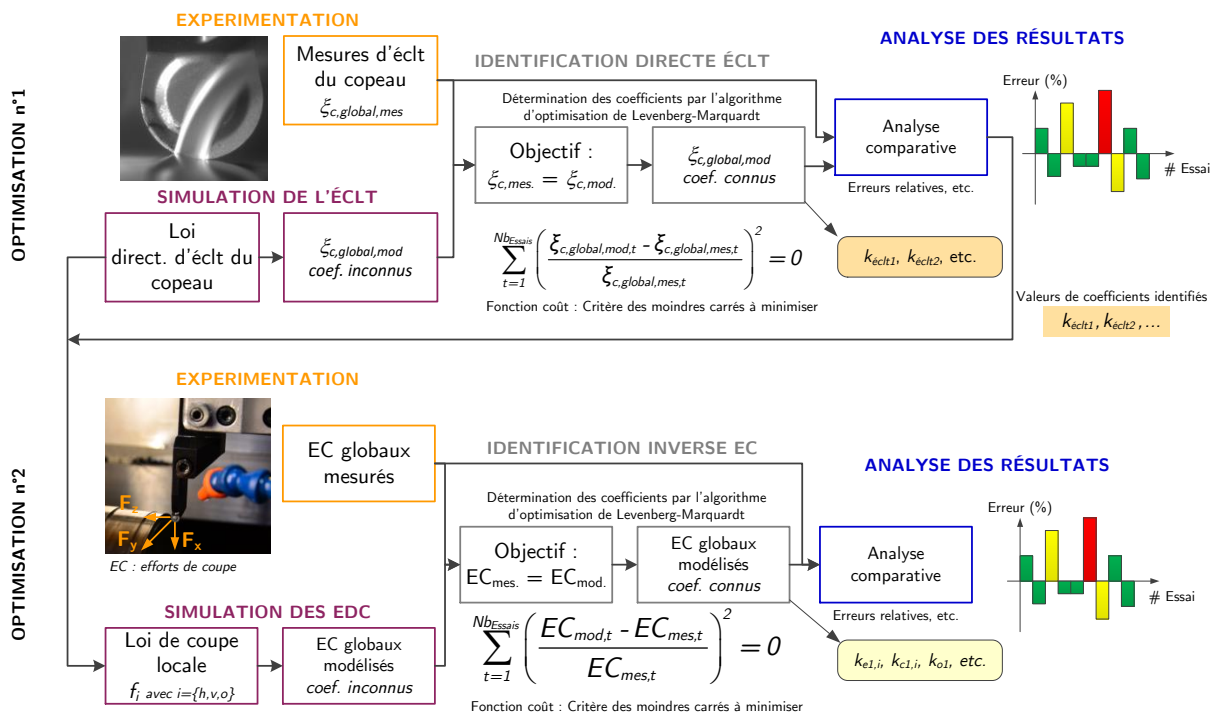


FIGURE 2.34 Principes de la stratégie d'identifications distinctes visant à modéliser les efforts de coupe avec un modèle tenant compte de l'effet de l'angle de la direction globale d'écoulement du copeau préalablement identifié

De plus, dans l'optique de proposer une discrétisation de l'arête en prise adaptable à n'importe quelles conditions de coupe et n'importe quel rayon de bec de l'outil coupant, celle-ci

n'est plus réalisée autour d'un nombre de segments figé mais plutôt autour d'une longueur de segment fixée. Dans le cas de ces résultats, cette longueur est définie égale à 0.02 mm, suite à une analyse de l'effet de ce paramètre avec pour but d'obtenir des résultats robustes ainsi que des temps de calculs courts. Enfin, la modélisation des efforts de coupe est réalisée à partir d'un plan réduit obtenu à partir du plan d'essais présenté à la TABLE 2.13. Les essais à faible profondeur de passe, $a_p = 0.1 \times r_c$, et ceux réalisés à $r_c = 2$ mm sont exclus en raison d'un réglage discutable des gains lors de l'acquisition des efforts de coupe. Dans ce cas précis, le rapport signal sur bruit étant défavorable, ces mesures peuvent présenter des écarts significatifs avec la contribution seule des phénomènes générateurs d'efforts de coupe et ainsi mettre en difficulté l'identification des coefficients. Toutefois ce plan d'essais réduit est retenu car il présente un domaine couvrant de grandes plages de rayon de bec, de profondeur de passe et d'avance par tour. Le plan d'expérience retenu est présenté à la TABLE 2.16.

N° essai	r_c (mm)	a_p (mm)	h_{max} (mm)	f (mm/tr)	$\xi_{c,\theta_{max}}$ (°)	$\xi_{c,\theta_{min}}$ (°)	$\xi_{c,global}$ (°)	Efforts de coupe (N)		
								F_p	F_f	F_c
C2.5.1	2.5	1.25	0.1	0.116	35	33	34	98	21	132
C2.5.2	2.5	1.25	0.15	0.175	35	35	35	119	23	198
C2.5.3	2.5	2.25	0.1	0.101	15	9	12	204	134	331
C2.5.4	2.5	2.25	0.15	0.151	11	9	10	225	147	437
C2.5.5	4	2	0.1	0.116	38	34	36	208	54	252
C2.5.6	4	2	0.15	0.174	35	37	36	196	61	329
C2.5.7	4	3.6	0.1	0.101	13	16	14	435	316	582
C2.5.8	4	3.6	0.15	0.151	15	19	17	475	342	745
C2.5.9	5	2.5	0.1	0.116	38	36	37	223	53	272
C2.5.10	5	2.5	0.15	0.174	37	36	37	236	62	366
C2.5.11	5	4.5	0.1	0.101	15	12	13	470	321	691
C2.5.12	5	4.5	0.15	0.151	12	17	15	510	341	892

TABLE 2.16 Plan des 12 essais de chariotage retenus pour la modélisation des efforts de coupe incluant l'effet de la contrainte induite par la direction d'écoulement du copeau mesurée et modélisée pour plusieurs rayons de bec.

En s'appuyant sur ces essais, trois modélisations des efforts de coupe sont comparées : une modélisation ne tenant pas compte de la contrainte induite par l'écoulement du copeau selon le modèle d'Armarego et deux modélisations tenant compte de la contrainte induite par l'écoulement du copeau déterminées respectivement selon les stratégies d'identification inverse commune et d'identifications distinctes. Chaque modélisation tenant compte de la contrainte induite par l'écoulement du copeau repose sur le modèle défini à l'EQ. 2.21. Les valeurs des coefficients déterminés par les différentes stratégies sont présentées à la TABLE 2.17. Les résultats sont ensuite analysés en termes de dispersions par rapport à l'angle d'écoulement du copeau mesuré à la FIGURE 2.35 et au regard des erreurs relatives en valeurs absolues par rapport aux efforts de coupe mesurés à la TABLE 2.18.

Modèle Armarego 2 composantes locales (EQ. 2.9)		DDL rés. $\{f_v ; f_h\} \rightarrow \{10 ; 22\}$	
$k_{e,v}$ (N/mm)	$k_{c,v}$ (N/mm ²)		
52.52	1412.19		
$k_{e,h}$ (N/mm)	$k_{c,h}$ (N/mm ²)		
75.47	557.80		
Modèle Armarego 3 composantes locales (EQS. 2.9 & 2.21) Stratégie d'Identification Inverse Commune « SIC »		DDL rés. $\{f_v ; f_{h,o}\} \rightarrow \{7 ; 19\}$	
$k_{e,v}$ (N/mm)	$k_{c,v}$ (N/mm ²)		
52.82	1413.19		
$k_{e,h}$ (N/mm)	$k_{c,h}$ (N/mm ²)		
85.32	455.40		
k_{o0} (N/mm)	k_{eclt1} (rad)	k_{eclt2} (rad/mm)	
-5.45	8.29×10^{-2}	7.61×10^{-1}	
Modèle Armarego 3 composantes locales (EQS. 2.9 & 2.21) Stratégie d'Identifications Distinctes « SID »		DDL rés. $\{f_v ; f_h ; f_o\} \rightarrow \{7 ; 19 ; 9\}$	
$k_{e,v}$ (N/mm)	$k_{c,v}$ (N/mm ²)		
52.82	1413.19		
$k_{e,h}$ (N/mm)	$k_{c,h}$ (N/mm ²)		
76.84	606.85		
k_{o0} (N/mm)	k_{eclt1} (rad)	k_{eclt2} (rad/mm)	
-13.76	2.40×10^{-1}	7.88×10^{-1}	

TABLE 2.17 Coefficients des modèles identifiés à partir de 12 essais, pour la comparaison des modélisations d'efforts de coupe appliquées à plusieurs rayons de bec

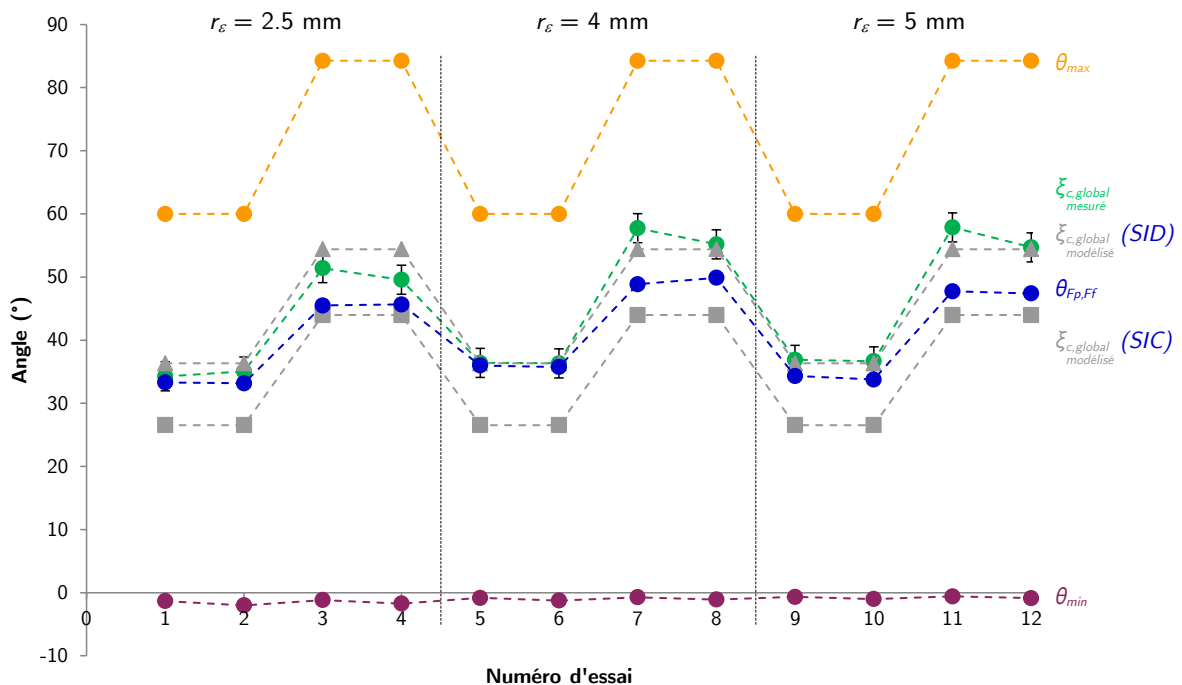


FIGURE 2.35 Évolution de l'angle de la direction globale d'écoulement du copeau mesuré et modélisé en fonction des 12 essais réalisés

	F_c	F_f	F_p
Modèle Armarego 2 composantes locales (EQ. 2.9)			
Max.	5	27	18
Min.	0	1	0
Moy.	3	14	10
Modèle Armarego 3 composantes locales (EQS. 2.9 & 2.21)			
<i>Stratégie d'Identification Inverse Commune « SIC »</i>			
Max.	5	23	15
Min.	0	2	1
Moy.	3	12	10
Modèle Armarego 3 composantes locales (EQS. 2.9 & 2.21)			
<i>Stratégie d'Identifications Distinctes « SID »</i>			
Max.	5	24	18
Min.	0	3	1
Moy.	3	14	10

TABLE 2.18 Erreurs relatives de modélisation en valeur absolue obtenues depuis les modélisations réalisées sur 12 essais

La première observation souligne la capacité du processus d'identifications distinctes à proposer une modélisation plus précise de l'angle de la direction d'écoulement globale du copeau. En effet, comme illustré à la FIGURE 2.35, il existe des écarts significatifs, de l'ordre de la dizaine de degrés, entre l'angle de la direction globale d'écoulement du copeau mesuré et celui identifié à partir de la stratégie d'identification inverse commune. Ces mêmes écarts sont presque inexistant, de l'ordre de quelques degrés, avec l'angle de la direction globale d'écoulement du copeau identifié selon la stratégie d'identifications distinctes. Il semble donc, que cette seconde stratégie d'optimisation est à favoriser dans l'optique d'obtenir une modélisation des efforts de coupe au plus proche de la réalité expérimentale.

Toutefois, au regard de la prédiction des efforts de coupe présentées à la TABLE 2.18, le processus d'identifications distinctes améliore seulement la modélisation de la composante F_f , dont l'erreur relative maximale en valeur absolue est réduite de 3 points de pourcentage. En comparaison, le processus d'identification inverse commune permet d'améliorer la modélisation des composantes F_f et F_p . Les erreurs relatives maximales en valeurs absolues sont respectivement réduites à 23 % et 15 % et l'erreur relative moyenne en valeur absolue de la composante F_f est diminuée de 2 points de pourcentage. La principale différence entre ces deux stratégies d'optimisation réside dans la valeur du coefficient $k_{éclt2}$ qui se traduit par un décalage plus important entre les angles de la direction d'écoulement du copeau mesuré et modélisé pour la stratégie d'identification inverse commune. Au vu du gain entre des modélisations des efforts de coupe à 2 et 3 composantes, ces observations confirment le poids relativement faible de la contrainte induite par l'écoulement du copeau dans la contribution aux efforts de coupe générés pendant la coupe par rapport aux effets de l'épaisseur coupée et/ou des phénomènes d'indentation. Néanmoins, ces résultats sont intéressants car ils permettent une meilleure prédiction d'une ou des composantes d'efforts de coupe directement liées aux déformations de pièce et peuvent avoir un intérêt dans le cas de la modélisation des opérations de finition. Il est

cependant surprenant, bien que les écarts soient relativement faibles, d'observer que la modélisation des efforts de coupe est d'autant plus précise que la modélisation de l'angle de la direction d'écoulement du copeau s'éloigne de la réalité. Cet aspect peut se traduire par le fait qu'une modélisation des efforts de coupe identifiée autour d'une stratégie d'identification inverse commune propose des résultats plutôt proches des réalités physiques. Cette dernière observation est néanmoins encourageante vis-à-vis du transfert de ces travaux en milieu industriel, puisque l'utilisation d'une instrumentation pour observer l'angle de la direction d'écoulement du copeau, en amont d'une modélisation des efforts de coupe, ne semble donc pas indispensable.

2.5 Conclusion

En définitive, d'après les observations conduites dans l'état de l'art au paragraphe 1.2.3, la modélisation des efforts de coupe semble pouvoir être optimisée par une prédiction plus fine des efforts générés dans la zone de cisaillement tertiaire. De plus, il existe un réel besoin vis-à-vis du développement d'une modélisation des efforts de coupe généralisée à l'ensemble des opérations possibles en tournage et applicable à plusieurs géométries d'outil coupant. Dans cette optique, plusieurs nouveaux paramètres sont étudiés pour déterminer leurs effets sur les efforts de coupe.

Dans un premier temps, les travaux se sont focalisés sur l'étude de l'influence des conditions de contact à l'interface entre la face de dépouille de l'outil coupant et la surface usinée. Les résultats soulignent un effet significatif de la géométrie de l'outil coupant, ainsi que de la géométrie de pièce, paramètre souvent négligé dans les précédentes études. Les efforts de coupe augmentent lorsque le rayon d'acuité d'arête de l'outil ou le rayon de contact en dépouille de la surface usinée augmentent. Il est à noter que cette dernière influence est couplée avec le niveau d'usure en dépouille de l'outil coupant : elle n'apparaît qu'à partir d'un certain niveau d'usure de l'outil. Des investigations, menées pour expliquer les phénomènes physiques à l'origine de cette évolution, indiquent que cet effet est localisé sur la face de dépouille de l'outil coupant et expliquent l'interaction observée avec le niveau d'usure en dépouille de l'outil.

S'appuyant sur ces observations, une modélisation phénoménologique des efforts de coupe tenant compte de l'influence du rayon de contact en dépouille et reposant sur l'hypothèse d'indépendance entre les segments de l'arête discrétisée est proposée. Cette modélisation est identifiée grâce à une campagne d'essais proposant un domaine de validité large en termes de paramètres opératoires, allant de la finition à l'ébauche, et de conditions de contact à l'interface outil coupant-pièce usinée. En comparaison avec un modèle d'efforts de coupe de référence, ne tenant pas compte de ce nouveau paramètres, des améliorations significatives sont observées dans la prédiction des composantes F_f et F_p , directement liées aux déformations de pièce.

Cependant, au regard de contributions issues de la littérature scientifique, la prédiction des efforts de coupe semble pouvoir être encore affinée par la remise en question de l'hypothèse d'indépendance entre les segments retenue précédemment. Ainsi, dans un second temps, un modèle phénoménologique incluant l'effet de la contrainte induite par l'écoulement du copeau est

proposé. Bien que possédant une influence moins importante que le rayon de contact en dépouille, l'introduction de cet effet permet de poursuivre l'amélioration de la prédiction des efforts de coupe en réduisant les erreurs relatives de modélisation de manière significative.

Dans un troisième temps, les phénomènes liés à la contrainte induite par l'écoulement du copeau sont analysés de manière approfondie à l'aide d'une étude expérimentale. Les résultats permettent de confirmer le modèle phénoménologique proposé précédemment et de l'enrichir pour prendre en compte l'effet du rayon de bec.

Finalement, la modélisation des efforts de coupe en tournage, enrichie par les paramètres précédemment étudiés, est affinée de manière significative. Toutefois, plusieurs perspectives sont envisageables. En effet, cette modélisation n'est valable qu'à un instant donné du cycle de vie de l'outil coupant (i.e. pour un niveau d'usure de l'outil constant). C'est la raison pour laquelle, il est nécessaire d'étendre ces modélisations sur l'ensemble du cycle de vie d'un outil pour proposer une prédiction des efforts de coupe valide tout au long des opérations, ou de la succession d'opérations d'usinage, réalisées industriellement par un outil durant son cycle de vie. Afin d'atteindre cet objectif de modéliser des efforts de coupe en prenant en compte l'effet de l'usure de l'outil, il est à noter que les résultats expérimentaux au sein de ce chapitre soulignent un couplage entre l'effet du rayon de contact en dépouille et l'usure en dépouille de l'outil coupant. De ce fait, il est nécessaire d'éclaircir ce point en étudiant l'influence des conditions de contact en dépouille sur l'évolution de l'usure de l'outil dans l'optique d'estimer le niveau d'usure de l'outil coupant de manière la plus fine possible.

3 Modélisation des efforts de coupe en tournage à différents niveaux d'usure de l'outil

Sommaire

3.1 Analyse de l'effet du rayon de la pièce sur l'usure de l'outil en coupe orthogonale.....	93
3.1.1 Détails expérimentaux.....	93
3.1.2 Détermination des points d'observation de l'usure de l'outil.....	95
3.1.3 Effet du rayon de contact en dépouille sur l'usure de l'outil.....	98
3.1.4 Effet de l'épaisseur coupée sur l'usure en dépouille.....	102
3.2 Étude de l'effet du rayon de pièce sur l'usure en dépouille d'une plaquette ronde.....	103
3.2.1 Configurations expérimentales.....	103
3.2.2 Plan d'essais et résultats.....	105
3.2.3 Observations et analyses.....	107
3.3 Développement d'un modèle de l'usure en dépouille.....	109
3.3.1 Développement d'un modèle prédictif.....	109
3.3.2 Identification des paramètres de la loi et résultats.....	111
3.3.3 Interpolation et extrapolation du modèle prédictif.....	113
3.4 Modélisation des efforts de coupe à différents niveaux d'usure en dépouille.....	115
3.4.1 Modélisation des efforts de coupe en coupe orthogonale par mesure directe de l'usure.....	115
3.4.2 Modélisation des efforts de coupe en chariotage et en dressage par estimation du niveau d'usure.....	118
3.5 Conclusions.....	124

Comme évoqué dans le Chapitre 1 les enjeux associés à la modélisation des efforts de coupe sont importants afin de maîtriser l'industrialisation des pièces produites. Dans cette optique, le Chapitre 2 propose une modélisation des efforts de coupe en tournage pour un niveau d'usure faible et constant. Toutefois, l'usinage des alliages de titane peut conduire à des niveaux d'usure de l'outil importants. Or, comme souligné au paragraphe 1.3.1, les efforts de coupe et l'usure de l'outil entretiennent une interaction forte : l'usure de l'outil peut générer des contacts bien différents aux interfaces entre l'outil coupant et le copeau et/ou la surface usinée, ce qui produit un effet non négligeable sur les efforts de coupe. Par conséquent, afin de proposer une

modélisation des efforts de coupe valable tout au long du cycle de vie des outils coupants, l'objectif du Chapitre 3 est de proposer une modélisation des efforts de coupe qui tienne compte de l'évolution de l'usure de l'outil. Pour ce faire, le paragraphe 3.1 s'attarde sur l'analyse de l'effet du rayon de pièce sur l'usure de l'outil en coupe orthogonale. Cette analyse est approfondie au paragraphe 3.2 dans le cadre de l'usure en dépouille en chariotage et dressage. En s'appuyant sur ces observations, le paragraphe 3.3 propose de développer un modèle prédictif d'évolution d'usure en dépouille. Dès lors que l'usure en dépouille est prédite, le paragraphe 3.4 présente une modélisation des efforts de coupe en tournage à différents niveaux d'usure en dépouille. Le paragraphe 3.5 quant à lui, dresse les conclusions liées à ces études. Enfin, il est à préciser que plusieurs aspects des travaux développés dans ce chapitre sont le fruit de développements réalisés dans le cadre d'un stage de master recherche piloté en support de cette étude [Bono 15]. Certains résultats de ce chapitre font également l'objet d'une communication internationale [Bono et al. 16].

Pour faciliter la lecture, le positionnement des travaux développés (i.e. les objectifs, les paramètres étudiés, les méthodologies et les essais réalisés) dans ce chapitre par rapport à l'ensemble des travaux de thèse (FIGURE 0.2) est illustré à la FIGURE 3.1.

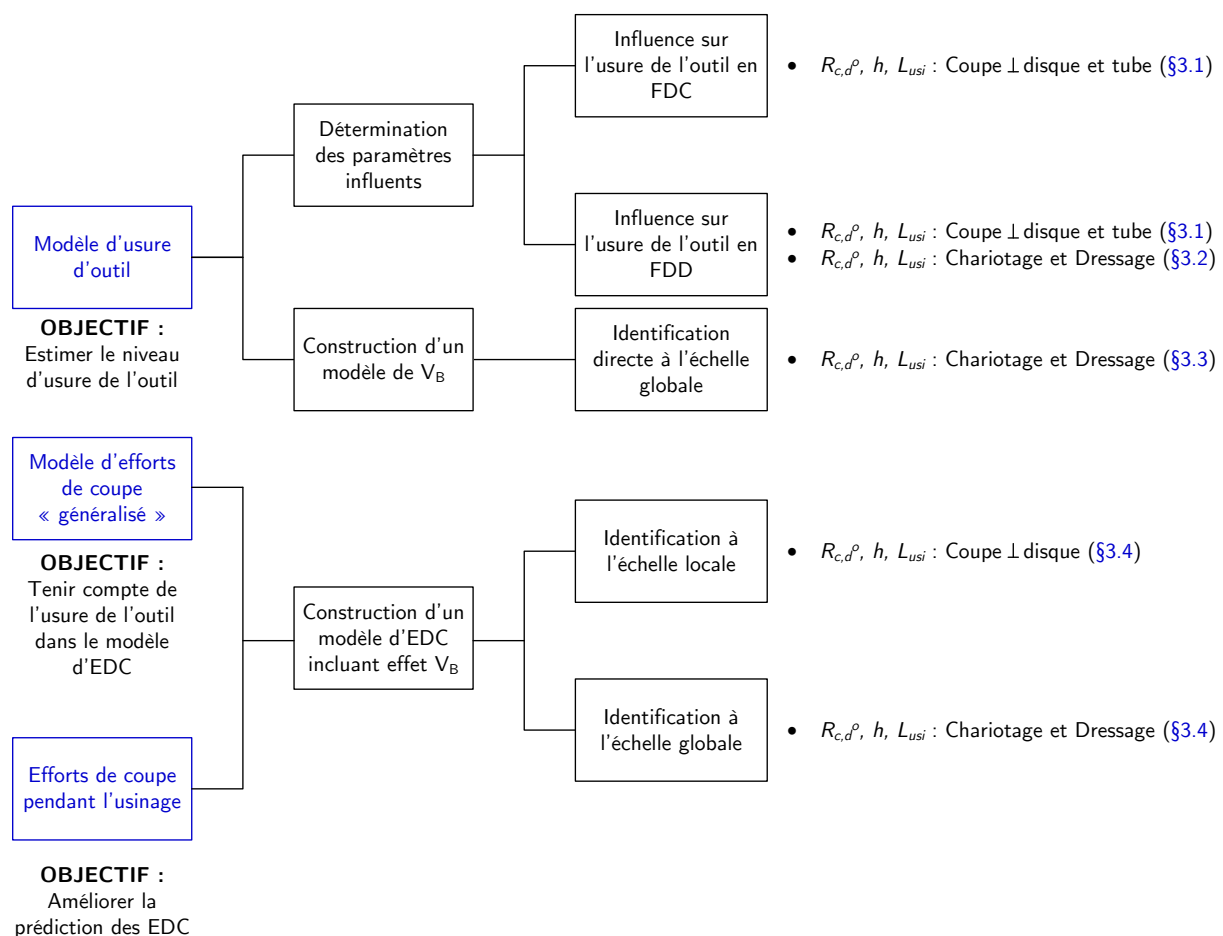


FIGURE 3.1 Cartographie des travaux de thèse et positionnement des développements présentés au chapitre 3

3.1 Analyse de l'effet du rayon de la pièce sur l'usure de l'outil en coupe orthogonale

Comme énoncé au paragraphe 1.3, à l'instar des observations formulées lors de la modélisation des efforts de coupe, les modèles prédictifs d'usure de l'outil couramment utilisés [Archard 53, Usui et al. 78] se limitent souvent à la prise en compte des température et/ou pressions de contact à l'interface entre l'outil et la matière usinée pour définir un taux d'usure (i.e. volume de matière retirée au cours du temps). Ils ne tiennent donc pas compte du possible effet lié à la géométrie de la pièce usinée. Cependant, comme détaillé au paragraphe 2.2, les conditions de coupe à l'interface entre l'outil coupant et la surface usinée peuvent avoir une influence significative sur l'évolution des efforts de coupe. Ces mêmes évolutions sont identifiées comme possiblement liées à une modification du comportement entre la surface usinée et la face de dépouille de l'outil coupant (pression de contact, longueur de contact, point de séparation de la matière, ...). Étant donné l'interaction forte entre les efforts de coupe et l'usure de l'outil, mise en évidence au paragraphe 1.3.1, il peut être intéressant de s'interroger sur l'influence de ces conditions de contact sur l'usure de l'outil. L'objectif de ce paragraphe réside donc dans l'analyse des conditions de contact outil-pièce usinée sur l'usure de l'outil en face de coupe et en face de dépouille à l'échelle locale, c'est-à-dire à l'échelle d'un segment de l'arête discrétisée lors d'une opération de tournage avec une arête dont la géométrie est plus complexe.

3.1.1 Détails expérimentaux

Dans l'optique d'analyser l'influence des conditions de contact outil-pièce usinée sur l'usure de l'outil, de nouveau le rayon de contact en dépouille (FIGURE 2.7 et FIGURE 2.8) est retenu comme paramètre géométrique représentatif de ces évolutions. Ainsi, de manière analogue au paragraphe 2.2.3.1, deux configurations d'usinage en coupe orthogonale sont retenues : la coupe orthogonale sur tube et sur disque (FIGURE 2.12). Ces configurations permettent de faire varier le rayon de contact en dépouille sur plusieurs niveaux, tout en conservant les autres paramètres géométriques et opératoires constants.

Ces essais sont également instrumentés en efforts de coupe, grâce à une platine dynamométrique, et avec un suivi en temps réel de l'évolution des paramètres opératoires et de la position de l'outil coupant, au moyen de sorties analogiques de la commande numérique, comme expliqué à l'Annexe B. L'usure de l'outil est, quant à elle, mesurée à la fin de chaque essai selon les définitions proposées par la norme [ISO 93b]. Comme représenté à la FIGURE 3.2, l'usure en dépouille peut être caractérisé selon la distance V_B , tandis que l'usure en face de coupe peut être déterminée selon un jeu de plusieurs paramètres représentatifs de l'usure dite en cratère (i.e. la forme d'usure la plus observée expérimentalement sur la face de coupe). Dans le cadre de cette étude, seul le paramètre L_{crat} sera considéré pour caractériser l'usure de l'outil en face de coupe. Les moyens de mesure disponibles au laboratoire, au moment de la réalisation de ces essais, ne

permettent pas d'évaluer convenablement la profondeur de cratère K_T pour enrichir les mesures et l'analyse de l'usure de l'outil en face de coupe.

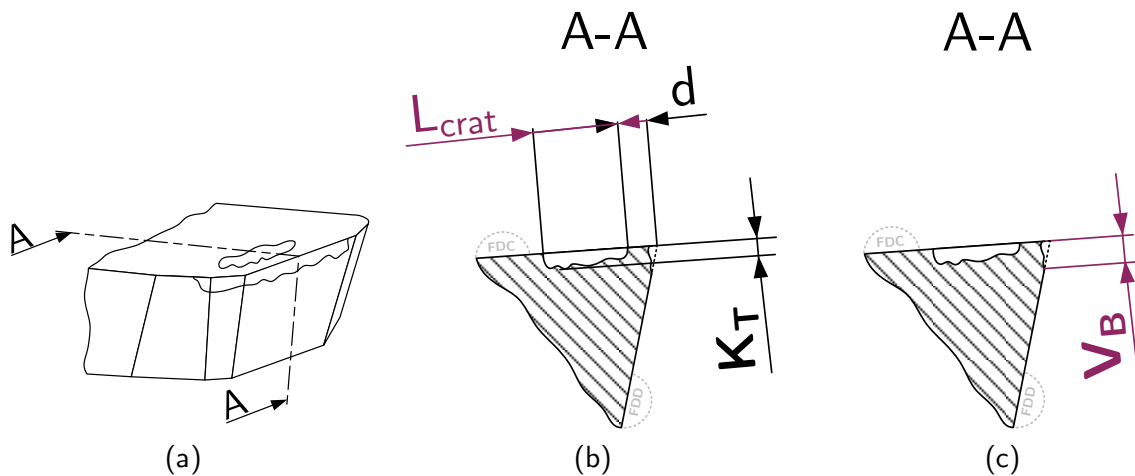


FIGURE 3.2 Définition des formes d'usure de l'outil observables selon la norme [ISO 93b] :

- (a) vue d'une plaquette rhombique ;
- (b) paramètres simplifiés pour caractériser l'usure en face de coupe ;
- (c) paramètre utilisé pour caractériser l'usure en face de dépouille

L'ensemble des mesures est effectué sur un microscope à focalisation dynamique KEYENCE VHX-1000. Enfin, pour proposer des conditions de mesures qui respectent les définitions formulées par la norme [ISO 93b], un porte-plaquette spécial est conçu et fabriqué afin de réaliser la mesure des formes d'usure précédemment définies dans une direction d'observation normale aux faces de coupe et de dépouille.

Le plan d'essais en coupe orthogonale se décline selon trois niveaux d'épaisseur coupée, $h = \{0.1 ; 0.15 ; 0.2\}$ mm, représentatifs d'un domaine allant de la finition à l'ébauche, et deux niveaux de rayon de contact en dépouille fournis par les configurations de coupe orthogonale sur disque et sur tube. L'ensemble des essais est conduit à une vitesse de coupe égale à 90 m/min, comme préconisé suite au développement d'une méthodologie couple-outil matière selon la norme [NF E66 97a], et sous lubrification à l'huile soluble 8 % Blasocut CF 2000. La largeur de coupe est fixée à 3 mm ($b > 10 \times f$ avec $h = f$ en coupe orthogonale), de manière à éviter la formation de bavures qui pourraient fausser la mesure des efforts coupe comme recommandé par [Germain 11]. Enfin, les outils coupants possèdent une arête de coupe rectiligne, représentative d'un segment d'une arête de coupe plus complexe discrétisée, comme détaillé à l'Annexe A. Avant de réaliser les essais, la géométrie des outils coupants utilisés est contrôlée à l'aide d'un profilomètre à contact dans le but d'évaluer les dispersions entre les outils de l'étude.

Dans le cadre de ces travaux, de manière à tenir compte de la dimension du temps, quelles que soient les conditions de coupe retenues (le temps d'usinage pour une même distance pouvant varier en fonction de la vitesse de rotation), le paramètre utilisé est la longueur usinée. Comme illustré à la FIGURE 3.3, la longueur usinée correspond à la distance réelle parcourue ou longueur développée par l'outil, soit une hélice dans le cas d'une opération d'alésage, de chariotage ou de coupe orthogonale sur tube, soit une spirale dans le cas d'une opération de

dressage ou de coupe orthogonale sur disque. Dans ce cas, la longueur usinée, notée L_{usi} , est à différencier de la longueur de passe, notée ΔZ en alésage/chariotage/coupe orthogonale sur tube et notée ΔX en dressage/coupe orthogonale sur disque. Elle est déterminée grâce aux Eqs. 3.1 et 3.2.

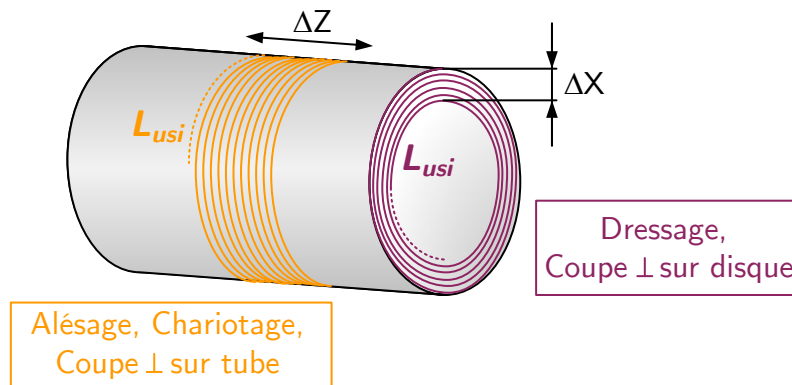


FIGURE 3.3 Représentation des longueurs usinées pour les différentes configurations d'usinage utilisées

En alésage, chariotage et coupe orthogonale sur tube :

$$L_{usi} = \Delta Z \times \frac{\sqrt{1 + \left(\frac{\pi \phi_{usi}}{f}\right)^2}}{1000} \quad (3.1)$$

En dressage et coupe orthogonale sur disque :

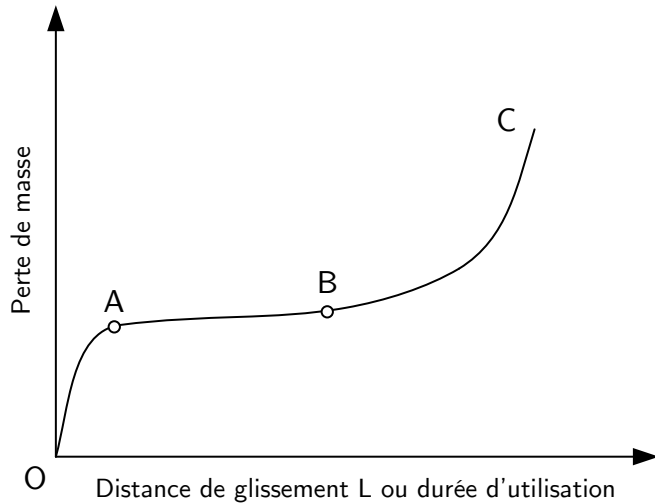
$$L_{usi} = \frac{(\phi_{usi}^2 - (\phi_{usi} - 2\Delta X)^2)\pi}{4 \times 1000 \times f} \quad (3.2)$$

3.1.2 Détermination des points d'observation de l'usure de l'outil

Comme le souligne Blouët [Blouët 86], dans la plupart des cas de figure, l'évolution de l'usure de l'outil suit un comportement divisible en trois phases illustrées à la FIGURE 3.4.

De ce fait, afin d'observer de manière fidèle l'évolution de l'usure de l'outil pour analyser l'effet du rayon de contact en dépouille, il est nécessaire de déterminer préalablement le positionnement de ces différentes phases d'évolution de l'usure de l'outil dans le temps. Avec ces informations, il est ensuite possible de choisir quand et à quelle fréquence interrompre les essais pour mesurer l'usure de l'outil. C'est la raison pour laquelle, avant d'évaluer l'influence du rayon de contact en dépouille sur l'usure de l'outil, des essais de coupe orthogonale sur tube (i.e. à niveau de rayon de contact en dépouille constant) instrumentés en efforts de coupe sont réalisés pour obtenir des courbes de référence de l'évolution des efforts de coupe au cours du temps, comme illustré dans un cas précis à la FIGURE 3.5. Le choix de mesurer les efforts de coupe se justifie par l'interaction forte qui lie leurs évolutions à celle de l'usure de l'outil. Ce qui en font des candidats intéressants pour réaliser une estimation indirecte de l'usure de l'outil. De plus, les efforts de coupe peuvent être mesurés pendant la coupe, tandis qu'une mesure d'usure de l'outil

nécessite d'interrompre la coupe et d'enchaîner les entrées et sorties en matière qui peuvent avoir un effet sur l'évolution de l'usure de l'outil au cours du temps. À ce titre, la stratégie retenue pour le déroulement des essais d'usure est de minimiser autant que possible le nombre d'entrées/sorties en matière au cours du temps. Toutefois, chaque entrée/sortie en matière imposée par la géométrie des outils coupants servant à usiner les gorges frontales, afin de générer des tubes, est mise à profit pour réaliser une mesure de l'usure de l'outil sur les faces de coupe et de dépouille.



- La partie OA dite de *rodage*, correspondant à une évolution rapide de la perte de masse ;
- La partie AB dite d'*usure maîtrisée*, correspondant à une perte de masse faible et régulière, telle une fonction linéaire du temps ;
- La partie BC dite d'*usure catastrophique*, correspondant à une phase de destruction de l'outil.

FIGURE 3.4 Évolution de la perte de masse en fonction de la distance de glissement ou de la durée d'utilisation, d'après [Blouët 86]

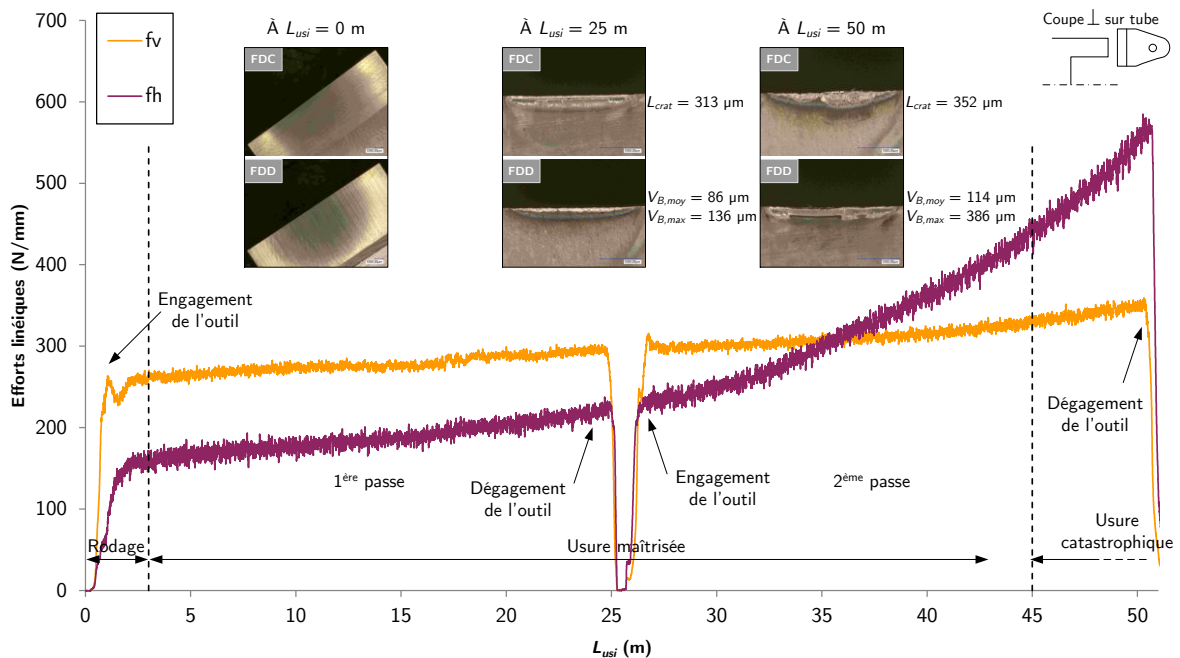


FIGURE 3.5 Évolutions des efforts de coupe linéiques en fonction de la longueur usinée et détermination des différentes phases de l'évolution d'usure ($h = 0.15\text{ mm}$; $b = 3\text{ mm}$; $V_c = 90\text{ m/min}$) en coupe orthogonale sur tube

Dans le cas présenté à la FIGURE 3.5, les essais sont conduits jusqu'à obtenir une usure de l'outil supérieure à l'un des critères limitants, ici $V_{B,max} > 300 \mu\text{m}$. La phase de rodage est identifiée bien distinctement jusqu'à une longueur usinée d'environ 3 m. La phase d'usure catastrophique est plus difficilement perceptible, les niveaux d'efforts ne proposant pas de réel changement, ou « saut », dans leur augmentation avec le temps. Cette phase est donc estimée comme initiée à partir d'une longueur usinée évaluée autour des 45 m. L'ensemble des résultats pour les différents niveaux d'épaisseur coupée, ainsi que les longueurs usinées auxquelles les essais de détermination de l'effet du rayon de contact en dépouille sont interrompus, sont récapitulés à la TABLE 3.1. L'ensemble des essais ne pouvant être réalisé avec une même plaquette, deux outils sont utilisés. La courbe de référence pour un niveau d'épaisseur coupée égal à 0.1 mm est réalisée avec chaque outil pour évaluer la dispersion liée au changement de plaquette dans l'analyse des résultats.

N° Essai	h (mm)	L_{usi} (m) pour phase d'usure			Interruption des essais d'analyse de l'effet $R_{c,d}^o$ pour L_{usi} (m)
		Rodage	Maîtrisée	Catastrophique	
C3.1.1	0.2	0-25	25-35	>35	Aucun. Usure trop précoce de l'outil
C3.1.2	0.15	0-5	5-45	>45	10, 20, 30, 40, 50
C3.1.3	0.1	0-40	40-130	>130	15, 25, 35, 85, 125, 215
C3.1.3'	0.1	0-25	25-230	>230	

TABLE 3.1 Détermination des phases d'évolution de l'usure de l'outil et des niveaux de longueur usinée pour l'interruption des essais à partir des courbes de référence de l'évolution des efforts de coupe au cours du temps

La première observation est que le niveau d'épaisseur coupée égal à 0.2 mm propose une évolution des efforts de coupe, et indirectement une évolution du niveau d'usure de l'outil, trop rapide. De ce fait, discerner bien distinctement les phases de rodage et d'usure maîtrisée de la phase d'usure catastrophique est compliqué. Par conséquent, les essais d'analyse de l'effet du rayon de contact en dépouille à ce niveau d'épaisseur coupée ne sont pas conduits ; l'objectif étant d'éviter autant que possible d'effectuer des mesures dans la phase d'usure catastrophique, réputée difficilement répétable. Dans les autres cas, les différentes phases sont distinguées plutôt convenablement. Cette différence semble mettre en évidence un effet de l'épaisseur coupée sur l'évolution de l'usure de l'outil : la phase d'usure catastrophique de l'outil coupant semble arriver d'autant plus rapidement que le niveau d'épaisseur coupée est grand. L'analyse de cette tendance est approfondie par une étude expérimentale au paragraphe 3.1.4. Ainsi, plusieurs longueurs usinées sont définies dans l'optique d'interrompre les essais d'analyse de l'effet du rayon de contact en dépouille pour mesurer l'évolution de l'usure de l'outil. La seconde observation souligne l'effet non-négligeable du changement de plaquette. En effet, pour un même essai (C3.1.3 et C3.1.3') réalisé avec deux outils différents, mais très proches dans leurs géométries, l'apparition de la phase d'usure catastrophique est difficilement répétable. C'est pourquoi, au vu de cette observation, les campagnes d'essais, devant être directement comparées, sont réalisées à l'aide d'une même plaquette pour ne pas altérer l'analyse de l'effet du rayon de contact en dépouille sur l'usure de l'outil.

Une fois les différents points d'observation de l'usure de l'outil déterminés et la stratégie expérimentale affinée, les essais d'analyse de l'effet du rayon de contact en dépouille sur l'usure de l'outil sont réalisés.

3.1.3 Effet du rayon de contact en dépouille sur l'usure de l'outil

Les essais en coupe orthogonale sur tube et sur disque visant à étudier l'effet du rayon de contact en dépouille sur l'usure de l'outil sont analysés selon trois mesures détaillées précédemment : la longueur de cratère, au paragraphe 3.1.3.1, et la largeur du faciès d'usure en dépouille dans ses valeurs maximale et moyenne, respectivement aux paragraphes 3.1.3.2 et 3.1.3.3. Pour ces trois paragraphes, seuls les résultats obtenus au niveau d'épaisseur coupée égal à 0.1 mm sont proposés. Les résultats à $h = 0.15$ mm présentent des tendances similaires et ne sont pas restitués dans ce document.

3.1.3.1 Effet sur la longueur de cratère en face de coupe

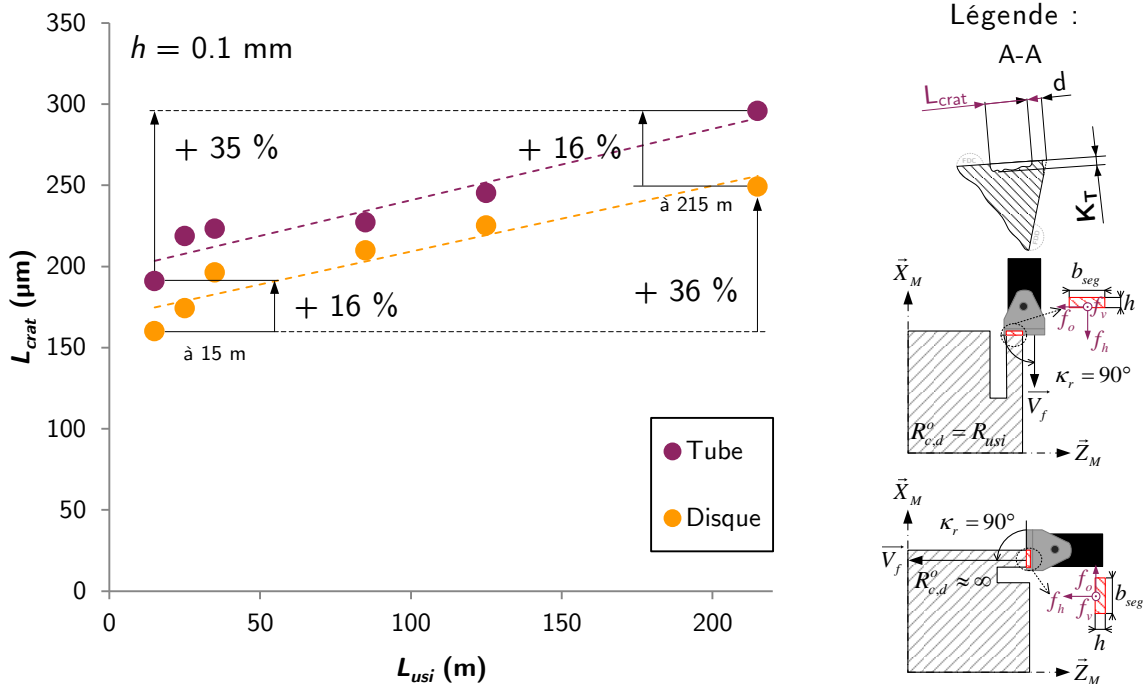


FIGURE 3.6 Comparaison des niveaux d'usure en cratère obtenus en coupe orthogonale à différents niveaux de rayon de contact en dépouille ($V_c = 90$ m/min ; $b = 3$ mm)

Les résultats proposés à la FIGURE 3.6 soulèvent plusieurs remarques. La première observation met en évidence l'effet de la longueur usinée sur l'usure de l'outil en face de coupe puisque la largeur de cratère augmente lorsque la longueur usinée croît. En effet, quantitativement cela se traduit par une augmentation d'environ 35 %, quelle que soit la configuration de coupe orthogonale, de la largeur de cratère entre une mesure effectuée après 15 m de longueur usinée et une mesure réalisée après 215 m de longueur usinée. La seconde observation semble mettre en lumière la non-influence du rayon de contact en dépouille sur la largeur de cratère. L'écart entre les largeurs de cratère mesurées en début de campagne d'essais

sur tube et sur disque reste identique à celui observé en fin de campagne d'essais et s'élève à 16 %. De plus, les tendances indiquées par les régressions linéaires semblent suivre les mêmes pentes au cours du temps. De ce fait, il est raisonnable de penser que l'écart observé entre ces deux configurations est davantage le fruit d'un problème de répétabilité des essais que la conséquence d'une influence du rayon de contact en dépouille. Au regard des examens post-mortem effectués sur les copeaux prélevés au paragraphe 2.2.3.2, cette conclusion semble être en accord avec l'hypothèse selon laquelle le rayon de contact en dépouille ne possède pas d'influence sur les mécanismes de formation du copeau.

À la vue des observations et analyses menées, le rayon de contact en dépouille ne semble pas avoir d'effet sur la largeur de cratère. Par conséquent, l'évolution de l'usure de l'outil en face de coupe n'est plus considérée comme un paramètre à prendre en compte dans la suite de ces travaux.

3.1.3.2 Effet sur l'usure en dépouille maximale

D'après la norme [ISO 93b], la largeur de l'usure en dépouille V_B , paramètre communément utilisé en industrie et dans la littérature scientifique pour caractériser l'usure de l'outil en dépouille, peut être analysé selon deux mesures : ses valeurs maximale et moyenne. Pour statuer sur la pertinence de ces deux mesures, comme paramètre(s) représentatif(s) de l'usure de l'outil en dépouille induite par une possible influence du rayon de contact en dépouille, deux analyses distinctes sont menées. La FIGURE 3.7 propose les résultats obtenus pour l'usure en dépouille maximale, tandis que la FIGURE 3.9 dresse le même type d'analyse pour l'usure en dépouille moyenne.

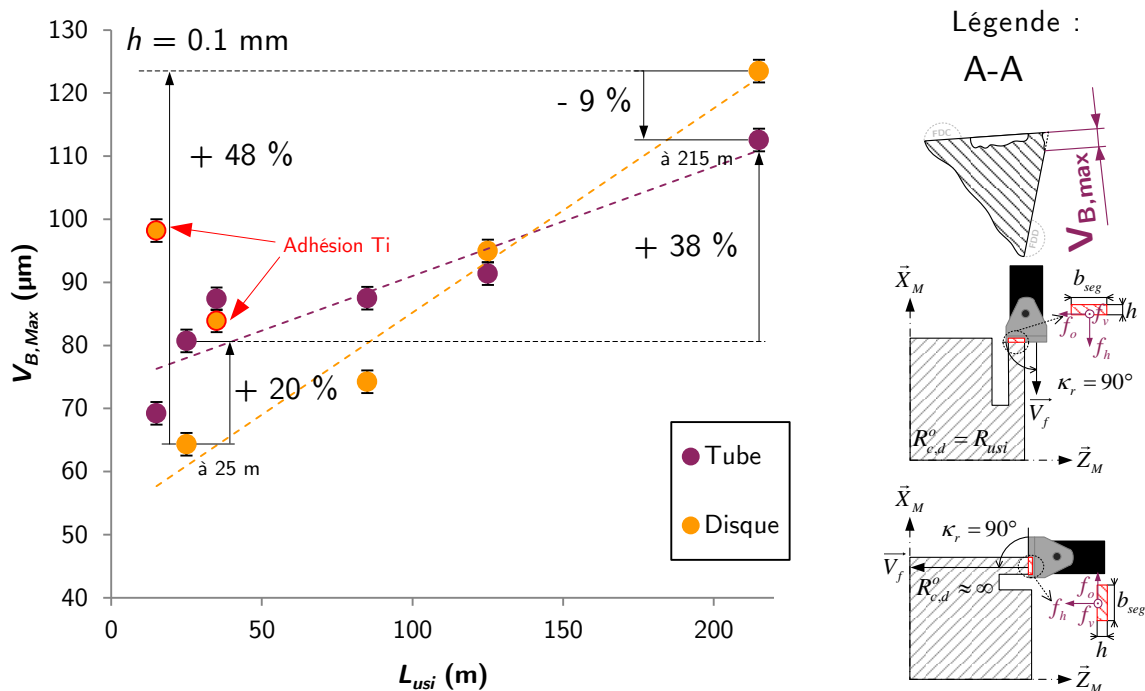


FIGURE 3.7 Comparaison des niveaux d'usure maximums en dépouille obtenus en coupe orthogonale à différents niveaux de rayon de contact en dépouille ($V_C = 90 \text{ m/min}$; $b = 3 \text{ mm}$)

Au vu des résultats proposés à la [FIGURE 3.7](#), il est à noter que dans le cas de l'usinage en coupe orthogonale sur disque, les mesures d'usure en dépouille à $L_{usi} = \{25 ; 35\}$ m semblent être faussées par un phénomène d'adhésion : des « tuiles » de titane recouvrent la surface de l'outil et empêchent de mesurer la véritable valeur de l'usure en dépouille. Ces essais sont identifiés et écartés dans la réalisation de la régression linéaire. La seconde observation souligne un effet de la longueur usinée sur la largeur de l'usure en dépouille maximale. Cet effet semble être significatif puisqu'entre une longueur usinée de 25 m et une longueur usinée de 215 m, la largeur de l'usure en dépouille augmente de 38 % pour les essais en coupe orthogonale sur tube, et de 48 % pour les essais en coupe orthogonale sur disque. Cette observation va dans le sens de celle effectuée au paragraphe précédent concernant l'usure de l'outil en face de coupe. Enfin, la dernière observation repose sur l'analyse de l'effet du rayon de contact en dépouille. Au vu des mesures effectuées, cette influence semble difficile à déterminer. En effet, après une longueur usinée égale à 25 m, la largeur de l'usure en dépouille maximale mesurée en coupe orthogonale sur tube est 20 % supérieure à celle observée en coupe orthogonale sur disque. À contrario, les tendances s'inversent à partir d'un certain niveau de longueur usinée puisque la largeur de l'usure en dépouille maximale observée en coupe orthogonale sur tube est 9 % inférieure à celle mesurée en coupe orthogonale sur disque. Cette imprévisibilité semble traduire l'incapacité du paramètre $V_{B,max}$ à être représentatif de l'évolution de l'usure de l'outil en dépouille. Cette hypothèse se confirme grâce à une observation plus fine des faciès d'usure en dépouille proposés à la [FIGURE 3.8](#). Sur ces faciès il est possible de constater que les largeurs de l'usure en dépouille présentent de légères discontinuités où celles-ci augmentent très nettement par rapports aux largeurs de l'usure sur les zones adjacentes. Ceci semble indiquer que cette forme d'usure est représentative de phénomènes très localisés (température, pression de contact à l'interface) qui peuvent être difficilement contrôlés expérimentalement (e.g. approvisionnement homogène du fluide de coupe sur l'intégralité de l'arête de coupe, copeaux qui peuvent dévier l'arrivée en fluide de coupe sur certaines zones, ...).

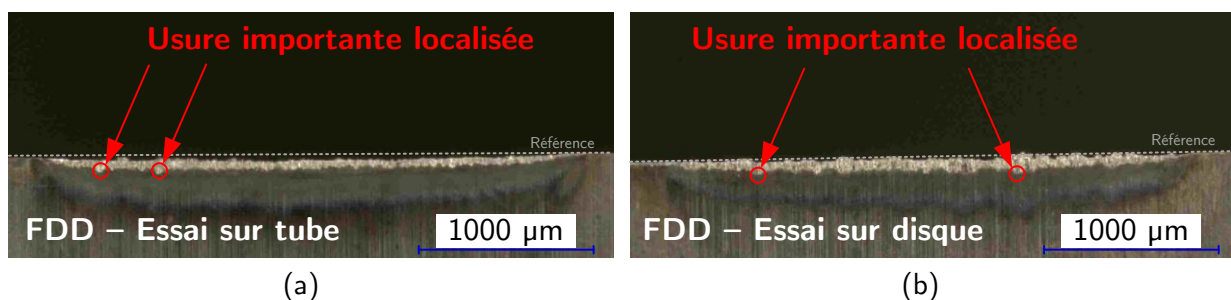


FIGURE 3.8 Faciès d'usure en dépouille obtenus après 215 m de longueur usinée (a) en coupe orthogonale sur tube ; (b) en coupe orthogonale sur disque

Au vu des remarques effectuées, la largeur d'usure en dépouille maximale ne peut pas être considérée comme un critère pertinent pour déterminer fidèlement l'influence d'un paramètre sur l'évolution de l'usure en dépouille d'un outil coupant. Une mesure plus globale de l'usure en dépouille semble être plus favorable.

3.1.3.3 Effet sur l'usure en dépeuille moyenne

Les figures FIGURE 3.7 et FIGURE 3.8 soulignent l'incapacité de la largeur maximale de l'usure en dépeuille à être un paramètre représentatif de l'évolution de l'usure en dépeuille d'un outil coupant. La largeur moyenne de l'usure en dépeuille est donc privilégiée et les mesures effectuées avec ce paramètre sont illustrées à la FIGURE 3.9.

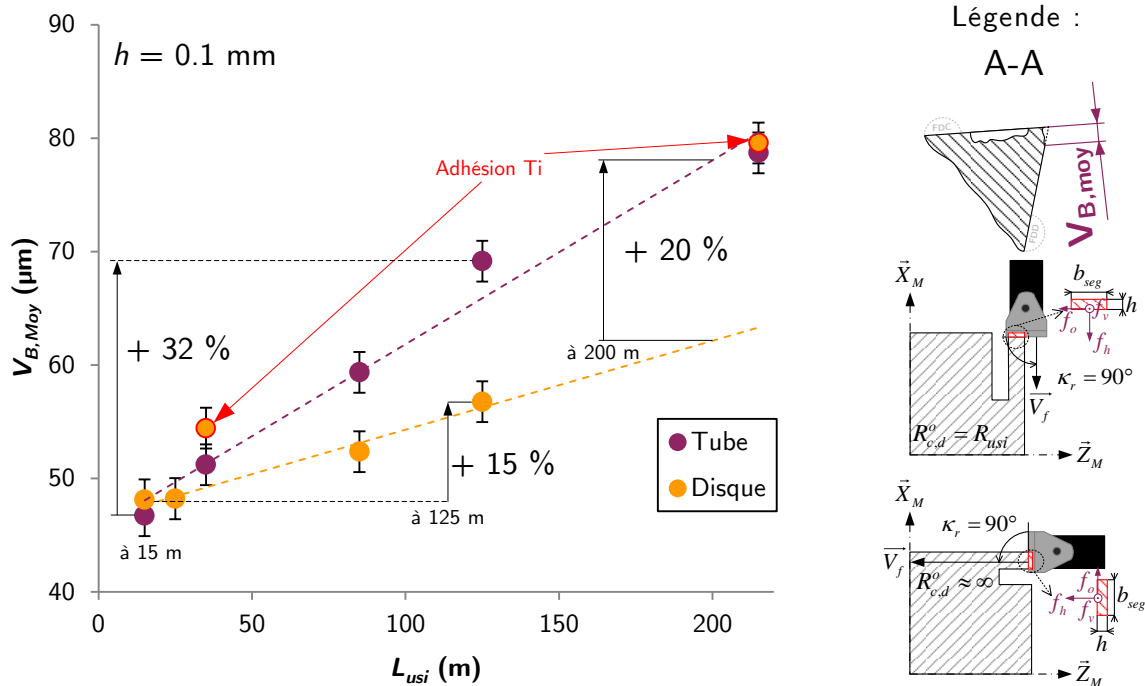


FIGURE 3.9 Comparaison des niveaux d'usure moyens en dépeuille obtenus en coupe orthogonale à différents niveaux de rayon de contact en dépeuille ($V_c = 90$ m/min ; $b = 3$ mm)

Certaines mesures semblent, là encore, avoir été « surestimées » à cause des tuiles de titane, représentatives d'un phénomène d'adhésion et provenant de la pièce usinée, qui recouvre le réel faciès d'usure. Les deux points concernés sont identifiés par un cercle rouge et sont exclus lors du calcul des régressions linéaires proposées à la FIGURE 3.9. Toutefois, pour les autres mesures plusieurs tendances se dégagent. La première observation confirme l'influence de la longueur usinée sur l'évolution de l'usure en dépeuille de l'outil coupant. Celle-ci croît lorsque la longueur usinée augmente. Les largeurs moyennes de l'usure en dépeuille mesurées pour une longueur usinée de 125 m sont supérieures, respectivement de 32 % en coupe orthogonale sur tube et 15 % en coupe orthogonale sur disque, par rapport à celles mesurées pour une longueur usinée de 15 m. Il est à noter que l'écart entre ces deux mesures est plus grand en configuration de coupe orthogonale sur tube, où le niveau du rayon de contact en dépeuille est le plus important. Cette seconde observation est confirmée par les courbes de tendance établies grâce à deux régressions linéaires. Ces courbes mettent en évidence un effet du rayon de contact en dépeuille sur l'évolution de l'usure en dépeuille. Le niveau d'usure en dépeuille de l'outil coupant augmente lorsque le niveau de rayon de contact en dépeuille croît. Quantitativement, cela se traduit par une augmentation de 20 % entre la largeur moyenne de l'usure en dépeuille mesurée

en configuration de coupe orthogonale sur tube et celle mesurée en configuration de coupe orthogonale sur disque pour une longueur usinée de 200 m. Ces observations vont dans le sens des hypothèses formulées au paragraphe 2.2.3.2 concernant l'interprétation physique de l'effet du rayon de contact en dépouille. En effet, une longueur de contact plus grande entre la face de dépouille de l'outil coupant et la pièce usinée peut conduire à une usure abrasive sur une zone plus large, tandis qu'une variation de la pression à cette même interface peut accentuer les mécanismes d'usure par abrasion et par diffusion.

En définitive, l'effet du rayon de contact en dépouille sur l'usure en dépouille de l'outil coupant semble exister, toutefois cet effet est secondaire par rapport à l'influence de la longueur usinée.

3.1.4 Effet de l'épaisseur coupée sur l'usure en dépouille

Les observations menées au paragraphe 3.1.3.3 démontrent l'existence d'un effet de la longueur usinée et, dans une moindre mesure, du rayon de contact en dépouille sur l'évolution de l'usure en dépouille. Dans l'optique d'évaluer le degré d'importance de ces deux influences, une analyse de l'effet de l'épaisseur coupée sur l'évolution de l'usure de l'outil en dépouille, autre paramètre évoluant le long de l'arête en prise et dont l'effet est bien connu de la communauté scientifique, est également conduite.

Pour ce faire, l'ensemble des essais est réalisé dans la configuration de coupe orthogonale sur tube, pour conserver un niveau de rayon de contact en dépouille constant. Ces essais se déclinent selon deux niveaux d'épaisseur coupée $h = \{0.1 ; 0.15\}$ mm et sur plusieurs niveaux de longueur usinée afin d'observer l'évolution de l'usure de l'outil en dépouille représentée par le critère de la largeur moyenne de l'usure en dépouille. L'ensemble des résultats est illustré à la [FIGURE 3.10](#).

Dans le cadre de ces essais, l'influence de la longueur usinée sur l'évolution de l'usure en dépouille est à nouveau apparente. L'usure en dépouille de l'outil coupant croît quand la longueur usinée augmente, quel que soit le niveau d'épaisseur coupée. Cet effet se traduit par une augmentation de 47 % pour les essais réalisés à $h = 0.15$ mm entre des longueurs usinées de 10 mm et 50 mm, et une augmentation de 41 % pour les essais réalisés à $h = 0.1$ mm entre des longueurs usinées allant de 15 mm à 215 mm. Par ailleurs, l'influence de l'épaisseur coupée sur l'évolution de l'usure en dépouille semble également exister et être très significative. Plus le niveau d'épaisseur coupée est important, plus l'usure en dépouille est grande. En effet, pour une comparaison à 65 mm de longueur usinée, la largeur moyenne de l'usure en dépouille pour un niveau d'épaisseur coupée égal à 0.15 mm est 52 % supérieure à celle relevée pour un niveau d'épaisseur coupée égal à 0.1 mm. Cette observation traduit l'effet du chargement mécanique sur l'évolution de l'usure en dépouille de l'outil.

Par conséquent et en reprenant les conclusions du paragraphe 3.1.3, il semble donc que l'effet du rayon de contact en dépouille sur l'usure de l'outil en dépouille existe. Toutefois, cette influence semble secondaire par rapport aux effets de la longueur usinée et de l'épaisseur coupée.

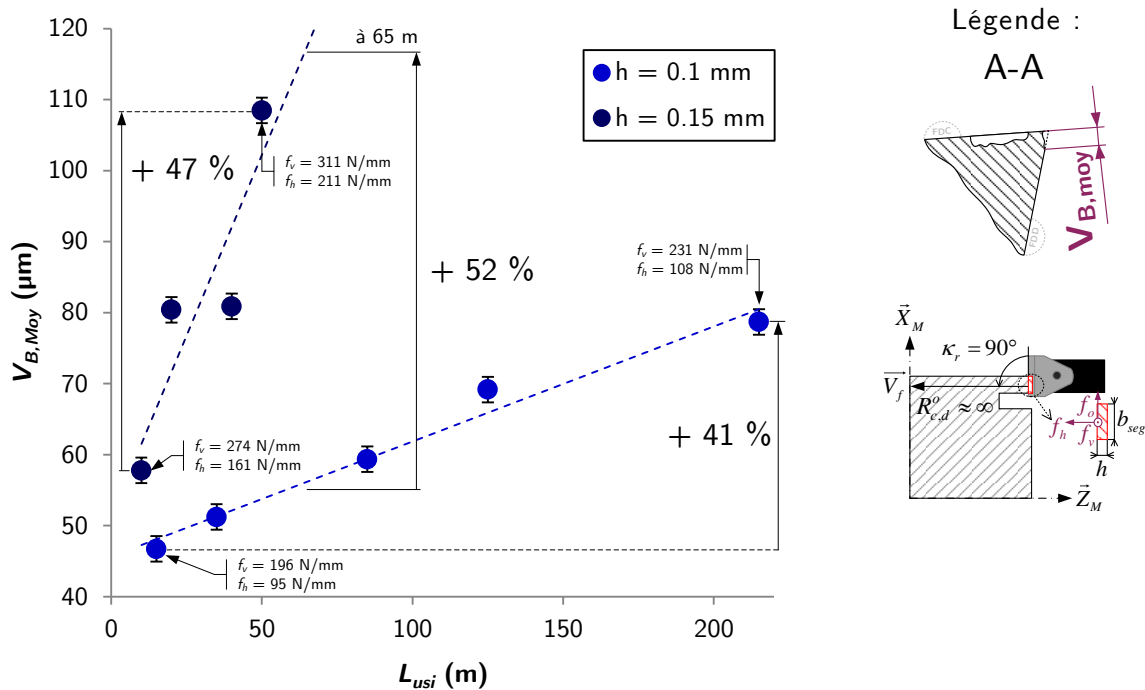


FIGURE 3.10 Comparaison des niveaux d'usure moyens en dépouille obtenus en coupe orthogonale sur tube à différents niveaux d'épaisseur coupée ($V_c = 90 \text{ m/min}$; $b = 3 \text{ mm}$)

3.2 Étude de l'effet du rayon de pièce sur l'usure en dépouille d'une plaquette ronde

Afin de vérifier la validité des influences observées à l'échelle locale dans le cas d'un outil coupant possédant une géométrie plus complexe, l'analyse de l'effet du rayon de contact en dépouille sur l'usure en dépouille de l'outil est étendue aux plaquettes rondes utilisées lors d'opérations de chariotage et de dressage.

3.2.1 Configurations expérimentales

Comme illustré à la FIGURE 2.9, les évolutions de l'épaisseur coupée et du rayon de contact en dépouille le long de l'arête en prise sont géométriquement liées. Toutefois, ces évolutions ne sont pas identiques entre les différentes configurations d'usinage. En effet, dans le cas d'une opération de chariotage, l'épaisseur coupée et le rayon de contact en dépouille évoluent majoritairement dans le même sens le long de l'arête en prise. Tandis que dans le cas d'une opération de dressage, l'épaisseur coupée et le rayon de contact en dépouille évoluent majoritairement dans des sens contraires. C'est la raison pour laquelle, dans le cadre de cette étude, ces deux configurations d'usinage sont retenues de manière à découpler les effets de ces deux paramètres afin d'analyser chacun d'eux indépendamment de l'autre.

Expérimentalement, dans l'optique de limiter les dispersions liées au changement de plaquette, il est nécessaire de conduire l'ensemble des essais avec une même plaquette et avec l'hypothèse que le rayon d'acuité r_β est constant tout autour de l'arête de coupe. Pour ce faire, la stratégie retenue et détaillée à la FIGURE 3.11, est de réaliser des essais de dressage depuis le diamètre extérieur jusqu'au centre du lopin d'essai et des essais de chariotage de la gauche vers la droite. La rigidité du système usinant, dans les conditions d'essais, n'est pas différente entre les deux sens. Dans ce dernier cas, il a été nécessaire de réaliser une gorge par tronçonnage pour préparer l'entrée en matière de l'outil en chariotage.

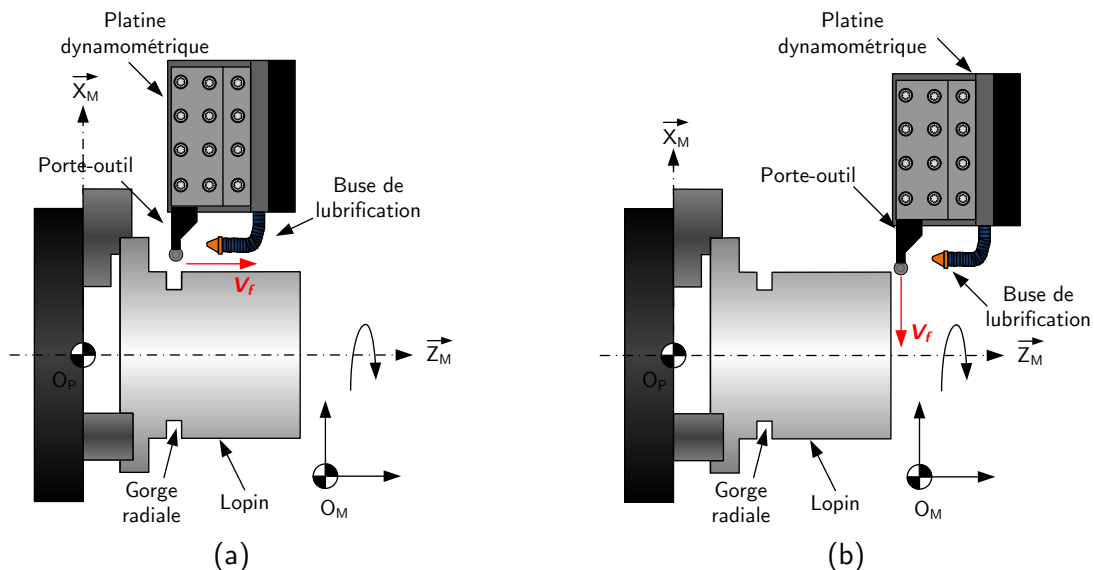


FIGURE 3.11 Schématisation des essais d'usinage instrumentés (a) en chariotage en tirant vers la droite ; (b) en dressage du diamètre extérieur vers le centre du lopin d'essai

Dans ces conditions, comme détaillé à la FIGURE 3.12, il est donc possible d'observer l'usure générée en configuration de chariotage sur la partie droite de l'outil coupant, tandis que l'usure de l'outil générée en configuration de dressage est observable sur sa partie gauche. Étant donné que l'épaisseur coupée et le rayon de contact en dépouille évoluent le long de l'arête en prise, l'usure en dépouille est donc mesurée en plusieurs sections repérées pour différentes valeurs d'angle θ , au sein desquelles sont extraits des profils de la géométrie locale de l'outil. La notation $V_{B,\theta}$ est utilisée pour définir la largeur de l'usure en dépouille relevée à une position angulaire θ . Les mesures sont répétées avec de légères variations de l'angle θ , de l'ordre de quelques degrés, pour s'assurer que l'usure en dépouille relevée n'est pas faussée par des phénomènes localisés. L'ensemble des mesures d'usure de l'outil est réalisé à l'aide d'un modèle géométrique 3D construit à partir de plusieurs clichés obtenus par un microscope à focalisation dynamique.

L'ensemble des essais est instrumenté en efforts de coupe grâce à une platine dynamométrique et avec un suivi de l'évolution des paramètres opératoires et de la position de l'outil dans le repère machine grâce aux sorties analogiques de la commande numérique, comme détaillé à l'Annexe B. Ils sont conduits sous lubrification externe à l'huile soluble 8 % Blasocut 2000 CF et selon une vitesse de coupe $V_c = 90$ m/min, préconisée par la méthodologie du couple

outil-matière. Enfin, les essais sont effectués avec un seul type de plaquette ronde, pour $r_\varepsilon = 2.5$ mm, outil cible des besoins en production du partenaire industriel.

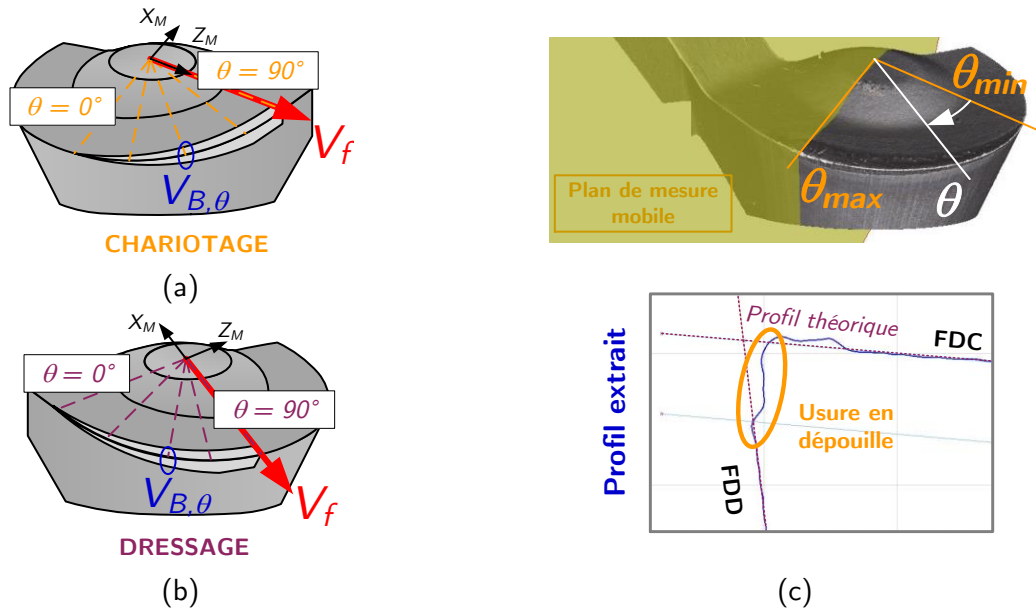


FIGURE 3.12 Illustrations de la répartition de l'usure et du principe de mesure de l'usure en dépouille (a) en chariotage en tirant vers la droite ; (b) en dressage du diamètre extérieur vers le centre du lopin ; (c) extraction d'un profil de la géométrie d'outil

3.2.2 Plan d'essais et résultats

Dans le cadre de cette étude, un plan d'essais complet de type $2^1 3^1 5^1$ est développé selon 2 niveaux de configuration d'usinage (i.e. chariotage et dressage), trois niveaux d'avance par tour $f = \{0.1 ; 0.175 ; 0.25\}$ mm/tr, de manière à couvrir un domaine large de conditions de coupe allant de la finition à l'ébauche, et 5 niveaux de longueur usinée pour observer l'évolution de l'usure de l'outil en dépouille $L_{usi} = \{25 ; 50 ; 75 ; 100 ; 116 \text{ ou } 125\}$ m, définis selon une procédure identique à celle développée au paragraphe 3.1.2. Le dernier niveau de longueur usinée n'est pas identique entre la configuration de chariotage et de dressage à cause de la disponibilité matière qui impose de terminer les essais de dressage à une longueur usinée légèrement inférieure aux 125 m initialement visés. Les essais sont conduits pour une unique valeur de profondeur de passe $a_p = 2.5$ mm, égale au rayon de bec de l'outil, afin de couvrir les plus grandes plages possibles d'épaisseur coupée et de rayon de contact en dépouille. Enfin, la largeur de l'usure en dépouille de l'outil est mesurée en trois sections positionnées aux angles $\theta = \{22.5 ; 45 ; 67.5\}$ °. Ces valeurs sont choisies afin d'éviter les zones à trop faibles épaisseurs coupées, proposant des faciès d'usure très petits et donc difficiles à discerner convenablement, ainsi que les zones à fortes épaisseurs coupées proposant parfois de fortes déformations plastiques sur l'outil coupant pouvant altérer la mesure.

Toutefois, l'ensemble des essais ne peut être analysé. En effet, principalement dans le cas des essais à $f = \{0.1 ; 0.25\}$ mm, deux phénomènes non-maîtrisés empêchent la mesure correcte du niveau d'usure en dépouille. L'adhésion de tuiles de titane provenant de la pièce usinée qui cachent le faciès d'usure réel, observé principalement pour le niveau d'avance égal à 0.1 mm/tr.

La déformation plastique de l'outil qui génère un bourrelet en face de dépouille dû à une déformation plastique à chaud de l'arête de coupe, comme illustré à la [FIGURE 3.13](#), observé particulièrement dans les sections à 45° et 67.5° pour un niveau d'avance égal à 0.25 mm/tr.

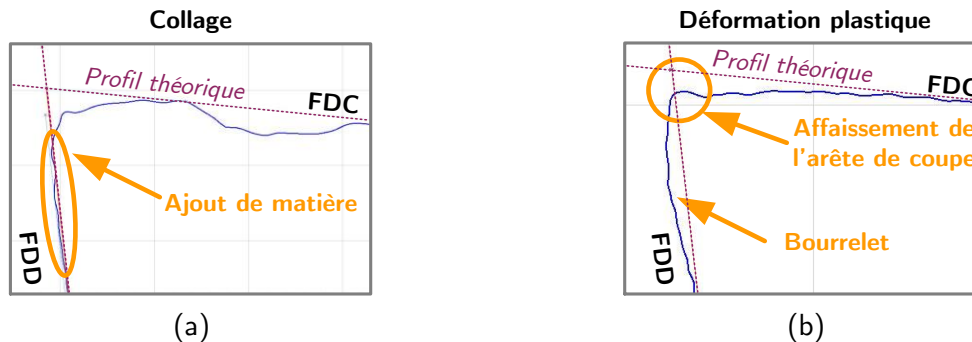


FIGURE 3.13 Profils extraits de la géométrie d'un outil coupant représentatifs (a) des phénomènes de collage ; (b) des déformations plastiques à chaud sévères, d'après [Bono 15]

Des observations au MEB et des analyses EDS, pour déterminer les espèces chimiques, sont menées sur la face de dépouille de plusieurs outils. Ces analyses confirment les phénomènes observés. La présence importante d'éléments de la matière usinée (Ti) met en lumière l'existence d'un phénomène d'adhésion. Tandis que la forte présence d'éléments de l'outil coupant (W, C, Co) au sein du bourrelet souligne que cette anomalie n'est pas le fruit d'un phénomène d'adhésion mais bien d'une déformation plastique à chaud de l'outil, du fait d'un temps de coupe cumulé trop important. Ces deux exemples, apparaissant au sein d'un même faciès d'usure, sont illustrés à la [FIGURE 3.14](#).

Par conséquent, seuls les essais pour le niveau d'avance par tour égal à 0.175 mm/tr sont exploités dans ce document. Le plan d'expérience, ainsi que les niveaux de rayon de contact en dépouille atteints dans les différentes sections d'intérêt de l'outil coupant sont détaillés à la [TABLE 3.2](#). Enfin, les mesures d'usure de l'outil en dépouille pour chaque essai, représentées par la mesure de la largeur de l'usure en dépouille, sont également présentées à la [TABLE 3.2](#). L'ensemble des résultats est ensuite illustré à la [FIGURE 3.15](#), de manière à pouvoir être analysé au paragraphe 3.2.3.

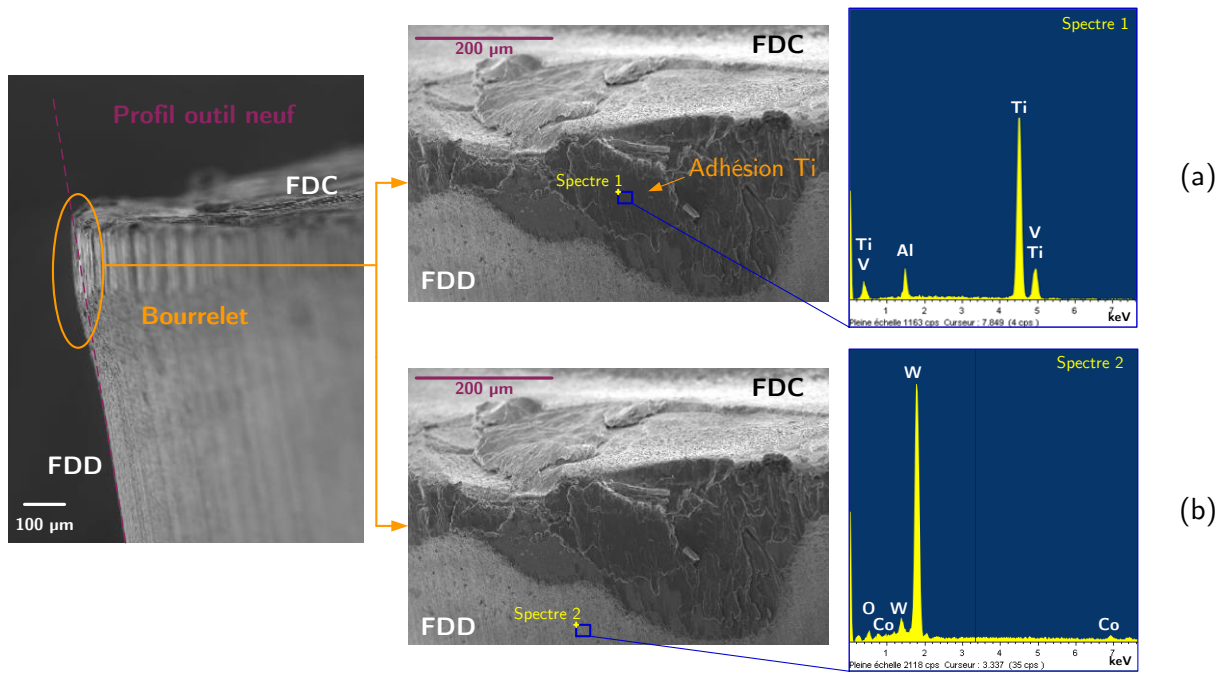


FIGURE 3.14 Photographies MEB sur face de dépouille, observations et analyses EDS du (a) phénomène d'adhésion ; (b) phénomène de déformations plastiques à chaud, d'après [Bono 15]

CH. : Chariotage ; DR. : Dressage

$\theta (^{\circ})$	22.5		45		67.5	
$h (mm)$	0.07		0.13		0.16	
$L_{usi} (m)$	CH.	DR.	CH.	DR.	CH.	DR.
$R_{c,d}^{\circ} (mm)$						
25	92	212	121	114	225	86
50	92	188	121	100	225	76
75	92	160	121	85	225	65
100	92	124	121	66	225	50
116/125	92	90	121	48	225	36
$V_B (\mu m)$						
25	14	16	28	22	54	38
50	16	24	46	32	61	52
75	18	30	52	39	81	47
100	30	36	74	51	102	53
116/125	30	39	80	45	114	70

TABLE 3.2 Valeurs de rayon de contact en dépouille et d'usure en dépouille atteintes pour chaque niveau du plan d'essais ($f = 0.175 \text{ mm/tr}$; $a_p = 2.5 \text{ mm}$)

3.2.3 Observations et analyses

D'après les résultats proposés à la FIGURE 3.15, la première observation met de nouveau en lumière que dans certains cas un phénomène d'adhésion peut altérer la caractérisation du faciès de l'usure. Deux cas critiques sont relevés et identifiés par un contour rouge. La seconde observation confirme l'effet de la longueur usinée sur l'évolution du niveau d'usure en dépouille. En effet, lorsque la longueur usinée croît, la largeur de l'usure en dépouille augmente. Cette augmentation est visible pour chaque cas d'analyse : l'usure en dépouille augmente d'au moins 53

% dans les sections à 22.5°, 45° et 67.5° en chariotage et au minimum de 45 % en dressage entre les essais entre une longueur usinée égale à 25 m puis une longueur usinée qui atteint respectivement 116 m (en dressage) et 125 m (en chariotage). La troisième observation souligne à nouveau l'effet de l'épaisseur coupée sur l'évolution de l'usure de l'outil en dépouille. Plus le niveau de l'épaisseur coupée est important, plus l'usure de l'outil en dépouille augmente. Quantitativement, toutes longueurs usinées confondues et en moyennant les mesures réalisées sur les deux configurations d'usinage afin d'atténuer l'effet possible du rayon de contact en dépouille, l'usure de l'outil en dépouille dans la section à 22.5°, soit pour $h = 0.07$ mm, est 46 % inférieure à celle relevée dans la section à 45°, soit pour $h = 0.13$ mm, et 63 % inférieure à celle relevée dans la section à 67.5°, soit pour $h = 0.16$ mm. Il est également à noter que l'usure en dépouille moyenne relevée dans la section à 67.5° est 32 % supérieure à celle obtenue dans la section à 45°. Enfin, la dernière observation met en évidence l'effet du rayon de contact en dépouille sur l'évolution de l'usure de l'outil. Le niveau d'usure en dépouille de l'outil est d'autant plus grand que le niveau de rayon de contact en dépouille est important. Cette affirmation se vérifie dans chaque section et à chaque longueur usinée. Par exemple, pour une longueur usinée de 75 m, la largeur de l'usure en dépouille relevée dans la section à 22.5° est plus importante dans la configuration de dressage, qui présente un plus grand niveau de rayon de contact en dépouille, que dans la configuration de chariotage. Cette observation est identique dans le cas des sections à 45° et 67.5°, où la largeur de l'usure en dépouille obtenue en chariotage est supérieure à celle relevée en configuration de dressage. En effet, dans ces deux derniers cas c'est bel et bien dans la configuration de chariotage que le rayon de contact en dépouille est plus important qu'en configuration de dressage. Ce qui souligne l'effet de ce paramètre.

L'ensemble de ces observations est en adéquation avec celles effectuées en coupe orthogonale au paragraphe 3.1. De plus, dans l'optique de dresser une classification de l'influence des paramètres étudiés sur l'évolution de l'usure de l'outil en dépouille, une brève analyse de sensibilité est présentée à la TABLE 3.3. D'après les résultats proposés par cette analyse, l'effet du rayon de contact en dépouille sur l'évolution de l'usure de l'outil en dépouille est confirmé. De plus, cet effet en proportions n'est plus tout à fait négligeable par rapport à l'influence de la longueur usinée mais toujours secondaire par rapport à l'effet de l'épaisseur coupée.

Paramètre	Sensibilité de V_B
L_{usi}	0.43 %/m
$R_{c,d}^o$	203.64 %/m
h	5025.25 %/m

TABLE 3.3 Sensibilités de l'usure en dépouille vis-à-vis des paramètres étudiés

En définitive, l'effet du rayon de contact en dépouille est observé et considéré comme significatif à l'échelle locale et globale. Il peut donc être intéressant d'introduire ce nouveau paramètre dans une modélisation du niveau d'usure en dépouille de l'outil.

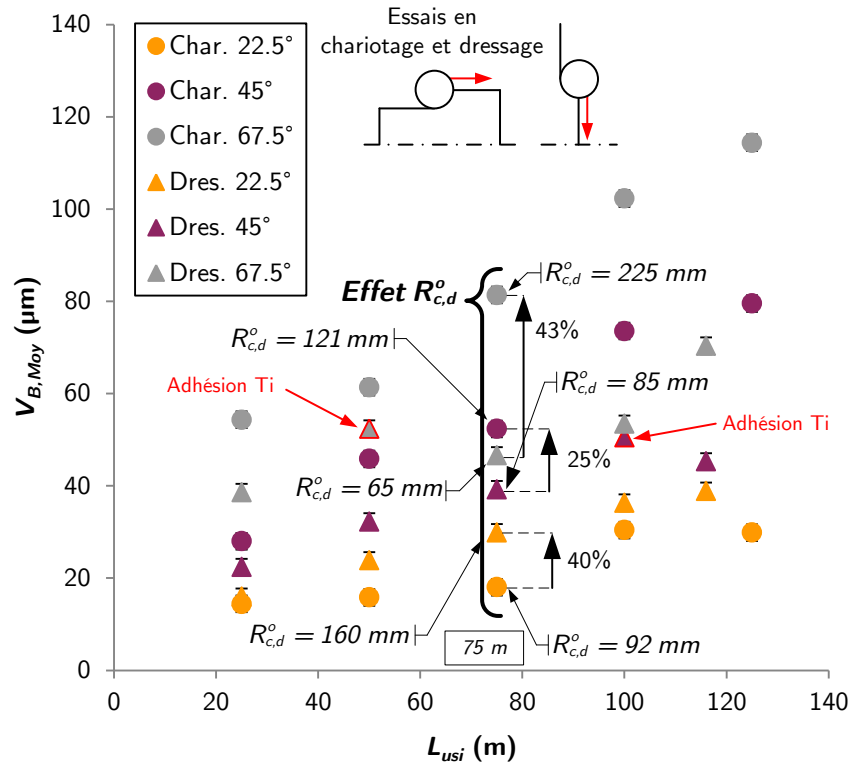


FIGURE 3.15 Niveaux d'usure en dépouille obtenus en chariotage et en dressage dans différentes sections de l'outil lors des essais d'analyse de l'effet du rayon de contact en dépouille ($V_c = 90 \text{ m/min}$; $f = 0.175 \text{ mm/tr}$; $a_p = 2.5 \text{ mm}$; $r_\varepsilon = 2.5 \text{ mm}$)

3.3 Développement d'un modèle de l'usure en dépouille

D'après les observations issues des analyses menées à l'échelle locale et globale, le rayon de contact en dépouille possède un effet significatif sur l'évolution de l'usure en dépouille de l'outil. Par conséquent, en vue d'améliorer la prédiction de cette usure au cours du temps, il faut introduire ce paramètre au sein d'un nouveau modèle du niveau d'usure. Ce développement est réalisé en s'appuyant sur les essais réalisés en chariotage et en dressage présentés à la TABLE 3.2 et la FIGURE 3.15. Le plan d'expérience est donc constitué de 28 mesures (les 30 mesures du plan complet auxquelles sont retirées les deux mesures présentant un phénomène d'adhésion important).

3.3.1 Développement d'un modèle prédictif

Dans l'optique de développer un nouveau modèle phénoménologique de la largeur du niveau d'usure de l'outil en dépouille incluant l'influence du rayon de contact en dépouille, en première approximation une étude des coefficients de corrélation est conduite. Ce choix se justifie par la complexité à modéliser le concept relativement nouveau de l'influence du rayon de contact à l'interface entre la pièce usinée et la face de dépouille de l'outil selon une approche mécaniste ou physique. Cette approche peut néanmoins être envisagée dans la suite de ces travaux.

Les coefficients de corrélation sont compris dans l'intervalle [-1 ; 1] et permettent de déterminer le degré de dépendance entre deux variables/matrices de variables (une entrée et une sortie) selon une formulation linéaire, comme illustré à l'Eq. 3.3. Si ces deux données sont indépendantes alors leur coefficient de corrélation est nul. Toutefois, la réciproque n'est pas vraie puisque le coefficient de corrélation traduit la dépendance selon une relation linéaire uniquement. Certaines variables sont parfois liées par des formulations d'ordres plus complexes (polynomiales, exponentielles, etc.). Les coefficients de corrélation représentent donc des indicateurs pour déterminer les paramètres, ou les combinaisons de paramètres, les plus représentatifs de l'évolution d'une sortie selon une relation du premier ordre.

$$\text{CorrelCoef}(X,Y) = \frac{\sum_k (x_k - \bar{x})(y_k - \bar{y})}{\sqrt{\sum_k (x_k - \bar{x})^2 \sum_k (y_k - \bar{y})^2}} \quad (3.3)$$

avec \bar{x} et \bar{y} moyennes des matrices de variables X et Y

Les paramètres étudiés précédemment, ainsi que plusieurs combinaisons les reliant, sont analysés vis-à-vis de leur coefficient de corrélation par rapport à l'usure en dépouille de l'outil. Les résultats sont proposés à la TABLE 3.4.

L_{usi}	$R_{c,d}^o$	h	$L_{usi} \times R_{c,d}^o$	$L_{usi} \times h$
0.53	0.39	0.69	0.76	0.83
$R_{c,d}^o \times h$	$L_{usi} \times h \times R_{c,d}^o$	$L_{usi} / R_{c,d}^o$	L_{usi} / h	$R_{c,d}^o / h$
0.68	0.90	0.16	-0.05	-0.24

TABLE 3.4 Coefficients de corrélation relatifs à l'usure en dépouille de l'outil pour plusieurs paramètres et leurs combinaisons

La première observation confirme la classification des influences établie lors des analyses locale et globale. En effet, les coefficients de corrélation soulignent une dépendance linéaire plus importante entre l'usure de l'outil en dépouille et l'épaisseur coupée, qu'avec la longueur usinée et le rayon de contact en dépouille. Par ailleurs, il semble également, que sous une formulation du premier ordre, l'effet du rayon de contact en dépouille est secondaire par rapport aux influences de la longueur usinée et de l'épaisseur coupée. La seconde observation met en évidence une corrélation significative entre plusieurs combinaisons de paramètres et l'évolution de l'usure de l'outil en dépouille. C'est notamment le cas pour le produit des trois paramètres ou encore pour les produits deux à deux de chacun des paramètres. Ces combinaisons mettent en lumière un effet du rayon de contact en dépouille lorsqu'il est couplé avec les influences de l'épaisseur coupée et/ou de la longueur usinée. Les autres paramètres ou combinaisons de paramètres, notamment le terme de rayon de contact en dépouille seul, possèdent des coefficients de corrélation plus faibles et par conséquent ne sont pas inclus dans la formulation des futurs modèles.

Ainsi, en s'appuyant sur ces résultats, deux modèles prédictifs sont établis. Le premier modèle, détaillé à l'Eq. 3.4, ne tient compte que des influences de l'épaisseur coupée et de la

longueur usinée avec une formulation additive. Le second modèle, quant à lui présenté à l'EQ. 3.5, reprend l'ensemble de la formulation du premier modèle auquel viennent s'ajouter les termes incluant l'effet du rayon de contact en dépouille par une relation additive. Toutefois, il est à signaler que ces modélisations, sous forme additive, sont discutables pour une longueur usinée et/ou une épaisseur coupée nulle. En effet, dans ces cas, ces modèles peuvent estimer le niveau d'usure en dépouille de l'outil comme étant non-nul (i.e. du fait de la constante k_3), ce qui est bien entendu en désaccord avec la réalité. Toutefois, dans la réalité cela peut être différent, notamment en fonction des tolérances de fabrication et de l'incertitude des moyens de mesure.

$$V_{B,h,L_{usi}} = k_1 \times h + k_2 \times L_{usi} + k_3 \quad (3.4)$$

$$V_{B,h,L_{usi},R_{c,d}^o} = V_{B,h,L_{usi}} + k_4 \times L_{usi} \times R_{c,d}^o + k_5 \times h \times L_{usi} \times R_{c,d}^o \quad (3.5)$$

Dans le but d'évaluer la valeur ajoutée produite par l'introduction des termes dépendants du rayon de contact en dépouille dans la modélisation du niveau d'usure en dépouille, la stratégie retenue est de comparer aux mesures les prédictions réalisées par les deux modèles ; le premier étant considéré comme la référence dans la suite de ces travaux.

3.3.2 Identification des paramètres de la loi et résultats

Afin d'évaluer le niveau d'usure en dépouille de l'outil prédit par les différents modèles, les coefficients de ces modèles doivent être identifiés. Pour ce faire, un processus d'identification directe similaire, sur le principe, à celui détaillé à la FIGURE 2.32 est présenté à la FIGURE 3.16. Cette stratégie d'identification repose sur la définition d'une fonction coût à minimiser à partir des mesures expérimentales de l'usure en dépouille et de l'usure en dépouille prédite à partir d'un modèle à coefficients inconnus. La fonction coût, définie comme la somme des erreurs relatives au carré, est minimisée en s'appuyant sur l'algorithme de Levenberg-Marquardt adapté aux formulations non-linéaires élevées au carré. Ainsi les coefficients inconnus sont déterminés et les niveaux d'usure en dépouille prédits par le modèle identifié peuvent être évalués.

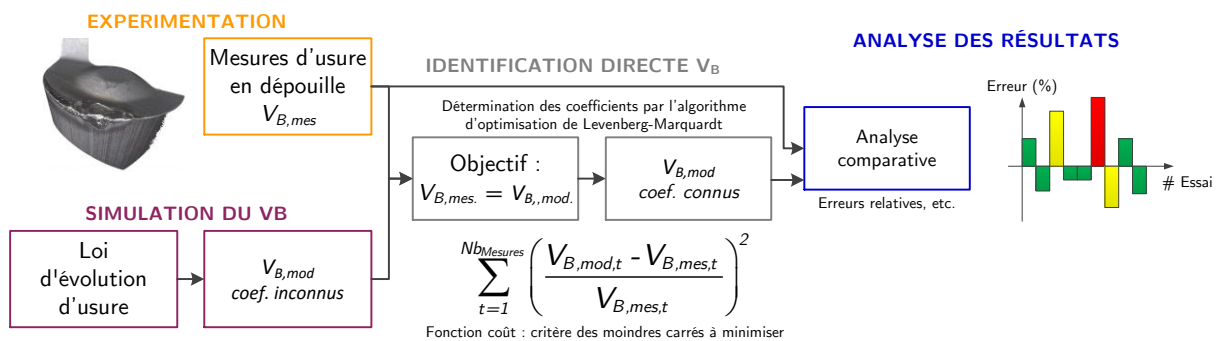


FIGURE 3.16 Stratégie d'identification des coefficients des modèles d'évolution de l'usure en dépouille en tournage

Les valeurs des coefficients identifiés pour chacun des modèles suite au processus d'identification, ainsi que les erreurs relatives de modélisation en valeurs absolues sont présentées à la TABLE 3.5.

Erreur relative (%)	Moyenne	Maximale	Minimale	
Modèle $V_{B,L_{usi},h}$ sans $R_{c,d}^o$ (EQ. 3.4)				DDL rés. $V_B \rightarrow 25$
	20	34	2	
k_1 (-)		k_2 (mm ⁻¹)	k_3 (mm)	
1.73×10^{-1}		2.66×10^{-6}	2.62×10^{-3}	
Modèle $V_{B,L_{usi},h,R_{c,d}^o}$ avec $R_{c,d}^o$ (EQ. 3.5)				DDL rés. $V_B \rightarrow 23$
	10	24	0	
k_1 (-)	k_2 (-)	k_3 (mm)	k_4 (mm ⁻¹)	k_5 (mm ⁻²)
1.78×10^{-1}	1.19×10^{-6}	-6.27×10^{-3}	3.85×10^{-10}	1.48×10^{-8}

TABLE 3.5 Coefficients des modèles identifiés et erreurs relatives de modélisation en valeurs absolues pour les 28 mesures

La première observation concerne les valeurs des coefficients identifiés. Ces valeurs sont déterminées selon un procédé d'optimisation non-contraint et donc purement fondé sur une résolution mathématique. Il est à noter que ces valeurs sont en adéquation avec leur interprétation physique. En effet, l'usure en dépouille croît lorsque l'épaisseur coupée ou la longueur usinée ou le rayon de contact en dépouille augmentent. Ces évolutions proposées dans les modèles sont en adéquation avec les observations faites lors des analyses expérimentales aux échelles locales et globales. La seconde observation souligne que l'introduction de l'influence du rayon de contact en dépouille dans la modélisation du niveau d'usure en dépouille conduit à des réductions significatives concernant les erreurs relatives de modélisation en valeurs absolues. Quantitativement cela se traduit par des erreurs relatives moyenne et maximale en valeurs absolues diminuées jusqu'à respectivement 10 % et 24 %. Cela représente, dans les deux cas, une réduction de 10 points de pourcentage par rapport aux erreurs relatives de modélisation en valeurs absolues obtenues avec le modèle n'incluant pas l'effet du rayon de contact en dépouille. L'effet du rayon de contact dans la modélisation du niveau d'usure en dépouille est donc confirmé et significatif. De plus, comme l'indique les degrés de libertés résiduels importants pour l'identification de chacun des modèles, cette amélioration dans la prédiction des niveaux d'usure de l'outil en dépouille n'est pas uniquement une conséquence suite à l'introduction de nouvelles inconnues dans le modèle mais bel et bien une justification que le rayon de contact en dépouille est un paramètre pertinent. Enfin, le coefficient k_3 évalue l'usure en dépouille de l'outil neuf à environ -6 µm, ce qui est d'une part très faible (i.e. peut donc être considéré nul) et dans l'ordre de grandeur de l'incertitude de mesure des observations réalisées avec le microscope à focalisation dynamique (de l'ordre de +/- 3 µm).

3.3.3 Interpolation et extrapolation du modèle prédictif

Par ailleurs, comme cela est présenté à la [TABLE 3.2](#), les modèles sont identifiés à partir de mesures d'usure en dépouille de l'outil effectuées dans trois sections égales à 22.5°, 45° et 67.5°. En s'appuyant sur les formules décrivant l'évolution du rayon de contact en dépouille et de l'épaisseur coupée le long de l'arête en prise, ainsi que sur les modèles, précédemment identifiés, incluant ces effets et celui de la longueur usinée, il est possible d'évaluer le niveau d'usure en dépouille en chaque point de l'arête en prise et pour chaque longueur usinée. Ainsi, comme illustré à la [FIGURE 3.17](#), il est possible d'avoir un aperçu concernant la capacité des modèles prédictifs à interpoler dans le domaine d'identification et à extrapoler en dehors de ce même domaine.

Au regard des résultats proposés à la [FIGURE 3.17](#), plusieurs remarques peuvent être formulées. La première observation souligne, comme attendu, que le modèle n'incluant pas l'effet du rayon de contact en dépouille propose une même modélisation de l'évolution d'usure de l'outil en dépouille quelle que soit la configuration d'usinage employée. Or, comme démontré grâce aux mesures expérimentales, cette hypothèse peut s'avérer discutable. Il est toutefois à noter que sur une partie de l'arête en prise, principalement lorsque le rayon de contact en dépouille possède un niveau relativement faible, les modélisations proposées dans les deux cas sont presque équivalentes. Le modèle n'incluant pas cet effet reste tout de même une approximation convenable. La seconde observation met en évidence la capacité du modèle à proposer une prédiction plutôt satisfaisante du niveau d'usure de l'outil en dépouille mesurée expérimentalement. Il est également à souligner que cette nouvelle modélisation présente des résultats plus précis en configuration de dressage qu'en configuration de chariotage. Enfin, la dernière observation met en lumière l'aptitude du nouveau modèle à pouvoir interpoler et extrapoler convenablement sur une plage couvrant la quasi-totalité de l'arête en prise. Toutefois, deux zones sont à éviter lors de l'extrapolation du modèle : la zone à très faible épaisseur coupée en dressage (i.e. $\theta \rightarrow 0^\circ$) et la zone à fortes épaisseurs coupées en chariotage (i.e. $\theta \rightarrow 90^\circ$), où le rayon de contact en dépouille tend vers l'infini. En effet, au vu de la formulation additive proposée dans la modélisation de l'évolution d'usure en dépouille incluant l'effet du rayon de contact en dépouille, ces deux zones conduisent « théoriquement » à un niveau d'usure en dépouille de l'outil infini. Ce qui est, bien entendu, physiquement impossible.

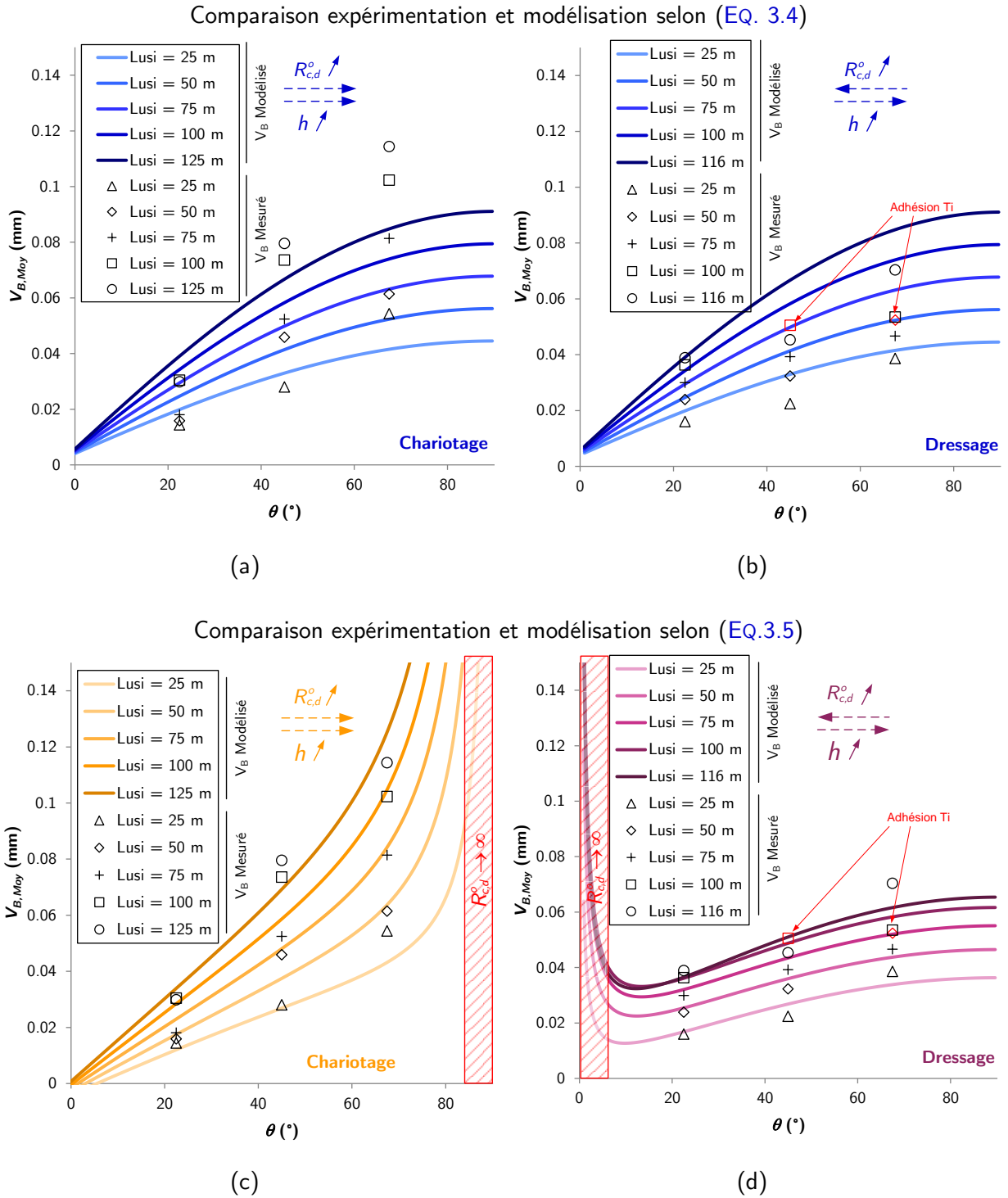


FIGURE 3.17 Modélisation de l'usure en dépouille le long de l'arête en prise à plusieurs niveaux de longueur usinée et comparaison avec les mesures d'usure de l'outil en dépouille réalisées expérimentalement en (a) chariotage sans $R_{c,d}^0$; (b) dressage sans $R_{c,d}^0$; (c) chariotage avec $R_{c,d}^0$; (d) dressage avec $R_{c,d}^0$

3.4 Modélisation des efforts de coupe à différents niveaux d'usure en dépouille

Grâce aux développements proposés au paragraphe 3.3, l'évolution de l'usure de l'outil en dépouille peut être estimée au moyen d'une modélisation incluant notamment l'effet du rayon de contact en dépouille. Au regard du lien existant entre les efforts de coupe et l'évolution de l'usure de l'outil souligné au paragraphe 1.3.1, l'intérêt est donc désormais de prédire les efforts de coupe en fonction du niveau d'usure de l'outil en dépouille. Pour ce faire, comme précisé au paragraphe 3.1.1, les essais réalisés afin d'analyser l'effet du rayon de contact en dépouille sur l'évolution de l'usure en dépouille sont également instrumentés en efforts de coupe. Ainsi, il est possible d'observer l'évolution des efforts de coupe en fonction de l'évolution de l'usure en dépouille avec des paramètres opératoires constants. Dans un premier temps, une modélisation des efforts de coupe incluant l'influence de l'usure en dépouille par une mesure directe est proposée à l'échelle locale au paragraphe 3.4.1. Dans un second temps, une modélisation des efforts de coupe en configurations de chariotage et en dressage incluant notamment l'effet de l'usure en dépouille prédit grâce au modèle développé au paragraphe 3.3 est présentée au paragraphe 3.4.2.

3.4.1 Modélisation des efforts de coupe en coupe orthogonale avec mesure directe de l'usure

Dans le cadre des expérimentations réalisées à l'échelle locale, seuls les essais conduits en configuration de coupe orthogonale sur disque ([FIGURE 2.10](#)) sont retenus. En effet, les essais en coupe orthogonale sur tube impliquent un rayon de contact en dépouille infini. Cet aspect est difficilement transposable vers un algorithme de simulation car difficilement utilisable comme donnée d'entrée. Le diamètre usiné pour chaque essai correspond au diamètre usiné moyen pendant l'essai. Ces essais étant réalisés sur des longueurs usinées faibles et donc des variations de diamètre usiné faibles entre le début et la fin de l'essai, cette hypothèse est possible. Le plan d'essais retenu est détaillé à la [TABLE 3.6](#).

Au vu des résultats en termes d'efforts de coupe, la première observation souligne la qualité du dispositif expérimental (i.e. orthogonalité entre l'arête de l'outil coupant et le disque usiné et inclinaison d'arête nulle) puisque la troisième composante d'effort de coupe local est nulle. Ce qui confirme que les essais sont bel et bien réalisés en configuration de coupe orthogonale. Dans un second temps, l'évolution des efforts de coupe linéiques est représentée en fonction du niveau de l'usure en dépouille moyenne à la [FIGURE 3.18](#). Il est à noter que conformément aux observations faites au paragraphe 1.3.1, les évolutions des efforts de coupe et de l'usure en dépouille sont corrélées. En effet, lorsque la largeur de l'usure en dépouille croît, les efforts de coupe augmentent. Par ailleurs, cette observation est d'autant plus vraie lorsque le niveau d'épaisseur coupée est important. De plus, il est à noter que la composante normale d'effort de coupe local f_h est plus sensible à l'évolution de l'usure de l'outil en dépouille que la composante dans la direction de la vitesse de coupe f_v .

N° <i>Essai</i>	V_c (m/min)	b (mm)	h (mm)	$R_{c,d}^{o, Moy.}$ (mm)	L_{usi} (m)	$V_{B, Moy}$ (μm)	f_v (N/mm)	f_h (N/mm)
C3.2.1	90	3	0.15	29.45	10	64	254	167
C3.2.2	90	3	0.15	44.64	20	94	263	202
C3.2.3	90	3	0.15	38.96	30	112	270	265
C3.2.4	90	3	0.15	32.4	40	145	270	317
C3.2.5	90	3	0.1	69.94	15	48	181	97
C3.2.6	90	3	0.1	66.8	25	48	184	106
C3.2.7	90	3	0.1	64.38	35	54	188	110
C3.2.8	90	3	0.1	56.04	85	52	195	115
C3.2.9	90	3	0.1	41.21	125	57	199	120
C3.2.10	90	3	0.1	59.59	215	80	204	116

TABLE 3.6 Plan d'expérience pour la modélisation des efforts de coupe incluant notamment l'effet de l'usure en dépuille en coupe orthogonale sur disque

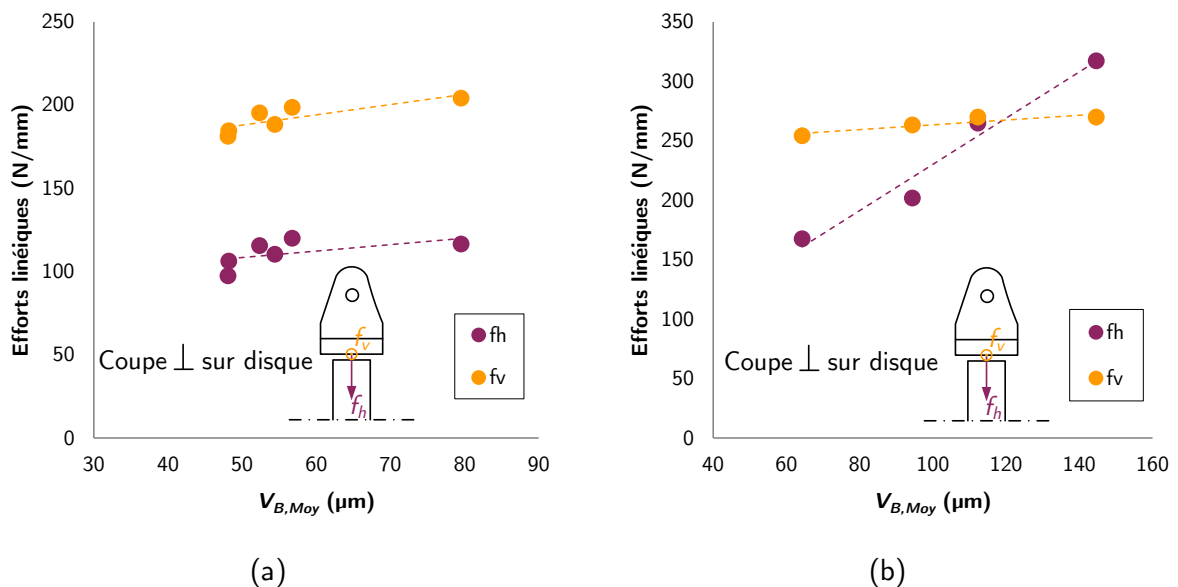


FIGURE 3.18 Évolution des efforts de coupe linéiques en fonction de l'évolution de l'usure en dépuille moyenne, en coupe orthogonale sur disque pour (a) $h = 0.1$ mm ; (b) $h = 0.15$ mm ($V_c = 90$ m/min ; $b = 3$ mm)

La stratégie retenue pour la modélisation des efforts de coupe à cette échelle est simple : l'usure en dépuille moyenne observée après chaque essai est implémentée au sein des lois de coupe locales définissant les efforts de coupe locaux. Pour évaluer la valeur ajoutée produite par l'introduction de l'usure en dépuille dans la modélisation des efforts de coupe, deux modèles sont comparés. Le premier est le modèle proposé par Armarego, ne tenant pas compte de l'influence de l'usure en dépuille, et détaillé à l'EQ. 2.9. Le second modèle consiste en l'utilisation du premier modèle auquel vient s'ajouter un terme dépendant de l'usure en dépuille selon une formulation additive, comme exprimé à l'EQ. 3.6. Le terme dépendant de l'usure de l'outil est donc introduit dans le modèle comme une contribution de l'effet *edge* aux efforts de coupe. Enfin, en s'appuyant sur les observations faites concernant l'influence du rayon de contact en dépuille sur les efforts de coupe faites au paragraphe 2.2, ce paramètre n'est pas introduit dans la formulation des lois de coupe locales. En effet, les faibles variations de rayon de contact en dépuille, de même nature

(i.e. convexe), qui sont proposées dans le plan d'expérience à la TABLE 3.6, ne sont pas suffisantes pour conduire à des niveaux d'efforts différents entre ces essais.

$$f_{i,j} = \underbrace{k_{e,i} + k_{V_B,i,j} \times V_{B Moy,j}}_{\text{effet edge}} + \underbrace{k_{c,i} \times h_j}_{\text{effet cut}} \quad (3.6)$$

avec $i = \{v ; h\}$ indice composante d'effort, j : indice du segment considéré

L'identification des coefficients issus des différents modèles est effectuée selon le principe d'optimisation détaillé à la FIGURE 1.12. Les valeurs de ces coefficients, ainsi que les résultats en termes d'erreurs relatives de modélisation en valeurs absolues, sont présentés au sein de la TABLE 3.7.

Erreurs relatives (%)					
f_v			f_h		
Moy.	Max.	Min.	Moy.	Max.	Min.
Modèle Armarego sans V_B (EQ. 2.9)			DDL rés. $\{f_v ; f_h\} \rightarrow \{8 ; 18\}$		
$k_{e,v}$ (N/mm)	$k_{e,h}$ (N/mm)		$k_{c,v}$ (N/mm ²)	$k_{c,h}$ (N/mm ²)	
46.08	-93.18		1452.08	2030.46	
3 %	6 %	0 %	12 %	33 %	0 %
Modèle Armarego avec V_B (EQ. 3.6)			DDL rés. $\{f_v ; f_h\} \rightarrow \{7 ; 17\}$		
$k_{e,v}$ (N/mm)		$k_{c,v}$ (N/mm ²)	$k_{V_B,v}$ (N/mm ²)		
57.99		1156.26	316.26		
$k_{e,h}$ (N/mm)		$k_{c,h}$ (N/mm ²)	$k_{V_B,h}$ (N/mm ²)		
-76.38		1197.30	1193.62		
2 %	4 %	1 %	8 %	19 %	1 %

TABLE 3.7 Coefficients des modèles identifiés à partir de 28 essais et erreurs relatives de modélisation en valeurs absolues des efforts de coupe en coupe orthogonale incluant l'effet de l'usure de l'outil en dépouille

Au vu des résultats proposés, plusieurs observations peuvent être faites. Premièrement, il est à noter que le modèle d'Amarego ne tenant pas compte de l'influence de l'usure en dépouille (EQ. 2.9) propose une modélisation plutôt satisfaisante de la composante d'effort de coupe local f_v . Cette composante est modélisée avec des erreurs relatives moyenne et maximale en valeurs absolues égales à 3 % et 6%. Cela confirme la faible sensibilité de cette composante à l'évolution de l'usure de l'outil. En revanche, la modélisation de la composante f_h , réalisée à 12 % et 33 % d'erreurs relatives moyenne et maximale en valeurs absolues, devrait pouvoir être améliorée. Deuxièmement, cette amélioration est réalisée grâce à l'introduction de l'usure en dépouille dans la modélisation des efforts de coupe (modèle selon EQ. 3.6) qui conduit à une réduction des erreurs de modélisation. Cette réduction est relativement faible dans le cas de la composante f_v , de l'ordre de 1 et 2 points de pourcentage pour les erreurs relatives moyenne et maximale en valeurs absolues. Toutefois, la réduction des erreurs relatives de modélisation pour la composante f_h sont significatives. Les erreurs relatives moyenne et maximale en valeurs absolues diminuent

jusqu'à 8 % et 19 %. Respectivement, cela représente une amélioration de 4 et 14 points de pourcentage.

Par conséquent, dans le cas des essais à l'échelle locale en coupe orthogonale sur disque, l'introduction de l'effet de l'usure en dépouille conduit à une amélioration significative de la prédiction des efforts de coupe. En resituant ces résultats par rapport au contexte industriel de cette étude, ces améliorations sont d'autant plus importantes puisqu'elles concernent principalement la composante locale d'effort f_h , directement impliquée dans la déformation de la pièce usinée.

3.4.2 Modélisation des efforts de coupe en chariotage et en dressage avec estimation du niveau d'usure

Le paragraphe 3.4.1 met en lumière l'influence de l'usure en dépouille sur l'évolution des efforts de coupe, ainsi que l'effet significatif associé à l'introduction de ce paramètre dans une modélisation des efforts de coupe. Dès lors, l'étape suivante consiste à s'interroger sur la possibilité de modéliser des efforts de coupe à l'échelle globale en fonction de l'évolution de l'usure en dépouille. Pour ce faire, les essais conduits en configurations de chariotage et de dressage, présentés à la TABLE 3.2, sont utilisés. Les mesures d'efforts de coupe, réalisées pendant ces essais, sont proposées à la TABLE 3.8. Les évolutions des efforts de coupe en fonction de la longueur usinée, représentative de l'évolution de l'usure en dépouille, sont présentées à la FIGURE 3.19.

CH. : Chariotage ; DR. : Dressage

N° Essai	Opé.	f (mm/tr)	a_p (mm)	L_{usi} (m)	ϕ_{usi} (mm)	$V_{B,\theta}$ (μm)			EDC (N)		
						22.5°	45°	67.5°	F_c	F_f	F_p
C3.3.1	CH.	0.175	2.5	25	169	14	28	54	793	283	225
C3.3.2	DR.	0.175	2.5	25	168	16	22	39	815	289	226
C3.3.3	CH.	0.175	2.5	50	169	16	46	61	824	297	240
C3.3.4	DR.	0.175	2.5	50	151	24	32	52	838	308	236
C3.3.5	CH.	0.175	2.5	75	169	18	52	81	830	304	245
C3.3.6	DR.	0.175	2.5	75	131	30	40	47	843	313	240
C3.3.7	CH.	0.175	2.5	100	169	30	74	102	845	306	251
C3.3.8	DR.	0.175	2.5	100	107	36	51	53	855	326	239
C3.3.9	CH.	0.175	2.5	125	169	30	80	114	860	308	250
C3.3.10	DR.	0.175	2.5	116	77	40	45	70	853	325	237

TABLE 3.8 Plan d'expérience de 10 essais pour la modélisation des efforts de coupe, incluant notamment l'effet de l'usure en dépouille, en configurations de chariotage et en dressage ($V_c = 90$ m/min)

Les efforts de coupe globaux présentent une légère évolution avec l'augmentation de la longueur usinée. En effet, l'effort de coupe F_c augmente de 8 % et 4 %, l'effort de pénétration F_p de 10 % et 5 % et l'effort d'avance F_f de 9 % et 11 %, respectivement en chariotage et en dressage. Ces observations confirment l'interaction entre l'évolution des efforts de coupe et l'usure en dépouille. Toutefois, l'effet de l'usure en dépouille sur l'évolution des efforts de coupe est moins significatif qu'espéré, ce qui peut s'expliquer par les largeurs d'usure en dépouille moyenne de l'outil atteintes, relativement faibles par rapport aux critères limitants usuels (i.e. pour la majeure partie des zones observées $V_B < 100 \mu\text{m}$).

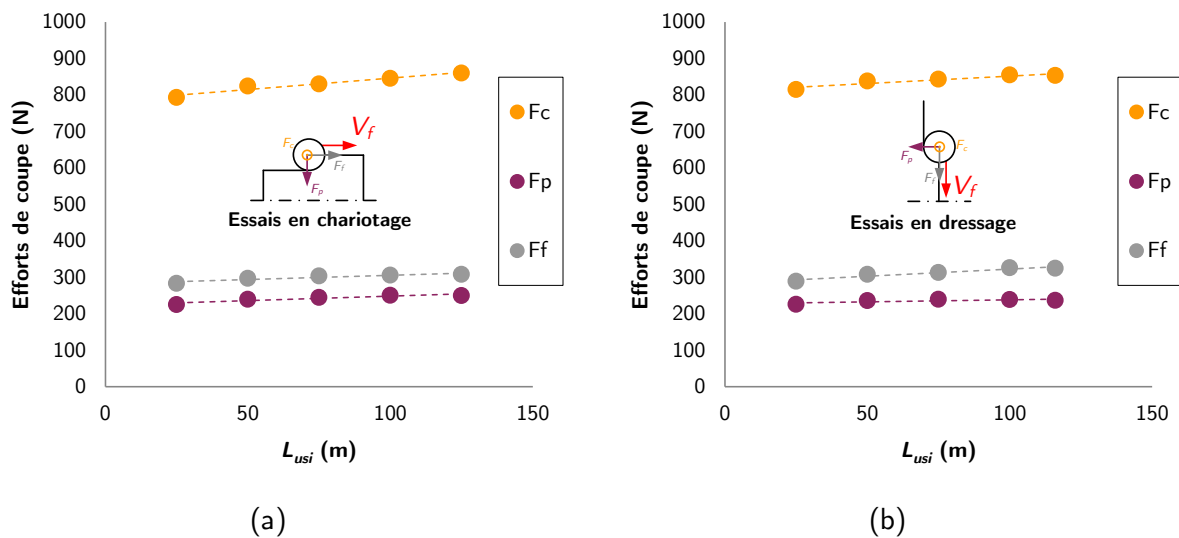


FIGURE 3.19 Évolutions des efforts de coupe globaux en fonction de la longueur usinée (a) en configuration de chariotage ; (b) en configuration de dressage

La stratégie pour modéliser les efforts de coupe globaux en incluant notamment l'influence de l'usure en dépouille se décline en deux temps. Premièrement, pour estimer l'usure de l'outil le long de l'arête en prise pour chaque essai, le modèle du niveau d'usure en dépouille présenté à l'EQ. 3.5 ainsi que les coefficients identifiés à la TABLE 3.5 sont utilisés. Deuxièmement, à l'instar de ce qui est réalisé à l'échelle locale, un terme dépendant de l'usure en dépouille est introduit au sein des lois de coupe locales selon une formulation additive, comme précisé à l'EQ. 3.6. Le rayon de contact en dépouille n'est toutefois pas introduit dans les lois de coupe locales. Comme détaillé à la FIGURE 3.17, les niveaux d'usure atteints dans la majeure partie des arêtes en prise en configurations de chariotage et dressage ne dépassent pas les $100 \mu\text{m}$ (seuil à partir duquel l'effet du rayon de contact en dépouille sur les efforts de coupe est observé à la FIGURE 2.13). Ensuite, les coefficients des lois de coupe locales sont identifiés de manière analogue au processus d'identification présenté à la FIGURE 1.12.

Néanmoins, il est à souligner que la modélisation des efforts de coupe incluant l'usure en dépouille à partir du modèle développé dans ces travaux et appliqué aux conditions de coupe présentées précédemment peut-être discutable. En effet, le choix de réutiliser les essais initialement conduits pour déterminer l'effet du rayon de contact en dépouille sur l'usure en dépouille présente deux difficultés.

Premièrement, dans le cas des essais en configuration de dressage, comme expliqué à la FIGURE 2.7, le point générateur correspond toujours à un rayon de contact en dépouille qui tend vers l'infini. Deuxièmement, en configuration de chariotage avec une valeur de profondeur de passe égale au rayon de bec, plusieurs segments proposent un rayon de contact en dépouille très grand et qui tend vers l'infini. Or, ces valeurs qui tendent vers l'infini sont inappropriées au regard de la formulation additive du modèle prédictif d'usure en dépouille développé précédemment au paragraphe 3.3. Ce problème ne peut être contourné en dressage sans réaliser une gorge radiale au préalable afin de libérer la partie de l'arête en prise concernée. Il peut l'être en chariotage en réduisant la valeur de la profondeur de passe. Toutefois, le principe de discrétisation d'arête peut contribuer à minimiser légèrement l'impact de ces travers numériques. En effet, le calcul du rayon de contact en dépouille associé à chaque segment correspond à la moyenne des rayons de contact en dépouille déterminés aux extrémités de ce segment. De ce fait, en optant pour une stratégie avec un nombre de segment « au juste nécessaire », numériquement le rayon de contact en dépouille infini n'est jamais atteint ; toutefois des valeurs très grandes peuvent subsister. Afin d'analyser cette influence sur la prédiction de l'usure en dépouille et par la suite sur la modélisation des efforts de coupe, une analyse des contributions vis-à-vis des efforts de coupe pour chaque terme présent dans la formulation des lois de coupe locales est présentée à la FIGURE 3.21.

Les résultats associés à la prédiction des efforts de coupe en termes de valeurs de coefficients identifiés et d'erreurs relatives de modélisation en valeurs absolues sont présentés à la TABLE 3.9.

I Erreurs relatives I (%)									
F_c			F_f			F_p			
Moy.	Max.	Min.	Moy.	Max.	Min.	Moy.	Max.	Min.	
Modèle Armarego sans V_B (EQ. 2.9)						DDL rés. $\{f_v ; f_h\} \rightarrow \{8 ; 18\}$			
$k_{e,v}$ (N/mm)		$k_{e,h}$ (N/mm)		$k_{c,v}$ (N/mm ²)		$k_{c,h}$ (N/mm ²)			
-7248.77		40.18		66550.57		586.07			
2 %	5 %	0 %	3 %	8 %	0 %	3 %	6 %	0 %	
Modèle Armarego avec V_B (EQS. 2.9 & 3.6)						DDL rés. $\{f_v ; f_h\} \rightarrow \{7 ; 17\}$			
$k_{e,v}$ (N/mm)		$k_{c,v}$ (N/mm ²)		$k_{v_B,v}$ (N/mm ²)					
15679.27		-138151.84		240.27					
$k_{e,h}$ (N/mm)		$k_{c,h}$ (N/mm ²)		$k_{v_B,h}$ (N/mm ²)					
41.24		522.35		135.96					
1 %	4 %	0 %	4 %	7 %	1 %	2 %	4 %	0 %	

TABLE 3.9 Coefficients des modèles identifiés à partir de 10 essais et erreurs relatives de modélisation en valeurs absolues des efforts de coupe incluant l'effet de l'usure en dépouille en chariotage et en dressage

Au vu des résultats présentés, la première observation est que certaines valeurs de coefficients identifiés ne sont pas en adéquation avec leur interprétation physique. Typiquement, le coefficient $k_{e,v}$ identifié pour le modèle d'Armarego n'incluant pas l'effet de l'usure en dépouille (EQ. 2.9) peut se traduire par un effort de coupe négatif à épaisseur coupée nulle, ce qui est

contraire aux expérimentations d'indentation réalisées par la communauté scientifique. De manière analogue, le coefficient $k_{c,v}$ identifié pour le modèle inspiré de celui d'Armarego mais contenant l'influence de l'usure en dépouille est très fortement négatif. Cela peut s'interpréter par une diminution des efforts de coupe lorsque l'épaisseur coupée augmente, ce qui s'avère contraire aux observations expérimentales. Ces valeurs aberrantes du point de vue de leur interprétation physique sont les fruits d'un processus d'optimisation purement mathématique (i.e. bien que ces valeurs ne possèdent pas de sens physique, ce sont celles qui minimisent au mieux le critère retenu dans le domaine des valeurs initiales étudiées).

La seconde observation est que le modèle n'incluant pas l'influence de l'usure de l'outil sur les efforts de coupe propose une modélisation très précise des efforts de coupe. En effet, le maximum des erreurs relatives maximales de modélisation en valeurs absolues, quelle que soit la composante de l'effort de coupe global, s'élève à 8 %. Cette qualité de prédiction peut s'expliquer par les faibles niveaux d'usure atteints lors de ces essais. Seule une faible partie de l'arête de coupe en configuration de dressage présente une usure en dépouille supérieure à 100 μm . Les règles métiers en industrie, ainsi que les préconisations fournies par la norme [ISO 93b], considèrent qu'une arête de coupe, lors de l'usinage d'un alliage de titane, n'est plus capable de garantir les exigences demandées à partir d'une largeur de l'usure de l'outil en dépouille moyenne supérieure ou égale à 300 μm ou une largeur de l'usure en dépouille maximale supérieure ou égale à 500 μm . Les essais ne sont pas conduits pour des longueurs usinées plus importantes afin de conserver des conditions d'usinage les plus figées possible, étant donné qu'elles sont principalement liées à l'évolution du rayon de contact en dépouille (i.e. continuer la campagne d'essais aurait nécessité de changer le diamètre usiné pour la configuration de chariotage). Néanmoins, ce choix limite le niveau d'usure maximal atteint et ne permet pas de mettre en lumière son effet sur les efforts de coupe.

Toutefois, la troisième observation souligne quelques tendances positives dans la prédiction des efforts de coupe à l'aide d'une modélisation incluant notamment l'effet de l'usure de l'outil. En effet, les erreurs relatives maximales et moyennes de modélisation en valeurs absolues de chaque composante de l'effort de coupe global sont légèrement améliorées et il est possible d'envisager que cet écart serait d'autant plus grand avec un niveau d'usure de l'outil maximal plus important. De plus, au regard des histogrammes d'erreurs relatives de modélisation pour chaque essai présentés à la [FIGURE 3.20](#), il est possible de constater que la modélisation n'incluant pas l'effet de l'usure en dépouille vise « au-milieu ». C'est-à-dire que les plus petites erreurs de modélisation sont observables pour les essais possédant une largeur de l'usure en dépouille proche de la moyenne des largeurs observées sur l'ensemble du plan d'expérience. Cela permet de proposer des niveaux d'erreurs presque équivalents aux bornes du plan d'essais afin de conserver une erreur moyenne relativement petite. En revanche, la modélisation incluant l'influence de l'usure en dépouille sur les efforts de coupe minimise cet artefact de modélisation et présente des erreurs mieux réparties sur l'ensemble des essais.

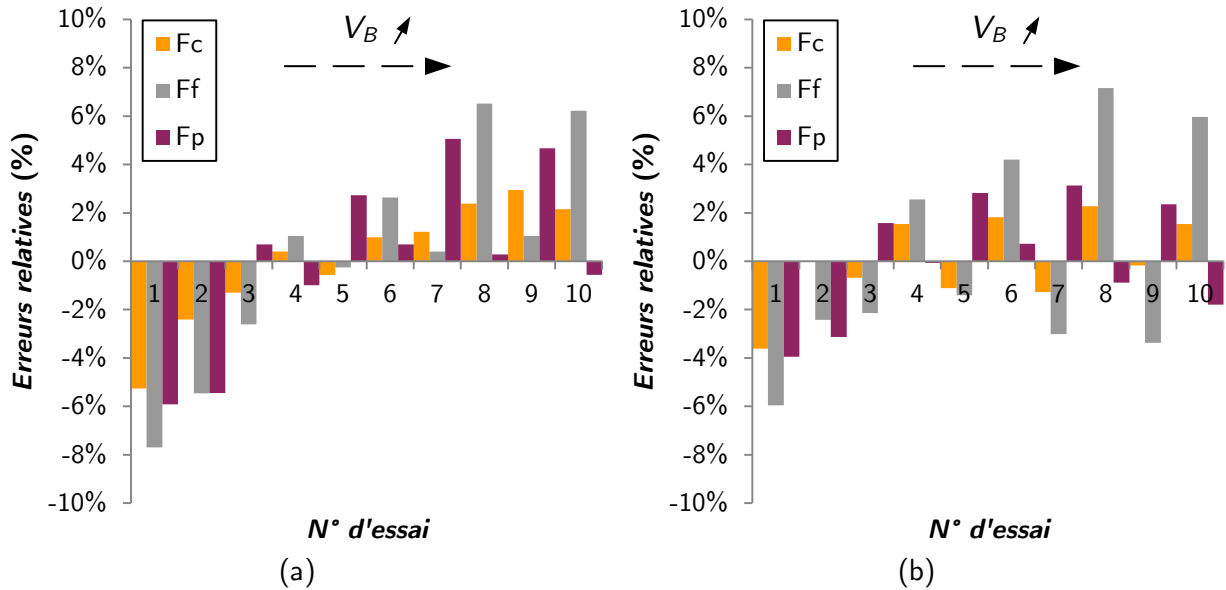


FIGURE 3.20 Histogramme de l'évolution des erreurs relatives de modélisation des efforts de coupe en chariotage et en dressage sur l'ensemble du plan d'expérience pour (a) la modélisation n'incluant pas l'effet de l'usure en dépouille ; (b) la modélisation qui prend en compte l'évolution de l'usure en dépouille

Enfin, dans l'optique d'analyser la pertinence d'introduire un terme dépendant de l'usure en dépouille afin de modéliser des efforts de coupe, la contribution des différents termes présents dans les lois de coupe locales est étudiée. Pour ce faire, plusieurs ratios, représentatifs de la contribution de chaque terme introduit au sein des lois de coupe locales vis-à-vis des efforts de coupe locaux, sont calculés comme détaillé à l'EQ. 3.7. Leurs contributions sont évaluées et comparées pour chaque segment de l'arête discrétisée. Les résultats obtenus pour les essais dans chaque configuration présentant les niveaux d'usure les plus importants sont représentés à la FIGURE 3.21. L'effet du terme dépendant de la largeur de l'usure en dépouille est volontairement séparé du terme correspondant à l'effet *edge* pour observer distinctement sa contribution aux efforts de coupe.

$$\begin{aligned}
 \text{effet edge} &= \frac{k_{e,i}}{f_{i,j}} \\
 \text{effet cut} &= \frac{k_{c,i} \times h_j}{f_{i,j}} \\
 \text{effet } V_B &= \frac{k_{V_B,i} \times V_{B,j}}{f_{i,j}}
 \end{aligned} \tag{3.7}$$

avec i : indice de composante d'effort, j : indice de segment considéré

Les résultats proposés confirment la faible sensibilité de la composante F_c à l'usure en dépouille. En effet, la contribution du terme dépendant de l'usure en dépouille à la composante locale f_v est négligeable par rapport aux autres contributions. Cette remarque confirme, les observations faites au paragraphe 3.4.1. De plus, comme souligné précédemment l'introduction d'un terme dépendant de l'usure en dépouille peut s'avérer préjudiciable dans l'identification des

coefficients de la loi vis-à-vis de leur interprétation physique (principalement car l'usure en dépouille, d'après le modèle proposé selon une formulation additive, atteint des valeurs impossibles...). Néanmoins, l'influence de l'usure en dépouille sur la composante locale d'effort f_h est quant à elle significative. Elle peut être évaluée en moyenne autour de 10 % de l'effort de coupe local, sauf pour les cas où le rayon de contact en dépouille tend vers l'infini. Dans ce dernier cas, la contribution du terme dépendant de l'usure en dépouille peut atteindre jusqu'à 85 % de l'effort de coupe local, ce qui confirme que le modèle proposé peut constituer une source d'erreur non-négligeable dans la prédiction des efforts de coupe.

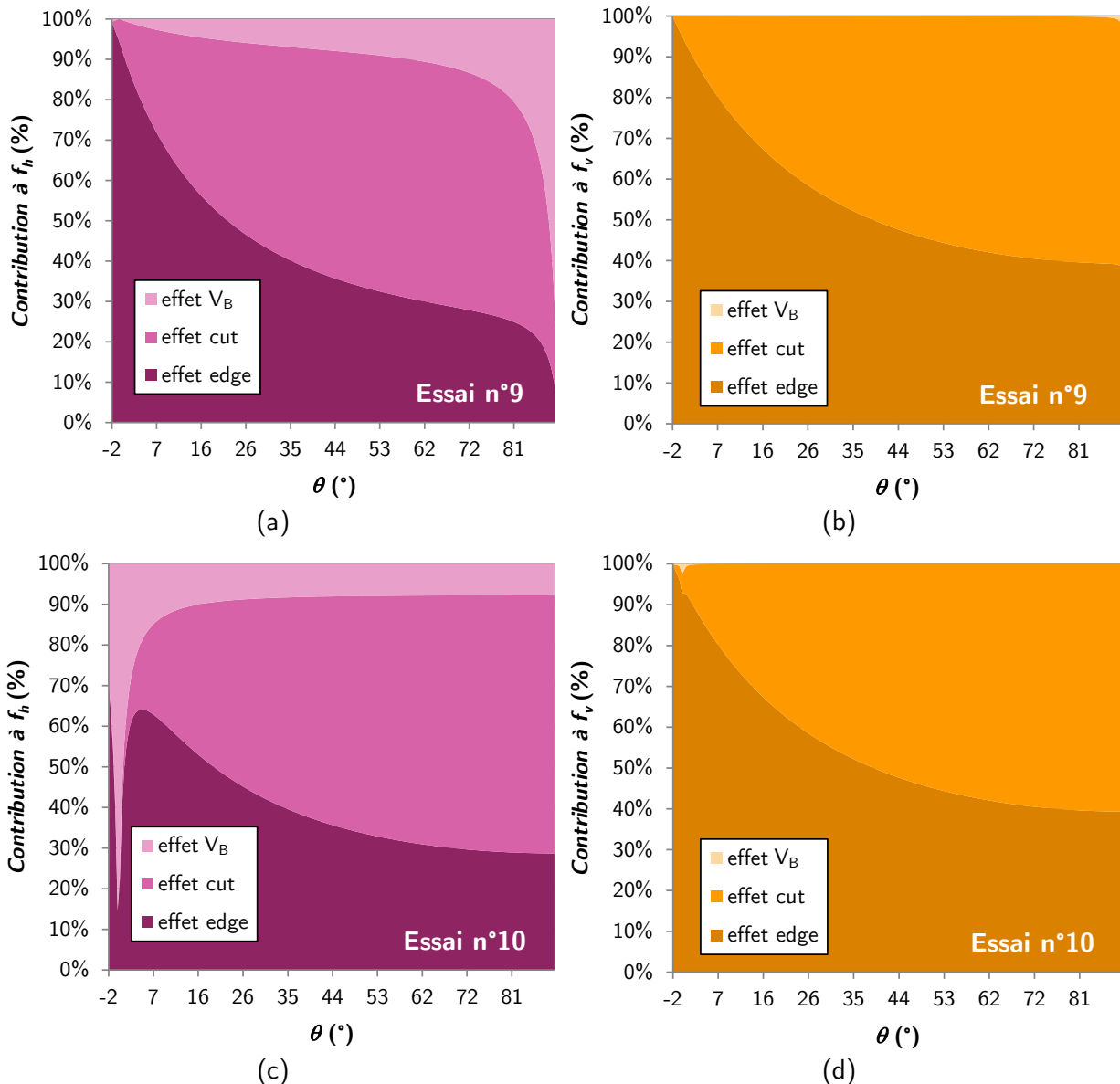


FIGURE 3.21 Contributions des différents termes intégrés dans les lois de coupe locales le long de l'arête en prise pour les composantes f_h et f_v de l'essai C3.3.9 (a) et (b) ; de l'essai C3.3.10 (c) et (d)

Au vu des difficultés rencontrées, il est recommandé de confronter le modèle d'évolution de l'usure en dépouille à des essais en configuration de chariotage et de dressage avec une profondeur de passe légèrement inférieure à la valeur du rayon de bec pour éviter d'atteindre un niveau trop important de rayon de contact en dépouille dans le premier cas. Dans le second cas, il

pourrait être intéressant de réaliser une gorge radiale afin de libérer la partie de l'arête de coupe proposant des niveaux de rayon de contact en dépouille important lors d'un essai en configuration de dressage. Enfin, pour mettre davantage en lumière la valeur ajoutée produite par l'intégration de l'usure de l'outil en dépouille dans la modélisation des efforts de coupe, il est conseillé de conduire des essais jusqu'à des niveaux d'usure plus conséquent.

3.5 Conclusions

En définitive, la prédiction de l'usure en dépouille de l'outil semble pouvoir être améliorée par l'introduction d'un nouveau paramètre représentatif des conditions de contact à l'interface entre la face de dépouille de l'outil coupant et la surface usinée.

Dans un premier temps, une étude à l'échelle locale grâce à des essais de coupe orthogonale sur disque et sur tube est conduite pour déterminer l'effet du rayon de contact en dépouille sur l'évolution de l'usure de l'outil en dépouille. Il est démontré que le rayon de contact en dépouille possède un effet significatif sur l'usure en dépouille. Lorsque le rayon de contact en dépouille augmente, le niveau d'usure en dépouille croît. Néanmoins, l'effet du rayon de contact en dépouille semble secondaire par rapport aux influences de la longueur usinée et de l'épaisseur coupée. Dans un second temps, ces observations effectuées à l'échelle locale, sont validées par une campagne d'essais à l'échelle globale en configurations de chariotage et de dressage. Les résultats expérimentaux confirment l'existence d'un effet du rayon de contact en dépouille sur l'évolution de l'usure en dépouille.

En s'appuyant sur ces observations, un nouveau modèle d'évolution de l'usure de l'outil est proposé. Ce modèle inclut les influences de l'épaisseur coupée, de la longueur usinée et du rayon de contact en dépouille et est construit selon une formulation additive déterminée à partir d'une analyse des coefficients de corrélations au premier ordre. Ce nouveau modèle permet d'améliorer la prédiction de l'usure de l'outil en dépouille de manière significative. Toutefois, ce nouveau modèle ne peut être extrapolé sur l'ensemble de l'arête en prise. En effet, la formulation additive du modèle ne permet pas de traiter correctement les cas où le rayon de contact en dépouille tend vers l'infini, ce qui peut être rencontré dans n'importe quelle opération de dressage sans gorge radiale ou en chariotage si la profondeur de passe est égale au rayon de bec de l'outil. De plus, le modèle proposé, en raison de sa formulation additive avec un terme constant, peut être discutable pour les cas où l'épaisseur coupée et/ou la longueur usinée est nulle.

Enfin, le dernier volet est consacré à la modélisation des efforts de coupe incluant l'influence de l'usure en dépouille. Un terme dépendant de l'usure en dépouille est introduit au sein des lois de coupe locales selon une formulation additive. Dans un premier temps, la modélisation vise à prédire des efforts de coupe obtenus en coupe orthogonale sur disque avec une mesure directe de l'usure de l'outil entre les essais. Les résultats proposés soulignent une amélioration significative de la prédiction des efforts de coupe, principalement pour la composante

d'effort local f_h . Dans un second temps, la modélisation des efforts de coupe incluant l'influence de l'usure en dépouille est confrontée à des essais en configurations de chariotage et de dressage. Les résultats mettent en évidence de légères améliorations concernant la prédiction des efforts de coupe et une meilleure répartition des erreurs relatives de modélisation sur l'ensemble du plan d'expérience.

L'amélioration de la prédiction des efforts de coupe n'est pas plus prononcée car les niveaux d'usure atteints expérimentalement ne permettent pas de mettre davantage en évidence l'effet de ce nouveau paramètre. De plus, les configurations expérimentales retenues peuvent être également sources d'erreurs dans la modélisation des efforts de coupe étant donné qu'elles présentent des portions de l'arête de coupe où le rayon de contact en dépouille tend vers l'infini. Ce dernier aspect est normalement à éviter au regard du modèle d'évolution d'usure de l'outil en dépouille proposé. En parallèle, une analyse approfondie concernant la contribution des différents termes présents au sein des lois de coupe locales confirme la sensibilité plus prononcée de la composante d'effort locale f_h à l'évolution de l'usure de l'outil en dépouille. L'implémentation de l'usure en dépouille comme paramètre au sein d'une loi de coupe locale afin de modéliser des efforts de coupe peut donc se limiter à cette composante.

Les perspectives associées à ces travaux doivent s'orienter vers une mise en exercice plus approfondie du modèle d'efforts de coupe incluant l'effet de l'usure en dépouille. Pour ce faire, trois principaux axes sont conseillés :

- mener une campagne expérimentale proposant des niveaux d'usure de l'outil plus importants pour davantage mettre en évidence l'intérêt d'introduire ce paramètre au sein d'une modélisation des efforts de coupe et de se rapprocher des cas où l'outil est en fin de vie. Industriellement, cela peut contribuer à optimiser la consommation d'outils ;
- contourner le problème lié à un niveau très grand du rayon de contact en dépouille en réalisant des essais de chariotage avec un niveau de profondeur de passe légèrement inférieur à la valeur du rayon de bec. Ce cas permet malgré tout de couvrir de grandes plages de variation d'épaisseur coupée et de rayon de contact en dépouille. En parallèle, il est également envisageable de réaliser des essais de dressage en ayant préalablement préparé une gorge radiale pour libérer la portion de l'arête de coupe présentant des niveaux importants de rayon de contact en dépouille ;
- proposer une formulation explicite de l'évolution des efforts de coupe en fonction de la longueur usinée pour se rapprocher d'une application industrielle où le niveau d'usure en dépouille est difficilement observable pendant les opérations d'usinage.

4 Modélisation des efforts de coupe en fraisage

Sommaire

4.1 Modélisation retenue et détails sur les développements préparatoires	129
4.1.1 Configurations expérimentales retenues et modélisation des efforts de coupe.....	129
4.1.2 Mise au point d'une chaîne d'acquisition avancée	135
4.1.3 Développement d'un outil de simulation et d'identification inverse des efforts de coupe en fraisage.....	136
4.1.4 Mesure et influence du faux-rond sur les efforts de coupe	139
4.2 Modélisation des efforts de coupe avec une fraise considérée neuve	143
4.2.1 Choix de la stratégie de réduction et des lois de coupe locales.....	145
4.2.2 Modélisation des efforts de coupe : identification pour chaque essai	150
4.2.3 Modélisation des efforts de coupe : identification sur l'ensemble des essais	160
4.3 Développement d'un modèle prédictif de l'usure en dépouille de l'outil.....	162
4.3.1 Approche retenue pour le développement d'un nouveau modèle.....	162
4.3.2 Étude de l'influence de l'épaisseur coupée maximale sur l'usure en dépouille	164
4.3.3 Analyse de l'effet du temps de refroidissement sur l'usure en dépouille	166
4.3.4 Formulation et identification du modèle	169
4.4 Modélisation des efforts de coupe à différents niveaux d'usure.....	171
4.5 Conclusions	174

Comme évoqué au chapitre 1, la modélisation des efforts de coupe est un sujet amplement traité, principalement dans le cas d'un usinage effectué avec la technique de tournage. Toutefois, les contributions sont moins nombreuses dans le cas du fraisage. En effet, la difficulté est accrue dans le cas de cette dernière technique, notamment en raison du fait qu'il n'existe pas de régime stationnaire, au sens d'un état dans lequel l'ensemble des paramètres restent constants, même pour des opérations de fraisage simples. En effet, pendant une opération de fraisage, les paramètres opératoires peuvent rester constants mais l'épaisseur coupée est variable tout au long de la rotation de la fraise. De plus, contrairement aux opérations de tournage, la grande majorité des outils de fraisage présentent une obliquité d'arête importante, ce qui a pour conséquence de modifier considérablement la modélisation des efforts de coupe. Cela nécessite donc de nouveaux développements qui peuvent se décliner sous deux principaux aspects. Premièrement, la mise en

place d'expérimentations et d'une chaîne d'acquisition pointues adaptées aux besoins de l'étude. Deuxièmement, l'élaboration d'un algorithme de simulation et d'identification inverse des efforts de coupe en fraisage.

Le chapitre 4 se focalise donc sur la prédiction des efforts de coupe en fraisage. Pour ce faire, le paragraphe 4.1 présente la modélisation et les configurations d'usinage retenues, ainsi que les développements réalisés en amont, en vue d'atteindre cet objectif. Le paragraphe 4.2 propose une modélisation des efforts de coupe en fraisage avec outil neuf dans les cas d'un usinage simple avec une fraise cylindrique rayonnée utilisée en production. Dans l'optique d'étendre ces travaux, le paragraphe 4.3 se penche sur le développement d'un modèle prédictif d'usure de l'outil en dépouille exprimé à partir de paramètres représentatifs des sollicitations rencontrées par l'outil coupant. Dès lors, le paragraphe 4.4 vise à intégrer l'influence de l'usure de l'outil dans la modélisation des efforts de coupe lors d'opérations de fraisage simples. Enfin, le paragraphe 4.5 présente les conclusions et perspectives associées à ces travaux.

Pour faciliter la lecture, le positionnement des travaux développés (i.e. les objectifs, les paramètres étudiés, les méthodologies et les essais réalisés) dans ce chapitre par rapport à l'ensemble des travaux de thèse (FIGURE 0.2) est illustré à la FIGURE 4.1.

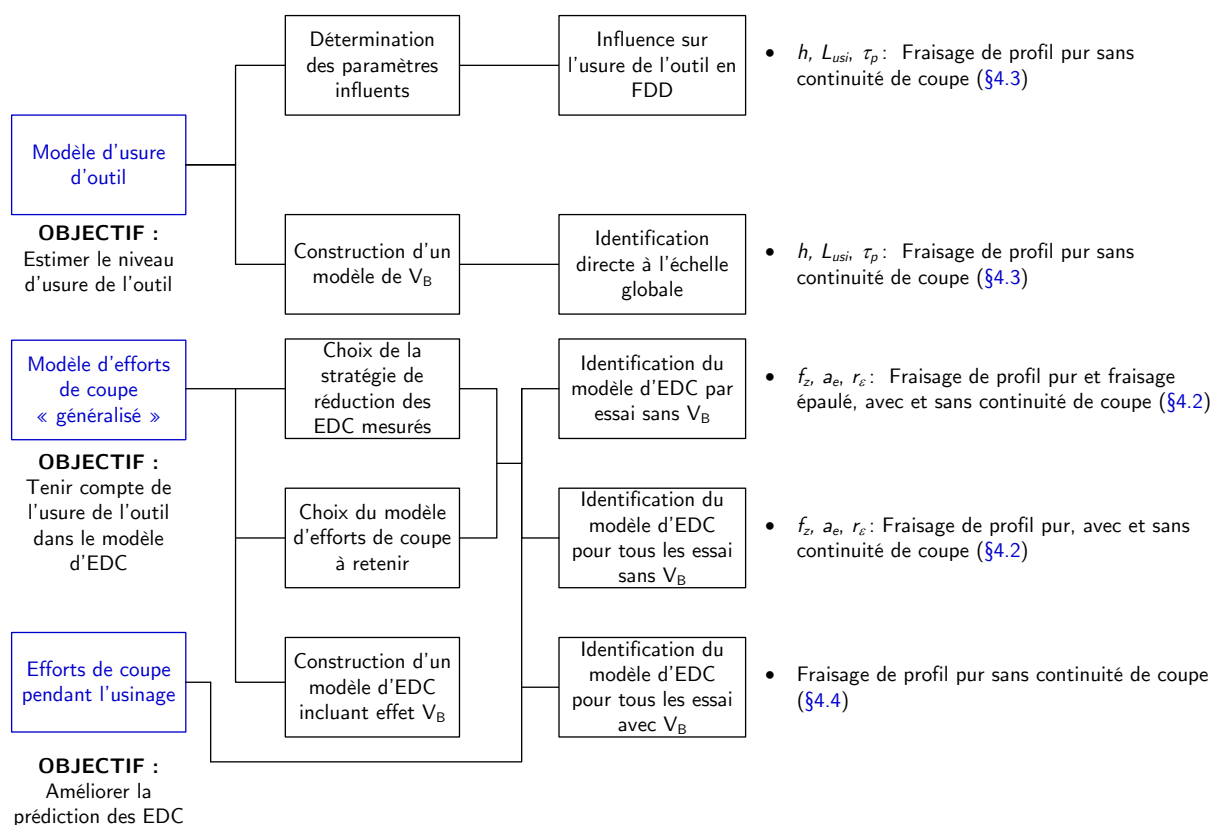


FIGURE 4.1 Cartographie des travaux de thèse et positionnement des développements présentés au chapitre 4

4.1 Modélisation retenue et détails sur les développements préparatoires

La modélisation des efforts de coupe en fraisage est une tâche dont la difficulté est bien supérieure à celle en tournage. Cette difficulté réside principalement dans le caractère quasi-statique de cette technique d'usinage. En effet, contrairement au tournage, dans le cas d'une opération de fraisage l'épaisseur coupée évolue lors de la rotation de la fraise. Par conséquent, les sollicitations thermomécaniques et donc les efforts de coupe changent en fonction du temps. Cela a pour conséquence de complexifier deux aspects : premièrement la modélisation des efforts de coupe qui doit proposer une discrétisation spatiale, à l'instar de ce qui est réalisé en tournage, mais également une discrétisation angulaire équivalente à une discrétisation temporelle pour tenir compte de cette évolution. Deuxièmement, la modélisation doit également prendre en considération l'influence non-négligeable d'une inclinaison d'arête non nulle, conduisant à l'apparition d'une troisième composante de l'effort de coupe local. En parallèle, l'instrumentation lors des campagnes expérimentales doit permettre de connaître le positionnement angulaire de l'outil et proposer une fréquence d'échantillonnage adaptée à la vitesse de rotation de l'outil coupant et à l'évolution des efforts de coupe. Ce qui a pour conséquence de modifier partiellement la chaîne d'acquisition par rapport à ce qui était effectué en tournage. Le paragraphe 4.1.1.2 précise les principes retenus pour la modélisation des efforts de coupe en fraisage dans cette étude, ainsi que les configurations d'usinage utilisées. Le paragraphe 4.1.2, quant à lui, présente les modifications nécessaires à la mise en place d'expérimentations adaptées à la technique de fraisage. Enfin, le paragraphe 4.1.3 fournit des détails concernant l'élaboration d'un algorithme de traitement, de simulation et d'identification inverse des efforts de coupe en fraisage.

4.1.1 Configurations expérimentales retenues et modélisation des efforts de coupe

Comme expliqué précédemment, la modélisation des efforts de coupe en fraisage se différencie nettement de la modélisation des efforts de coupe en tournage. En effet, il n'existe pas de régime stationnaire, néanmoins, une fois l'outil coupant ayant parcouru une longueur de passe supérieure à la valeur de son rayon, l'évolution de la section coupée suit tout de même un schéma périodique, dont la période est égale à une rotation complète de l'outil coupant. Il existe donc un régime permanent et périodique. Cette différence nette de comportement entre ces deux techniques d'usinage influence grandement la façon dont les efforts de coupe doivent être analysés s'ils sont mesurés et déterminés s'ils sont simulés.

4.1.1.1 Outils de l'étude et configurations expérimentales

Expérimentalement, l'outil cible dans cette étude est une fraise cylindrique rayonnée à plaquettes proposée par ISCAR. L'usinage avec ce type d'outil, de différents diamètres, est très fréquent pour des opérations d'ébauche et de semi-finition sur des pièces de train d'atterrissage chez Safran LS. Dans le cadre de ces travaux, deux corps de fraise de diamètres 50 mm

(réf. 3M SM D050-36-4-22-13) et 100 mm (réf. 3M SM D100-40-6-40-20) sont utilisés et accompagnés par des plaquettes en carbure de tungstène revêtues TiN et TiAlN (nuance IC830) obtenues par procédé PVD. Plusieurs détails concernant ces outils sont fournis au sein de l'Annexe A.

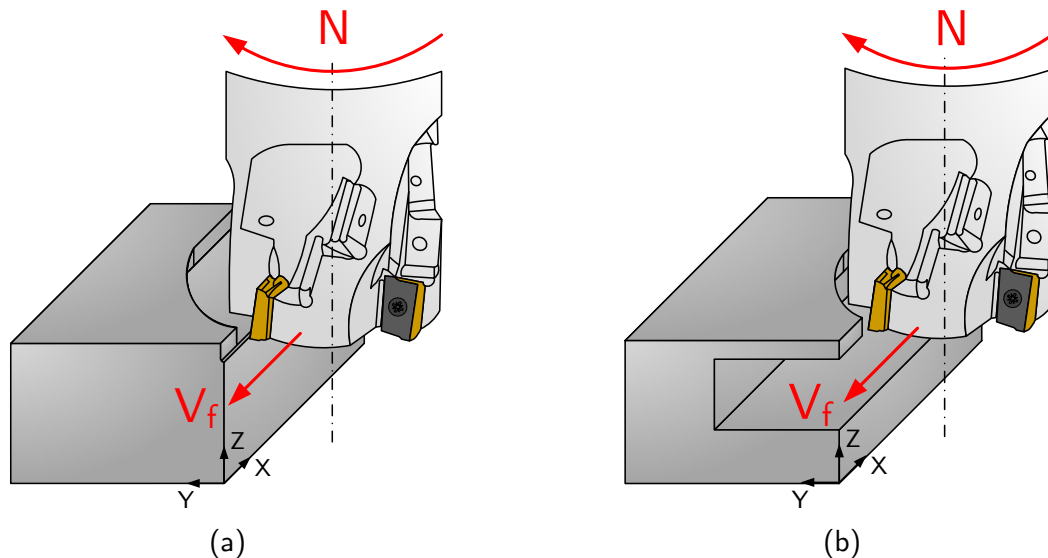


FIGURE 4.2 Configurations d'essais en (a) fraisage épaulé (usinage en bout) ; (b) fraisage de profil pur (usinage sur flancs) avec bord extérieur de l'éprouvette dans la direction d'avance préalablement rayonné

De plus, à l'instar de la stratégie déployée en tournage, plusieurs précautions sont prises expérimentalement afin de pouvoir garantir la comparaison entre les essais et de confronter la modélisation des efforts de coupe en fraisage à un domaine de validité large. Pour s'affranchir autant que possible de la propagation des phénomènes d'usure entre les essais, qui peut fausser la comparaison, le nombre d'essais est réduit au juste nécessaire et la longueur usinée pour chaque essai est limitée à une dizaine de révolutions de la fraise (i.e. un nombre suffisant grand pour obtenir une évolution moyenne des efforts de coupe représentative, mais suffisamment petit pour ne pas trop user les plaquettes et consommer de matière). Dans le but d'évaluer la qualité de la prédiction des efforts de coupe dans plusieurs contextes, deux configurations de fraisage sont retenues, comme illustré à la FIGURE 4.2. La configuration dite de *fraisage épaulé* (les arêtes frontales et latérales usinent) et la configuration dite de *fraisage de profil pur* (seules les arêtes latérales usinent, les arêtes frontales sont libérées par une rainure et il n'y a pas de frottement en bout de la fraise). La comparaison de ces deux configurations permet de différencier la modélisation des efforts de coupe avec et sans le rayon de bec de l'outil, zone où le calcul des épaisseurs coupées est le plus compliqué en fraisage et où les phénomènes d'indentation entre l'outil coupant et la surface usinée, non pris en compte dans ces travaux, peuvent devenir significatifs (uniquement à faible profondeur de passe).

Par ailleurs, dans le cadre des essais de fraisage épaulé, comme illustré à la FIGURE 4.2, le champ ou bord extérieur de l'éprouvette dans la direction d'avance est préalablement rayonné avec une passe préliminaire à faible engagement radial. Comme souligné par Prat [Prat 14] dans le cas des fraises toriques et hémisphériques, cette préparation du bord extérieur de l'éprouvette

permet d'avoir la même section coupée entre les différentes passes (pour différents niveaux d'engagement radial) lors de l'entrée en matière de chaque dent. Enfin, l'ensemble des essais d'une même campagne est conduit au sein d'une même éprouvette et pour un même jeu de plaquettes afin de limiter les dispersions liées au changement d'outil ou de matière.

4.1.1.2 Principes de modélisation des efforts de coupe en fraisage

À plusieurs égards, comme énoncé précédemment, la modélisation des efforts de coupe en fraisage se démarque de la modélisation des efforts de coupe en tournage. La technique de fraisage propose une *coupe discontinue*, c'est-à-dire que c'est une succession d'entrées et sorties en matière, où plusieurs dents vont réaliser l'enlèvement de matière pendant une passe. À contrario, la technique du tournage est une technique dite de *coupe continue*, où au sein d'une passe il n'y a qu'une entrée et sortie en matière de l'outil coupant. Par conséquent, comme illustré à la FIGURE 4.7, l'un des premiers enjeux est de modéliser correctement la zone pendant laquelle une dent va être sollicitée en fraisage.

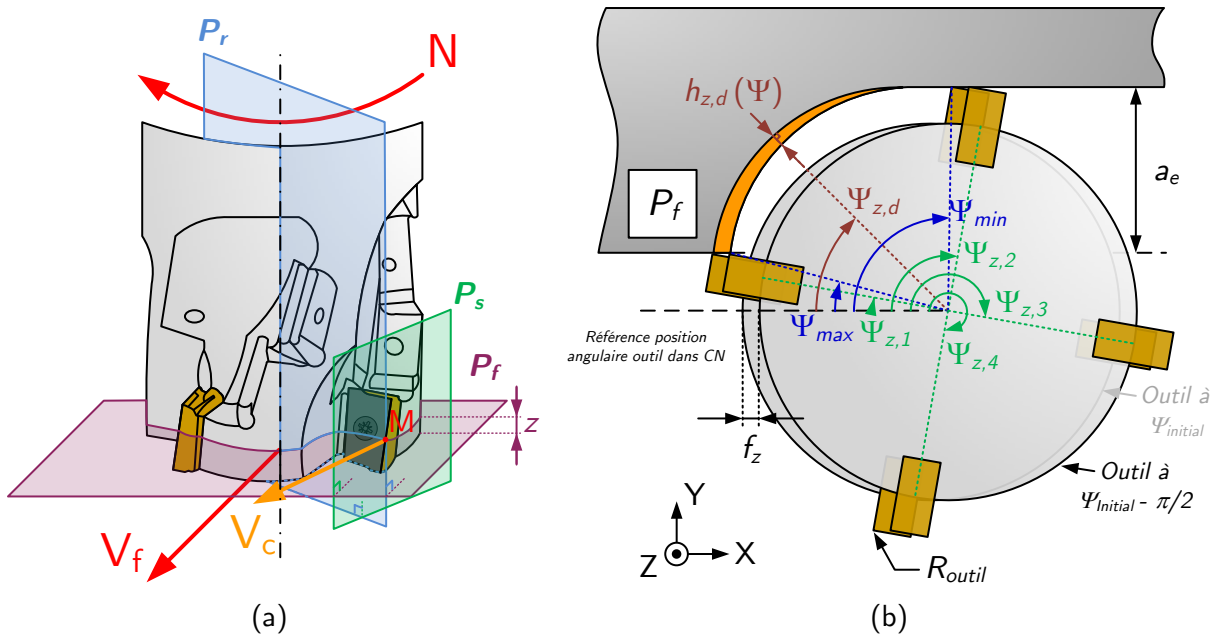


FIGURE 4.3 Opération de surfacage à la fraise cylindrique rayonnée sans continuité de coupe (a) vue en 3D et positionnement des plans selon la norme [ISO 93a] ; (b) paramétrage géométrique vu dans le plan P_f

La géométrie de l'outil coupant (diamètre, forme de l'enveloppe, nombre de dents et leur répartition angulaire sur l'outil, etc.) et les paramètres opératoires (avance par tour par dent, engagements axial et radial, etc.) sont les paramètres primordiaux pour définir la section coupée de matière enlevée par la fraise pendant un tour. Cette section coupée est observable dans le plan P_f et délimitée par les angles Ψ_{max} et Ψ_{min} définis à l'EQ. 4.1 et l'EQ. 4.2.

$$\Psi_{min} = -\frac{\pi}{2} - \arcsin\left(\frac{-f_z}{2 \times R_{outil}}\right) \quad (4.1)$$

$$\Psi_{max} = \begin{cases} -\frac{\pi}{2} + \arccos\left(\frac{R_{outil} - a_e}{R_{outil}}\right), & \text{si } a_e < R_{outil} \\ 0, & \text{si } a_e = R_{outil} \\ -\frac{3\pi}{2} - \arccos\left(\frac{a_e - R_{outil}}{R_{outil}}\right), & \text{si } a_e > R_{outil} \end{cases} \quad (4.2)$$

Le second enjeu est de prendre en compte l'effet de l'inclinaison d'arête sur le calcul de l'épaisseur coupée. En effet, afin de limiter l'usure par chocs très néfaste pour la durée de vie des outils coupants, les arêtes de coupe présentes sur la grande majorité des fraises possèdent un angle d'inclinaison d'arête non nul. Cet angle d'hélice introduit un retard angulaire vis-à-vis de l'évolution de l'épaisseur coupée entre les différentes sections de l'arête de coupe selon le plan P_f , comme exprimé à l'EQ. 4.3.

$$\begin{aligned} h_{z+\Delta z, d} &= h_{z, d} (\Psi_{z, d} + \Delta\Psi) \\ \Delta\Psi &= \frac{\tan(\lambda_s) \times \Delta z}{R_{outil}} \end{aligned} \quad (4.3)$$

Le troisième enjeu est la détermination de l'évolution de l'épaisseur coupée pour chaque dent pendant une rotation de la fraise. Pour ce faire, des formulations analytiques sont couramment utilisées par la communauté scientifique. Toutefois, ces approches reposent sur l'hypothèse selon laquelle l'épaisseur coupée est déterminée comme l'intersection de deux cercles, distants de la valeur de l'avance par tour à la dent, et sans faux-rond radial. En réalité, premièrement la trajectoire suivie par un point sur l'arête de coupe pendant le mouvement d'avance de la fraise est une cycloïde. Deuxièmement, ce type d'hypothèse n'est plus valide dans le cas d'une fraise à plaquettes, où le défaut de positionnement des plaquettes dans leurs logements peut induire des valeurs de faux-rond radial non-négligeables entre les différentes dents. Cela a notamment pour conséquence de modifier considérablement les angles de sortie en matière de chaque dent et donc l'évolution de l'épaisseur coupée. Afin de prendre en considération ces éléments, incontournables dans le cadre de ces travaux, une approche numérique, inspirée des travaux de Fromentin [Fromentin et al. 10] et illustrée à la FIGURE 4.4, est privilégiée pour déterminer l'évolution de l'épaisseur coupée pour chaque dent. Cette approche repose principalement sur la modélisation géométrique des arêtes de coupe, le positionnement angulaire et radial des dents les unes par rapport aux autres, compte-tenu du faux-rond radial, et la connaissance précise de la trajectoire suivie par chacune d'entre elles.

Concrètement, pour un vecteur considéré à partir d'un point $TD_{i+1}(\Psi_{z,i+1})$ sur la trajectoire suivie par une dent TD_{i+1} et le centre de la fraise, la tangente à la trajectoire, $TanTD_{i+1}(\Psi_{z,i+1})$, en ce point est déterminée selon l'EQ. 4.4. Puis la normale à cette tangente, $NorTD_{i+1}(\Psi_{z,i+1})$, est obtenue comme solution du produit scalaire nul, comme détaillé à l'EQ. 4.5. Enfin, l'épaisseur coupée au point considéré, $h(\Psi_{z,i+1})$, correspond à la distance entre le point considéré et le point d'intersection entre la normale à la tangente au point considéré et la

trajectoire suivie par la dent précédente TD_i , comme expliqué à l'EQ. 4.6. Par ailleurs, ce calcul doit être conduit uniquement dans le domaine géométrique (i.e. en 3D si le rayon de bec est en prise) où les dents usinent. Ainsi, pour discriminer les cas où le calcul doit être réalisé ou non, une condition est définie, comme présenté à l'EQ. 4.7. Cette procédure est appliquée à l'ensemble des dents utilisées pendant l'usinage pour déterminer les épaisseurs coupées par la fraise dans son ensemble.

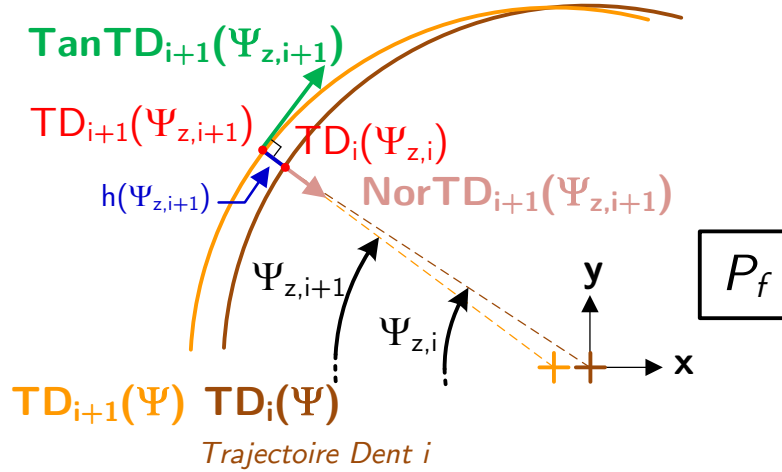


FIGURE 4.4 Approche numérique pour la détermination de l'évolution de l'épaisseur coupée pour une dent en fraisage, d'après [Fromentin et al. 10]

$$\mathbf{TanTD}_{i+1}(\Psi_{z,i+1}) = \frac{\delta \mathbf{TD}_{i+1}(\Psi_{z,i+1})}{\delta \Psi} \quad (4.4)$$

$$\mathbf{TanTD}_{i+1}(\Psi_{z,i+1}) \cdot \mathbf{NorTD}_{i+1}(\Psi_{z,i+1}) = 0 \quad (4.5)$$

$$\mathbf{TD}_{i+1}(\Psi_{z,i+1}) + h(\Psi_{z,i+1}) \times \mathbf{NorTD}_{i+1}(\Psi_{z,i+1}) = \mathbf{TD}_i(\Psi_{z,i}) \quad (4.6)$$

$$h > 0 \ \& \ \mathbf{TD}_{i+1}(\Psi_{z,i+1}) \cdot \mathbf{y} > R_{outil} - a_e \quad (4.7)$$

Ensuite, conformément à ce qui est réalisé pour la technique de tournage, l'expression des efforts locaux repose sur une loi de coupe locale (i.e. $\{f_v, f_h, f_o\}$, cf. FIGURE 4.5). Pour ces développements en fraisage, les efforts locaux sont déterminés en s'appuyant sur une discrétisation spatiale de l'arête de l'outil avec un pas de 0.1 mm, et une discrétisation angulaire du mouvement d'avance de l'outil coupant avec un pas de 1° .

Ces efforts locaux sont exprimés au sein du repère outil, ou repère tournant avec la dent (ou les dents) considérée, puis projetés dans le repère pièce, fixe et identique au repère de mesure de la platine dynamométrique, comme indiqué à la FIGURE 4.5. Enfin, ces efforts locaux sont ensuite sommés sur l'ensemble des segments de l'arête discrétisée et pour chaque dent, comme détaillé à l'EQ. 4.8.

$$F_x(\Psi) = \sum_{d=1}^z \sum_{j=1}^{Nb_{seg}} ((f_{h,j}(\Psi_{z,d}) \sin(\theta_{j,d}) + f_{o,j}(\Psi_{z,d}) \cos(\theta_{j,d})) \cos(\Psi_{z,d}) - f_{v,j}(\Psi_{z,d}) \sin(\Psi_{z,d})) \times b_{seg,j}$$

$$F_y(\Psi) = \sum_{d=1}^z \sum_{j=1}^{Nb_{seg}} ((f_{h,j}(\Psi_{z,d}) \sin(\theta_{j,d}) + f_{o,j}(\Psi_{z,d}) \cos(\theta_{j,d})) \sin(\Psi_{z,d}) + f_{v,j}(\Psi_{z,d}) \cos(\Psi_{z,d})) \times b_{seg,j} \quad (4.8)$$

$$F_z(\Psi) = \sum_{d=1}^z \sum_{j=1}^{Nb_{seg}} (f_{o,j}(\Psi_{z,d}) \sin(\theta_{j,d}) - f_{h,j}(\Psi_{z,d}) \cos(\theta_{j,d})) \times b_{seg,j}$$

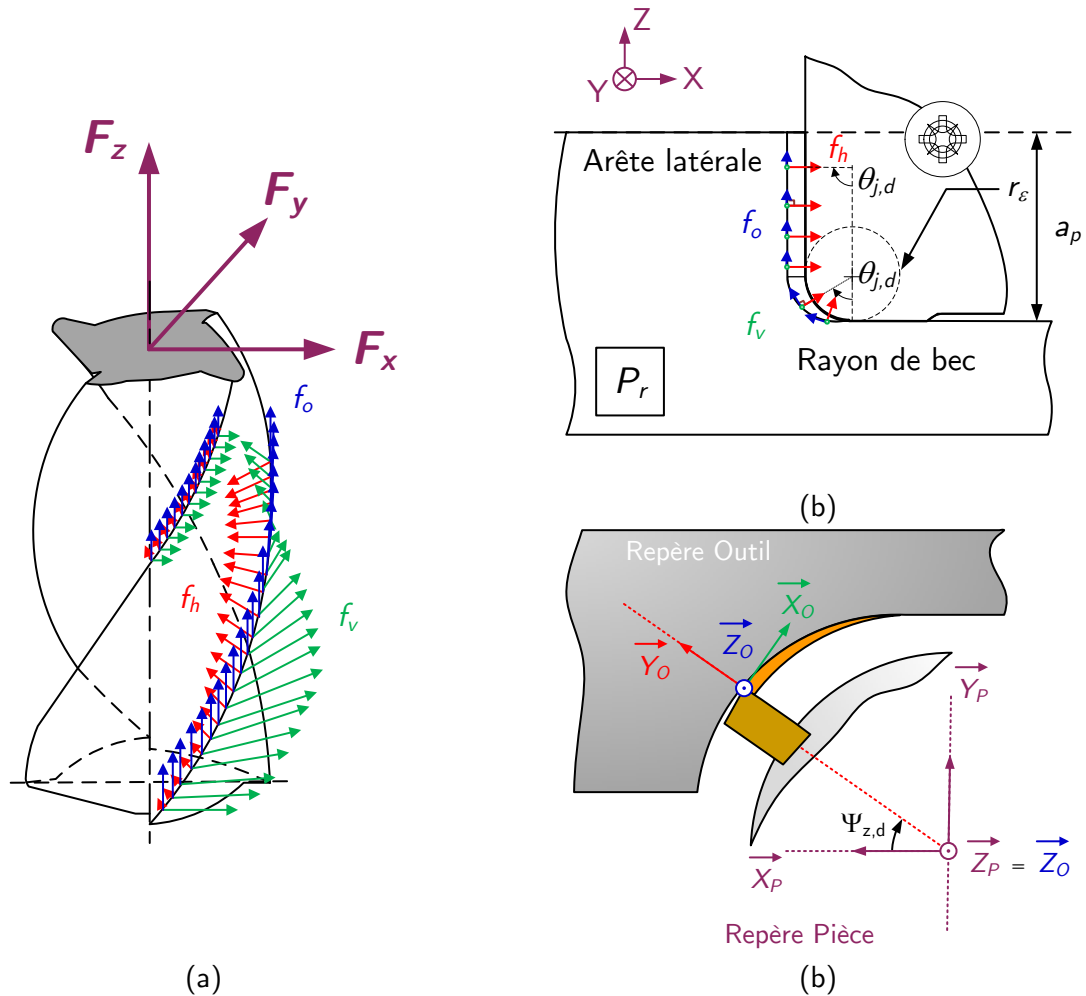


FIGURE 4.5 (a) distribution des efforts locaux pendant une opération d'usinage avec une fraise cylindrique monobloc d'après [Altintas 00] ; (b) distribution des efforts locaux dans le rayon de bec ; (c) repère outil et repère pièce pour la projection des efforts de coupe locaux en fraisage

4.1.2 Mise au point d'une chaîne d'acquisition avancée

En parallèle des méthodes retenues pour la modélisation des efforts de coupe, il est nécessaire d'améliorer la qualité des mesures effectuées. En effet, l'objectif est d'être capable de modéliser l'évolution des efforts de coupe en fraisage pendant une rotation de la fraise pour une résolution angulaire suffisamment élevée afin d'avoir une représentation discrète fidèle. Ce qui permet de s'affranchir, autant que possible, des méthodes d'interpolations ou de recalage angulaire. Il est choisi de réaliser la modélisation des efforts de coupe avec une résolution angulaire égale au degré afin d'être valide pour une large gamme d'opérations et d'outils (faible engagement radial, nombre de dents élevé, etc.). D'après les conditions de coupe recommandées par la méthodologie du couple outil-matière à la TABLE 4.1, la fréquence d'échantillonnage pour interroger les moyens d'instrumentation (platine dynamométrique et codeur incrémental de broche) doit être supérieure à 1719 Hz pour obtenir une information à chaque degré pendant la rotation de l'outil. Afin d'obtenir une résolution angulaire la plus fine possible, tout en respectant la bande passante de la platine dynamométrique utilisée, la fréquence d'échantillonnage est fixée à 4000 Hz, ce qui équivaut à une résolution angulaire inférieure au demi-degré. De plus, chaque mesure est effectuée sur un nombre de 10 tours de fraise afin d'obtenir une représentation fidèle de l'évolution des efforts de coupe pendant le régime permanent.

\varnothing_{outil} (mm)	V_c (m/min)	f_z (mm/tr/dent)	N (°/s)
50	45	0.17	1719

TABLE 4.1 Vitesse de coupe et avance à la dent par tour recommandées par la méthodologie couple outil-matière

Toutefois, comme précisé à l'Annexe B, les sorties analogiques de la commande numérique Siemens 840D proposent une fréquence d'échantillonnage maximum de 250 Hz. Dans ce cas et avec les paramètres opératoires présentés précédemment, la résolution angulaire entre deux mesures de la position angulaire de l'outil coupant s'élève à un peu moins de 7°. Cette stratégie n'est donc pas en adéquation avec les exigences souhaitées. Par conséquent, il est décidé d'interroger directement le codeur incrémental de broche, à l'interface de la commande numérique et du variateur du moteur de broche, ce qui permet d'atteindre des fréquences d'échantillonnages plus élevées et suffisantes pour travailler à 4000 Hz. Néanmoins, la nature du signal fourni est numérique, il est donc obligatoire de synchroniser l'acquisition (i.e. partager une horloge commune) de ce signal avec les signaux analogiques, surtout ceux provenant de la platine dynamométrique, afin d'observer l'évolution des efforts de coupe en adéquation avec la position angulaire réelle de la fraise.

Enfin, les suivis de la position de l'outil coupant dans le repère machine et des paramètres opératoires critiques (vitesse de coupe, vitesse d'avance dans la direction de la trajectoire d'outil, avance par tour à la dent) sont obtenus par les sorties analogiques de la commande numérique. Ces signaux, bien que fournissant une fréquence d'échantillonnage maximum de 250 Hz, sont interrogés à 4000 Hz afin d'être synchronisés avec les signaux présentés précédemment. Techniquement, hormis une masse de données plus importante, cela ne constitue pas un problème

puisque une fréquence d'échantillonnage de 250 Hz est suffisante pour obtenir une représentation discrète fidèle.

4.1.3 Développement d'un outil de simulation et d'identification inverse des efforts de coupe en fraisage

4.1.3.1 Structure globale de l'algorithme

Pour les raisons évoquées précédemment, les outils d'analyse, de simulation et d'identification inverse des coefficients des lois de coupe locales employés en tournage ne peuvent plus s'appliquer dans le cadre de la technique de fraisage. En conséquence, un nouvel outil répondant à ces exigences doit être élaboré.

L'algorithme global d'étude des efforts de coupe en fraisage a pour objectif final d'être capable de comparer des efforts de coupe mesurés expérimentalement en fraisage avec des efforts de coupe modélisés. Pour cela, cet algorithme se décline en trois « sous-algorithmes » pour dissocier les grandes étapes qui le constituent : l'analyse et le traitement des efforts de coupe mesurés expérimentalement, la simulation des efforts de coupe et l'identification inverse des coefficients des lois de coupe locales, comme détaillé à la [FIGURE 4.6](#).

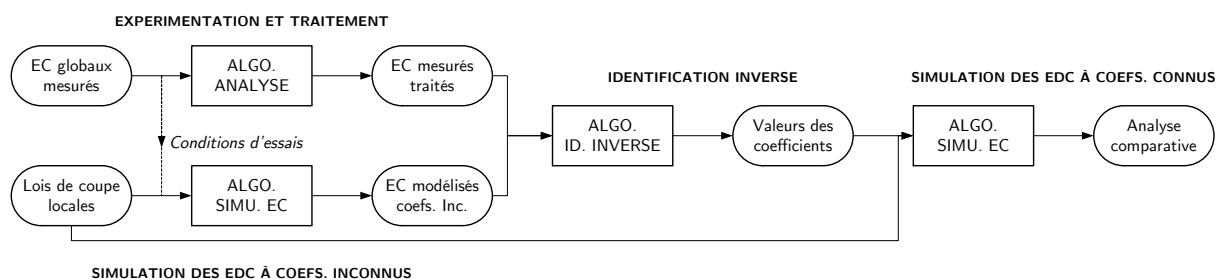


FIGURE 4.6 Architecture globale de l'algorithme d'analyse et traitement, de simulation et d'identification inverse des efforts de coupe en fraisage

4.1.3.2 Analyse et traitement des efforts de coupe mesurés

L'algorithme d'analyse et traitement des efforts de coupe a pour objectif de fournir des données d'entrées à l'algorithme d'identification inverse des coefficients des lois de coupe locales. Comme représenté à la [FIGURE 4.7](#), son rôle principal est de « traiter » les efforts de coupe mesurés expérimentalement afin d'être introduits comme données d'entrées dans l'algorithme d'identification inverse des coefficients des lois de coupe locales.

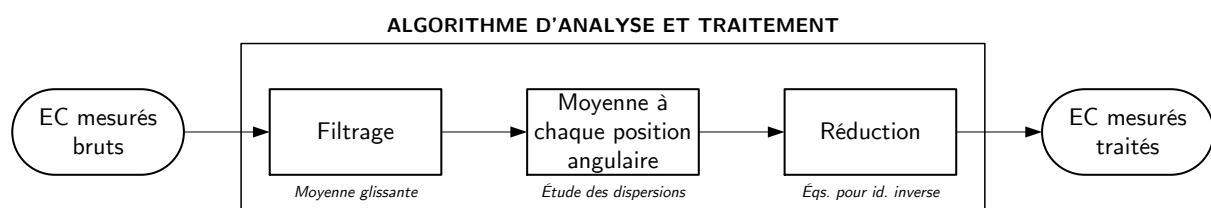


FIGURE 4.7 Architecture de l'algorithme d'analyse et traitement des efforts de coupe mesurés en fraisage

Ce traitement suit plusieurs étapes successives, illustrées à la FIGURE 4.8 dans le cas d'une opération de fraisage sans continuité de coupe.

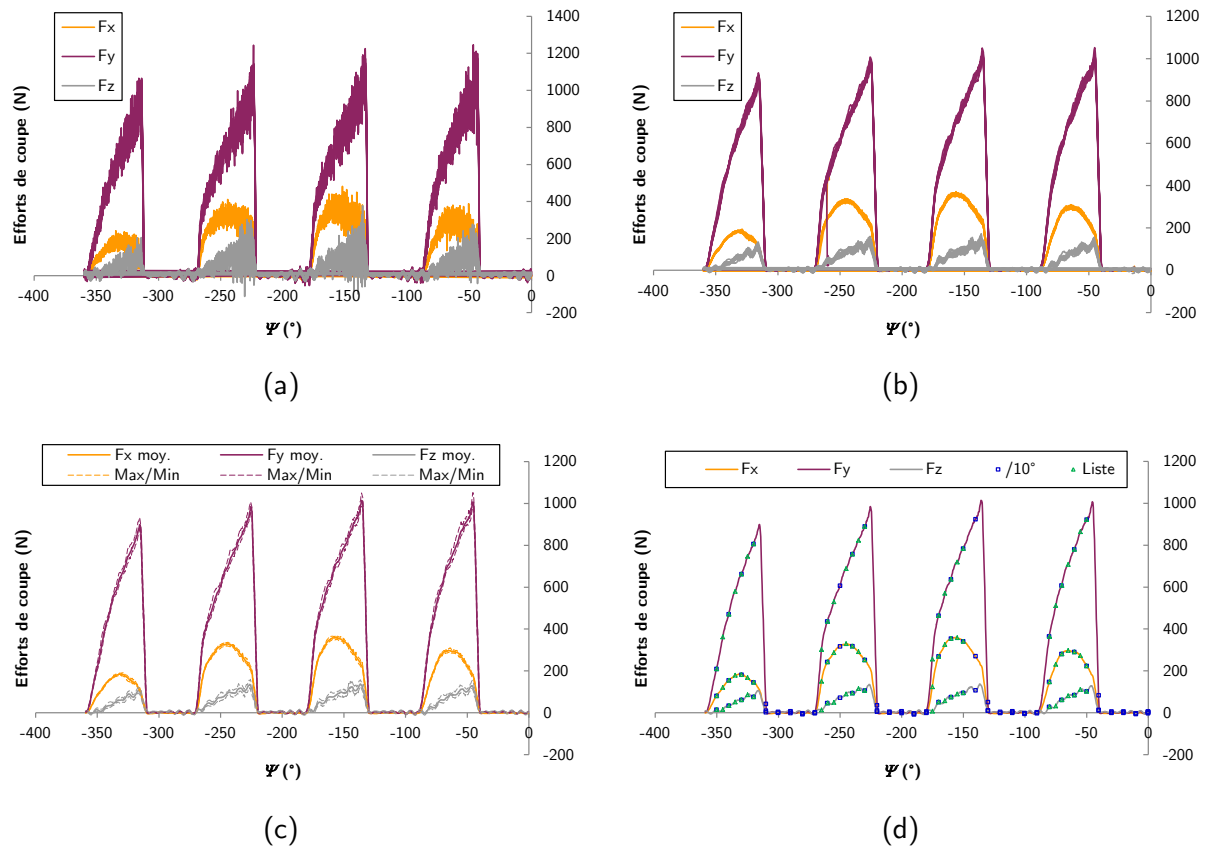


FIGURE 4.8 Analyse et traitement des efforts de coupe mesurés en fraisage : (a) efforts mesurés bruts ; (b) efforts mesurés filtrés ; (c) efforts mesurés moyennés en chaque position angulaire sur un tour ; (d) réduction des efforts de coupe selon deux méthodes (10° ; Liste)

Premièrement, les efforts de coupe mesurés expérimentalement sont filtrés sans introduire de retard temporel, qui peut entraver la précision de la modélisation des efforts de coupe, grâce à une méthodologie de la moyenne glissante centrée. Deuxièmement, les efforts de coupe sont mesurés expérimentalement sur plusieurs tours, ceux-ci sont donc moyennés à chaque position angulaire afin d'obtenir l'évolution des efforts de coupe moyenne sur un tour. En parallèle de cette étape, pour juger de la répétabilité de l'évolution des efforts de coupe sur plusieurs tours, la moyenne en chaque position angulaire de l'évolution des efforts de coupe est comparée à des courbes enveloppes représentatives des niveaux d'efforts de coupe maximums et minimums atteints en chaque position angulaire de la fraise. Troisièmement, comme détaillé au paragraphe 4.1.2, la fréquence d'échantillonnage utilisée expérimentalement est très élevée afin d'avoir une résolution de la position angulaire mesurée qui soit inférieure au degré dans la mesure des efforts de coupe, qui permet d'éviter d'utiliser des méthodes d'interpolation ou de recalage angulaire [Bissey 05] pour comparer les efforts modélisés et mesurés. Afin de faciliter ensuite le processus d'identification des valeurs des coefficients des lois de coupe locales, ces données doivent être réduites, pour limiter le nombre d'équations (i.e. points de comparaison entre les efforts de coupe mesurés et modélisés). Seules les mesures des efforts de coupe en plusieurs positions angulaires, déterminées soit par un pas angulaire constant, soit selon une liste de positions souhaitées, sont

conservées puis exportées en vue d'être comparées aux efforts de coupe modélisés pour ces mêmes positions.

Dans cette étude, les efforts utilisés dans cet algorithme sont représentés dans le repère machine, toutefois il est également possible de les représenter dans le repère outil, parfois plus explicite au premier regard. Par ailleurs, en amont de cet algorithme d'analyse et de traitement, les efforts de coupe mesurés expérimentalement lors de l'engagement et du désengagement de l'outil coupant sont exclus afin de se limiter au cas où l'évolution des efforts de coupe suit un cycle identique entre les tours (régime permanent). Enfin, l'évolution des efforts de coupe est représentée en fonction de l'évolution de la position angulaire de l'outil dans le repère machine. Une convention de signe en fraisage attribue un signe positif à une rotation dans le sens trigonométrique. La fraise tourne dans le sens horaire, sa rotation est donc représentée dans le sens négatif.

4.1.3.3 Simulation des efforts de coupe

L'algorithme de simulation des efforts de coupe a pour visée de simuler des efforts de coupe pour une opération de fraisage à partir de lois de coupe et de paramètres opératoires préalablement explicités. Pour cela, comme détaillé à la [FIGURE 4.9](#), premièrement un paramétrage géométrique de l'outil coupant et de l'opération de fraisage est réalisé. Dans un second temps, à partir de ces données, l'évolution de l'épaisseur coupée pour chaque dent pendant une révolution de l'outil coupant est déterminée pour chaque segment de la discrétisation spatiale des arêtes et chaque position angulaire de la fraise. Troisièmement, les efforts de coupe locaux sont déterminés le long de l'arête en prise (ou des arêtes en prises) pour chaque pas angulaire à partir de lois de coupe locales. Les coefficients des lois de coupes peuvent prendre plusieurs formes selon le besoin : être connus (cas d'une simulation classique) ou être connus en sortie d'une identification inverse ou rester inconnus en vue d'être déterminés par la suite grâce à un processus d'identification. Dès lors que les efforts de coupe locaux sont déterminés, selon les concepts de la discrétisation d'arête et du couple arête-matière, ceux-ci sont sommés puis projetés afin de déterminer les efforts de coupe globaux, comme détaillé à l'[EQ.4.8](#) et illustré à la [FIGURE 4.5](#). De manière analogue à ce qui est réalisé dans l'algorithme d'analyse et de traitement, les efforts de coupe globaux modélisés sont ensuite réduits afin de pouvoir être comparés aux efforts de coupe globaux mesurés et traités.

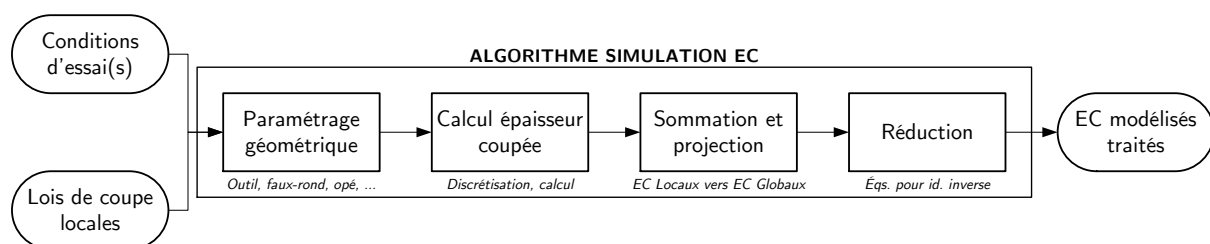


FIGURE 4.9 Architecture de l'algorithme de simulation des efforts de coupe en fraisage

4.1.3.4 Identification inverse des lois de coupe locales

L'algorithme d'identification inverse, quant à lui, a pour fonction de déterminer les valeurs des coefficients inconnus des lois de coupe locales. Son architecture est détaillée à la [FIGURE 4.10](#). Pour ce faire, les efforts de coupe globaux mesurés et traités sont comparés avec les efforts de coupe globaux modélisés à coefficients inconnus, en des positions angulaires identiques préalablement définies par la stratégie de réduction des efforts de coupe mesurés et traités, grâce à une fonction coût définie par l'[EQ. 4.9](#). Cette fonction coût correspond à la somme des erreurs relatives élevées au carré pour chaque composante d'effort. Les valeurs des coefficients sont ensuite identifiées afin de minimiser cette fonction coût selon la méthode proposée par Levenberg-Marquardt. Une fois les coefficients identifiés, il est possible d'évaluer les efforts de coupe globaux modélisés en introduisant ces valeurs de coefficients dans l'algorithme de simulation des efforts de coupe présenté à la [FIGURE 4.9](#).

$$\sum_{t=1}^{Nbessais} \sum_{\Psi_i}^{\Psi_{final}} \left(\frac{F_{X,mes,\Psi,t} - F_{X,mod,\Psi,t}}{F_{X,mes,\Psi,t}} \right)^2 + \left(\frac{F_{Y,mes,\Psi,t} - F_{Y,mod,\Psi,t}}{F_{Y,mes,\Psi,t}} \right)^2 + \left(\frac{F_{Z,mes,\Psi,t} - F_{Z,mod,\Psi,t}}{F_{Z,mes,\Psi,t}} \right)^2 \quad (4.9)$$

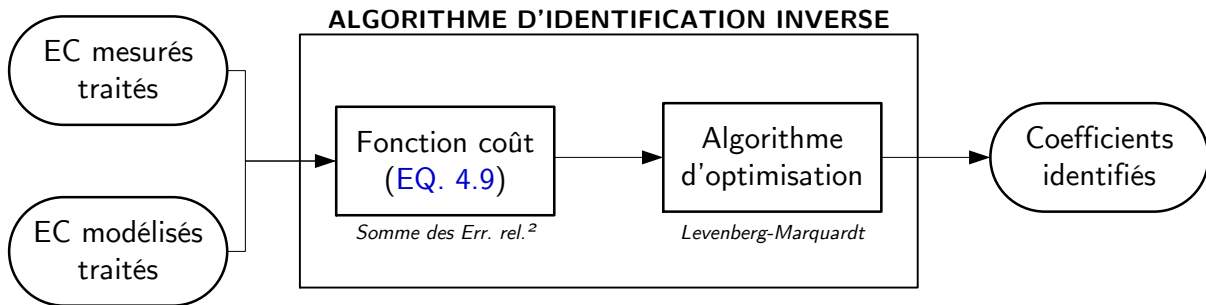


FIGURE 4.10 Architecture de l'algorithme d'identification inverse du modèle des efforts de coupe en fraisage

4.1.4 Mesure et influence du faux-rond sur les efforts de coupe

Le paragraphe 4.1.1.2 souligne l'importance du faux-rond dans le calcul de l'évolution de l'épaisseur coupée. Ainsi, pour mesurer précisément le faux-rond en chacune des dents de l'outil coupant, comme détaillé à la [FIGURE 4.11](#), une mesure avec un laser par triangulation est employée. Cette mesure est répétée sur plusieurs tours et pour plusieurs sections normales à l'axe de la fraise, situées à des altitudes représentatives des zones utilisés lors de l'usinage. Le faux-rond d'une dent correspond au décalage proposé par cette dent par rapport au rayon d'outil considéré sur une dent de référence. La valeur de faux-rond retenue pour chaque dent correspond à la moyenne des faux-ronds mesurés, sur plusieurs tours, pour chaque altitude au sein de la zone considérée sur une dent. Néanmoins, il est à noter que cette stratégie de mesure permet en réalité de mesurer un faux-rond résultant à la fois du faux-rond de la broche (décalage entre l'axe de révolution de la broche et l'axe de révolution de l'outil coupant) et du faux-rond radial (décalage entre les différentes dents d'un outil coupant par rapport à son propre axe de révolution). Or,

dans le cas de ces travaux, le faux-rond de la broche est jugé négligeable ($<5 \mu\text{m}$ à 300 mm) par rapport au faux-rond radial de l'outil. De plus, le faux-rond axial n'est pas considéré dans cette étude. Enfin, dans le but de conserver un décalage radial Dy le plus proche de zéro, la position du centre de la broche est dégauchie précisément par rapport à la trajectoire du laser grâce à une recherche du point de rebroussement d'un attachement rectifié pour le contrôle des broches.

$$\Delta h_{FR,z,d} = OM_{Dentd} - OM_{Dent1} \tag{4.10}$$

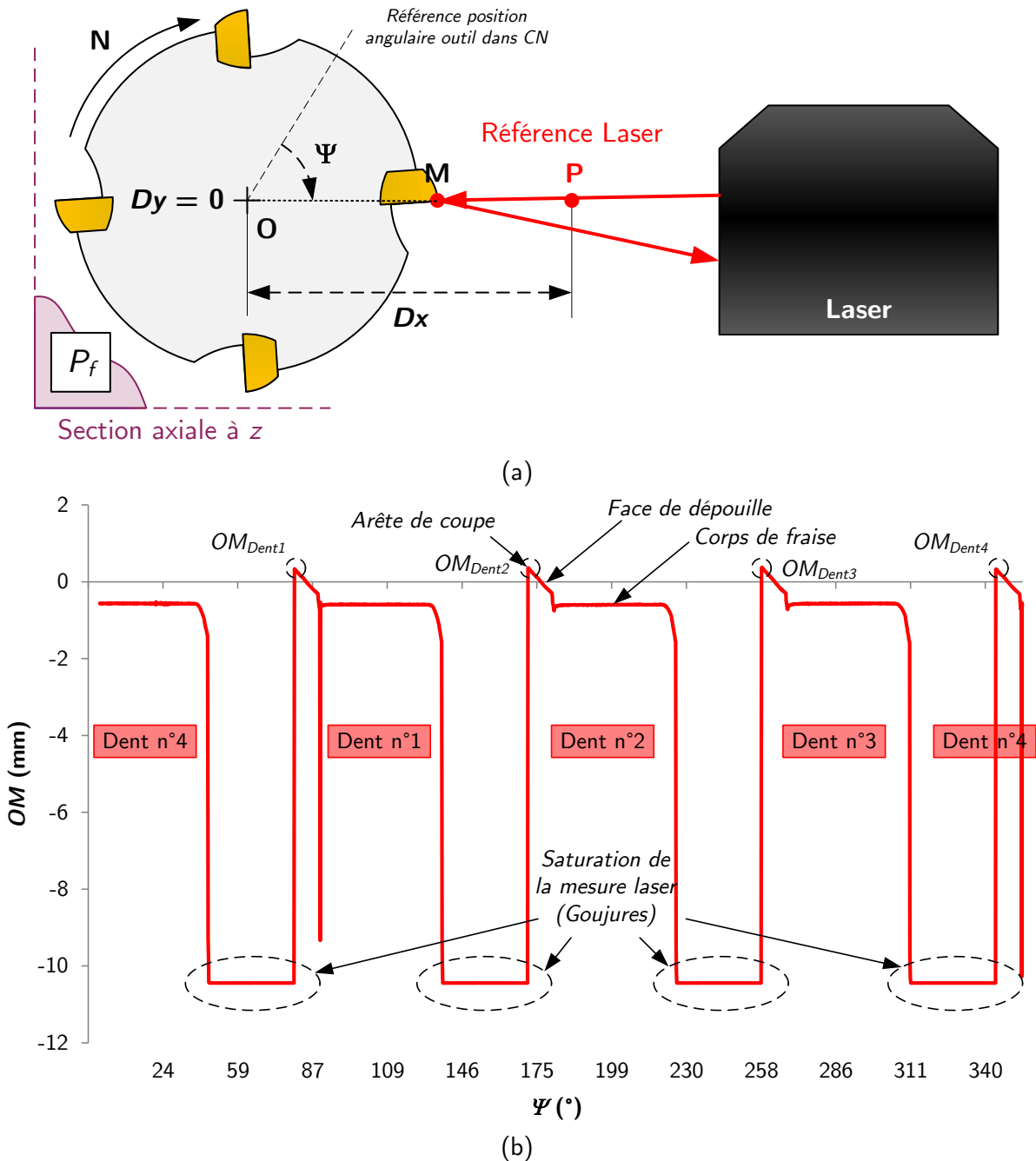


FIGURE 4.11 Mesure du faux-rond de la fraise à une altitude donnée z (a) paramétrage géométrique et principe de mesure avec un laser par triangulation d'après [Prat 14] ; (b) exemple d'un signal collecté et du dépouillement

Pour identifier l'effet du faux-rond sur l'évolution des efforts de coupe, deux essais de fraisage de profil pur (FIGURE 4.2) sont effectués, comme détaillé à la TABLE 4.2 et à la FIGURE 4.12. Le premier essai est réalisé en fraisage avec une seule dent, afin de s'affranchir totalement de l'effet du faux-rond. Dans les mêmes conditions expérimentales, un second essai est conduit en fraisage deux dents, les deux dents étant positionnées de manière classique, quasiment diamétralement opposées, sur le corps de fraise. Ainsi, la comparaison entre les efforts relevés pour chaque essai permet d'observer l'influence du faux-rond sur l'évolution des efforts de coupe. Les deux essais sont réalisés pour un faible niveau d'engagement radial (i.e. sans continuité de coupe) et une faible avance par tour afin de mettre davantage en évidence l'influence du faux-rond, puisque le ratio entre l'épaisseur coupée maximale atteinte et la valeur de faux-rond est grand. Pour l'essai conduit avec deux dents, le faux-rond moyen mesuré entre la première dent (référence) et la seconde $\Delta D_1 D_2$ est évalué à $22 \mu\text{m} \pm 8 \mu\text{m}$, ce qui correspond à une évolution de 20 % à 43 % de la valeur maximale de l'épaisseur coupée par chaque dent.

N° Essai	Z_{outil} (-)	Z_{utile} (-)	a_p (mm)	a_e (mm)	f_z (mm/tr/dt)	h_{max} (mm)	\varnothing_{outil} (mm)	Faux-rond (μm) $\Delta D_1 D_2$ (moy. tr.)
C4.1.1	4	1	3	7	0.025	0.07	50	-
C4.1.2	4	2	3	7	0.05	0.07	50	+ 22 (+/- 8)

TABLE 4.2 Plan d'expérience conduit pour identifier l'effet du faux-rond sur l'évolution des efforts de coupe

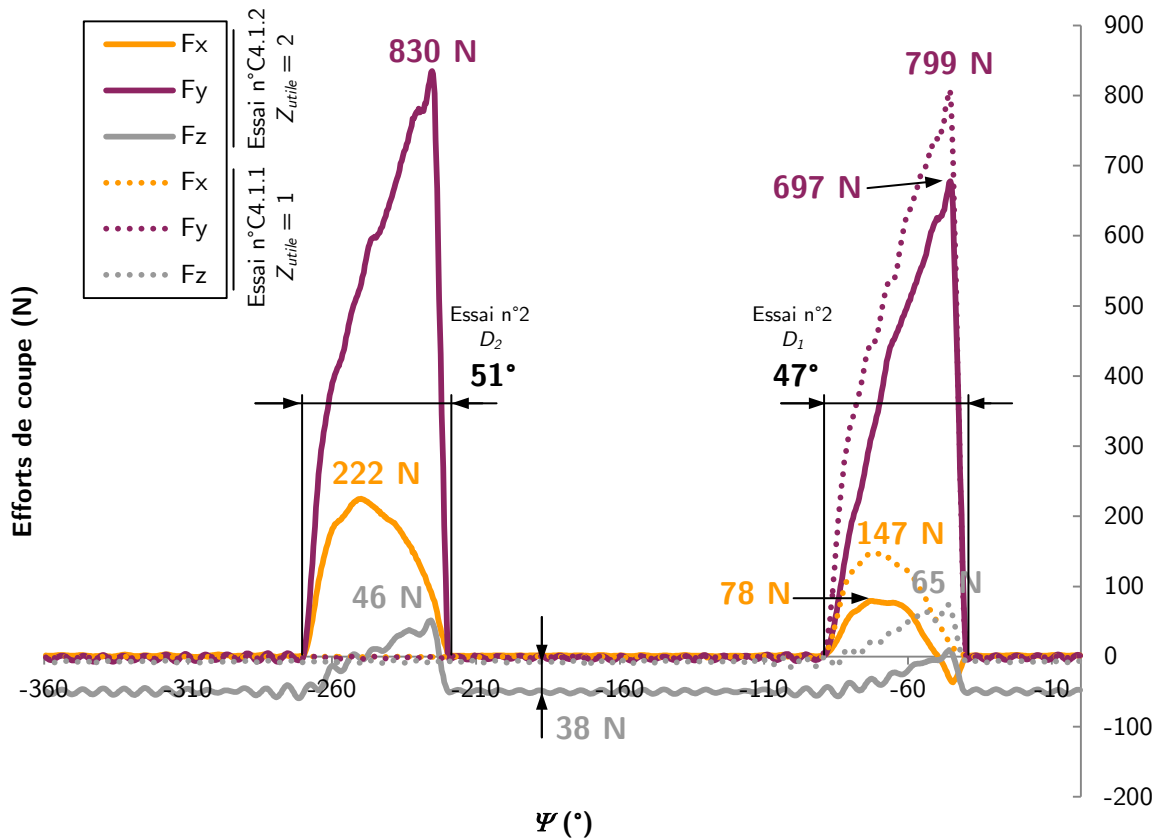


FIGURE 4.12 Comparaison des évolutions des efforts de coupe au regard de l'influence du faux-rond

La première observation souligne que les niveaux d'effort atteints pour chaque dent dans le deuxième essai sont différents. Cette observation est la conséquence de l'effet du faux-rond sur l'évolution de l'épaisseur coupée. Quantitativement, cela se traduit par une variation de 16 % sur l'effort maximal pour la composante F_y , 34 % pour la composante F_x et 29 % pour la composante F_z , observées entre les deux dents d'un même essai. La seconde observation met en évidence que le faux-rond de l'outil coupant possède également un effet significatif sur les angles d'entrée et sortie en matière de chaque dent. Entre la première dent et la seconde, l'écart entre les angles d'entrée et sortie en matière augmente approximativement de 4°. Là encore, cette observation est le fruit de l'influence du faux-rond sur l'évolution de l'épaisseur coupée. Par conséquent, comme indiqué précédemment, au vu de l'influence non-négligeable du faux-rond sur l'évolution de l'épaisseur coupée (et par extension sur les niveaux d'efforts et les angles d'entrée et sortie en matière), il est primordial de mesurer précisément son évolution. De plus, expérimentalement il est observé que l'effet du faux-rond est d'autant plus important que le faux-rond de chaque dent de l'outil coupant est influencé par plusieurs paramètres difficilement maîtrisables au cours des essais comme l'usure de l'outil par abrasion et par adhésion, fréquemment rencontrées lors de l'usinage des alliages de titane, mais également par le positionnement des plaquettes dans leur logement. Même sur une stratégie avec des essais courts (i.e. de l'ordre de la dizaine de tours de l'outil coupant en régime permanent), ces deux premiers aspects peuvent apparaître entre les essais ([TABLE 4.3](#)). De ce fait, une modélisation des efforts de coupe sur plusieurs essais avec une valeur constante du faux-rond pour chaque dent peut être source d'erreurs considérable. Par conséquent, l'évolution du faux-rond de l'outil coupant est mesurée entre chaque essai, sans démonter les plaquettes, pendant l'ensemble la campagne expérimentale ([FIGURE 4.14](#)).

Par ailleurs, la mesure avec le laser par triangulation permet également d'évaluer précisément le positionnement angulaire de chaque arête de coupe à chaque altitude. Il est donc possible d'en déduire le positionnement relatif des plaquettes les unes par rapport aux autres, ainsi que l'évolution de l'angle d'inclinaison d'arête en fonction de l'altitude considérée. Ces résultats sont proposés à la [FIGURE 4.13](#).

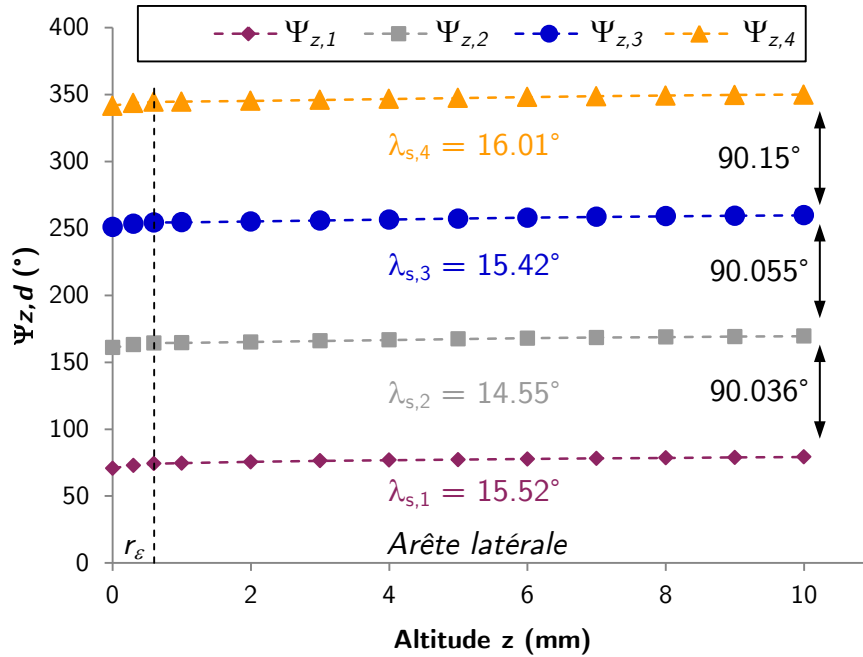


FIGURE 4.13 Répartition angulaire des dents sur l'outil coupant à différentes altitudes et déduction de l'angle d'inclinaison d'arête pour chaque dent ($N = 6 \text{ tr/min}$)

4.2 Modélisation des efforts de coupe avec une fraise considérée neuve

Étant donné la faible influence connue et démontrée au chapitre 3 de l'usure de l'outil sur les efforts de coupe, dans un premier temps, les efforts de coupe sont modélisés pour un outil sans prise en compte de l'usure. Conformément à la stratégie détaillée au paragraphe 4.1.4, les plaquettes utilisées pendant les essais sont considérées comme neuves tout au long de la campagne expérimentale. Afin de couvrir un domaine de validité large, un plan d'essais couvrant plusieurs types d'opérations (i.e. avec/sans usinage dans le rayon de bec, avec/sans continuité de coupe) est présenté à la TABLE 4.3. Le niveau de profondeur de passe est gardé constant et égal à 3 mm. L'hypothèse faite derrière ce choix est que ce paramètre est considéré comme peu influent sur l'évolution des efforts de coupe (i.e. proportionnalité des efforts de coupe avec la profondeur de passe axiale et non prise en compte des phénomènes d'indentation). Par ailleurs, le plan d'expérience est décliné selon deux niveaux d'avance par tour à la dent afin de proposer des configurations d'usinage allant de la finition à la semi-finition et avec différents ratios entre l'épaisseur coupée maximale et la valeur de faux-rond des dents en prise.

N° Essai (-)	r_ϵ (mm)	a_p (mm)	a_e (mm)	f_z (mm/tr/dt)	Faux-rond (μm)					
					Avant-essai			Après-essai		
					$\Delta D_1 D_2$	$\Delta D_1 D_3$	$\Delta D_1 D_4$	$\Delta D_1 D_2$	$\Delta D_1 D_3$	$\Delta D_1 D_4$
C4.2.1	-	3	35	0.2	19	21	-9	13	19	-7
C4.2.2	-	3	35	0.1	13	19	-7	15	22	-6
C4.2.3	-	3	7	0.2	17	24	-4	12	24	-8
C4.2.4	-	3	7	0.1	12	24	-8	15	22	-6
C4.2.5	0.6	3	35	0.2	28	49	-5	18	35	-12
C4.2.6	0.6	3	35	0.1	18	35	-12	27	45	-3
C4.2.7	0.6	3	7	0.2	27	45	-3	28	45	-3
C4.2.8	0.6	3	7	0.1	28	45	-3	27	47	-3

TABLE 4.3 Plan d'expérience pour les essais de modélisation des efforts de coupe en fraisage à iso-usure

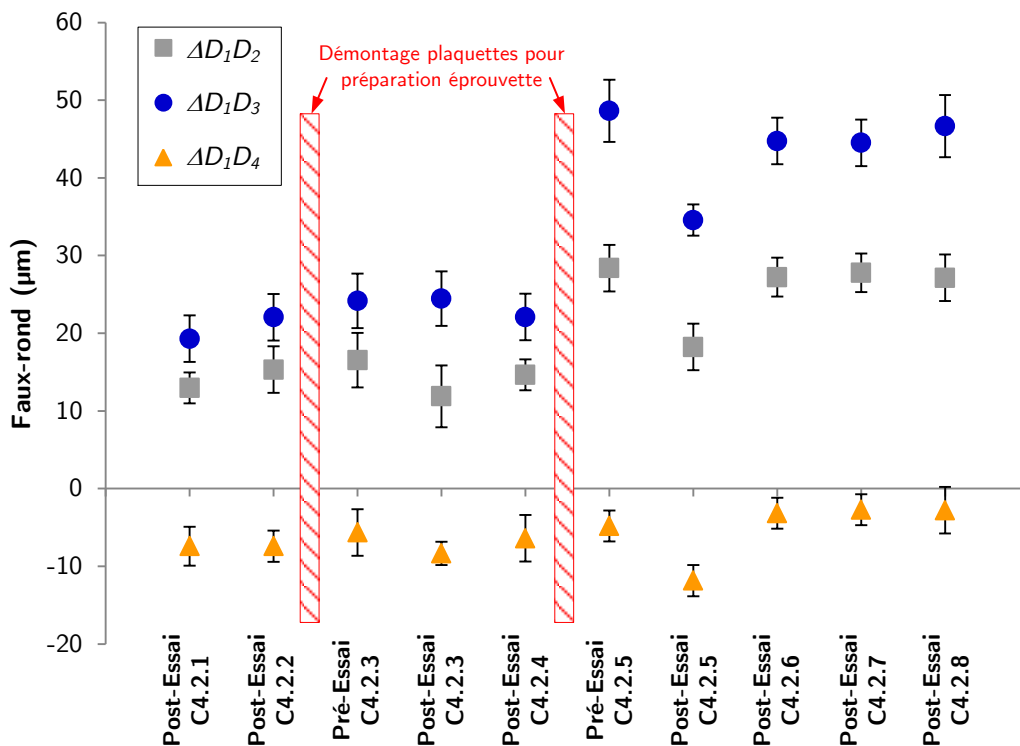


FIGURE 4.14 Évolution du faux-rond d'outil et des incertitudes de mesures pour chaque dent tout au long du plan d'expérience

Au regard des résultats proposés au sein de la TABLE 4.3 et la FIGURE 4.14, il est à noter que pour plusieurs essais, principalement les essais n°C4.2.5 et C4.2.6, le faux-rond des dents de la fraise évolue de manière significative pendant l'essai. Par conséquent, cette évolution peut conduire à des difficultés lors de la modélisation des efforts de coupe (i.e. les valeurs de faux-rond instantanées pendant les tours de fraise où les efforts de coupe sont collectés ne sont pas connues de manière exacte). De plus, il est également à souligner que le positionnement des plaquettes sur la fraise n'est pas identique entre les dents de l'outil : parfois la valeur du faux-rond d'une dent peut presque atteindre la moitié de l'avance par dent programmée, comme c'est le cas pour les

essais C4.2.6 et C4.2.8. En moyenne, des variations significatives de l'ordre de 10 % à 20 % de l'avance par tour par dent programmée sont atteintes entre les différentes dents de la fraise.

Le paragraphe 4.2.1 a pour objectif de statuer sur la stratégie de réduction des efforts de coupe mesurés et les lois de coupe à utiliser. Dans un deuxième temps, le paragraphe 4.2.2 présente les résultats associés à la modélisation des efforts de coupe avec une identification pour chaque essai, au sens où les coefficients sont identifiés par essai. Une analyse sur la qualité de prédiction des efforts de coupe est également conduite. Enfin, dans un troisième temps, le paragraphe 4.2.3 se concentre sur la modélisation des efforts de coupe avec une identification pour l'ensemble des essais.

4.2.1 Choix de la stratégie de réduction et des lois de coupe locales

Comme présenté au paragraphe 4.1.3.2, l'une des étapes de l'algorithme de traitement et d'analyse est de réduire le nombre d'équations, c'est-à-dire le nombre de positions angulaires où les efforts de coupe mesurés sont comparés aux efforts de coupe modélisés en ces mêmes positions. De ce fait, il est possible d'effectuer cette réduction selon plusieurs manières : en choisissant des positions angulaires à pas constant ou selon une liste de positions angulaires préalablement définie. L'objet de ce paragraphe est de déterminer l'influence de la stratégie de réduction des efforts de coupe mesurés sur l'identification du modèle des efforts de coupe, sachant qu'elle affecte le degré de liberté résiduel du système d'équations surdéterminé à résoudre, conjointement avec le nombre d'équations. Pour ce faire, une modélisation des efforts de coupe selon les mêmes lois de coupe pour un même essai est effectuée selon quatre stratégies illustrées à la [FIGURE 4.15](#) :

- une réduction des efforts de coupe à pas constant égal à 1° ;
- une réduction des efforts de coupe à pas constant égal à 5° ;
- une réduction des efforts de coupe à pas constant égale à 10° ;
- une réduction des efforts de coupe selon une liste de positions angulaires préalablement définies $\Psi_{liste,3-4-7-8}$ et détaillées à l'[EQ. 4.11](#) .

$$\Psi_{liste,essais3-4-7-8} = \{-50 ; -55 ; [...] ; -75 ; -80 ; -150 ; -155 ; [...] ; -170 ; -175 ; -230 ; -235 ; [...] ; -260 ; -265 ; -320 ; -325 ; [...] ; -345 ; -350\}^\circ \quad (4.11)$$

Les lois de coupe locales retenues sont formulées à partir du modèle, à 3 composantes en raison de l'inclinaison d'arête, proposé par Armarego et détaillées à l'[EQ. 4.12](#). Dans le cas de la technique de fraisage, le rayon de contact en dépouille pour une fraise cylindrique rayonnée, outil de cette étude, est lié au rayon de l'outil. Ici, ce paramètre est majoritairement constant et égal au rayon d'outil sur la quasi-totalité du profil de l'outil coupant ($a_p \gg r_\epsilon$), observé dans un plan contenant son axe de révolution. De ce fait, ce paramètre n'évoluant pas pendant la coupe, il n'est pas introduit au sein des lois de coupe locales.

$$f_{i,j} = \underset{\text{effet edge}}{k_{e,i}} + \underset{\text{effet cut}}{k_{c,i} h_j} \quad (4.12)$$

avec $i = \{v, h, o\}$ indice de composante et j : indice du segment considéré

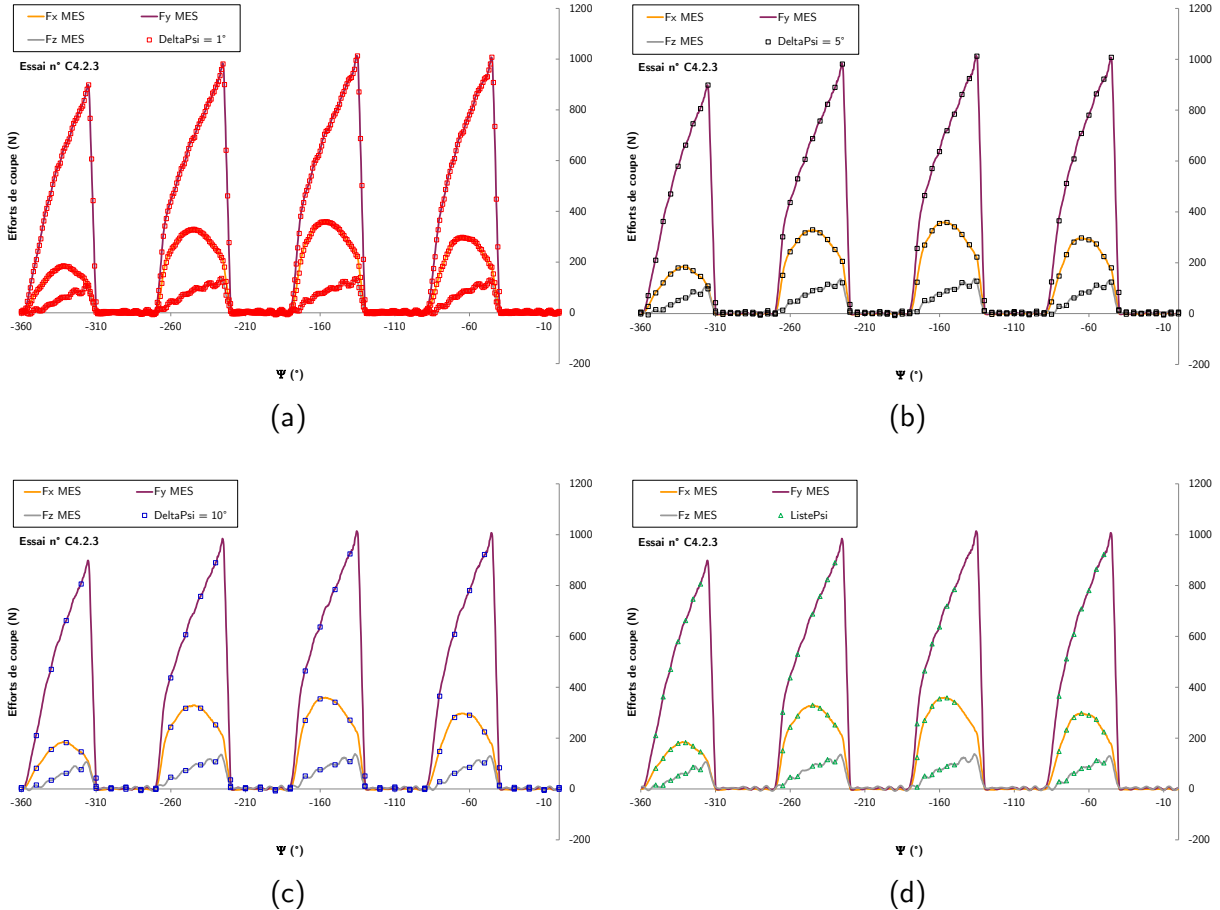


FIGURE 4.15 Comparaison des différentes stratégies de réduction des efforts mesurés, pour l'identification du modèle des efforts de coupe locaux, appliquées dans le cas de l'essai n°C4.2.3, (a) réduction à pas constant $\Delta\Psi = 1^\circ$; (b) réduction à pas constant $\Delta\Psi = 5^\circ$; (c) réduction à pas constant $\Delta\Psi = 10^\circ$; (d) réduction selon liste de positions angulaires préalablement définie ($f_z = 0.2 \text{ mm/tr}$; $a_e = 7 \text{ mm}$; $a_p = 3 \text{ mm}$)

L'essai retenu est l'essai n°C4.2.3 du plan d'expérience présenté à la TABLE 4.3. En effet, le choix de cet essai se justifie par la simplicité des calculs d'épaisseur coupée à effectuer (i.e. le fraisage est réalisé sur les flancs de l'outil coupant où pour une position angulaire donnée, l'épaisseur coupée est constante quel que soit l'altitude considérée) et un niveau d'avance par tour à la dent nettement supérieur aux valeurs de faux-rond relevées, mais aussi par la difficulté induite par la discontinuité de coupe (i.e. pour certaines positions angulaires aucune dent n'est en prise, par conséquent théoriquement il n'existe pas d'efforts de coupe). Les différentes modélisations réalisées en s'appuyant sur les stratégies présentées précédemment sont illustrées à la FIGURE 4.16. Les valeurs des coefficients identifiés pour chacune des stratégies sont proposées à la TABLE 4.4.

Modèle Armarego (EQ. 4.12) réduction à $\Delta\Psi = 1^\circ$				DDL rés. $\{f_v ; f_h ; f_o\} > 3 \times 360$	
$k_{e,v}$ (N/mm)	$k_{c,v}$ (N/mm ²)	$k_{e,h}$ (N/mm)	$k_{c,h}$ (N/mm ²)	$k_{e,o}$ (N/mm)	$k_{c,o}$ (N/mm ²)
-3.36	209.01	-0.20	15.84	-1.41	71.57
Modèle Armarego (EQ. 4.12) réduction à $\Delta\Psi = 5^\circ$				DDL rés. $\{f_v ; f_h ; f_o\} > 3 \times 72$	
$k_{e,v}$ (N/mm)	$k_{c,v}$ (N/mm ²)	$k_{e,h}$ (N/mm)	$k_{c,h}$ (N/mm ²)	$k_{e,o}$ (N/mm)	$k_{c,o}$ (N/mm ²)
-0.42	11.57	-0.36	33.51	-0.46	23.34
Modèle Armarego (EQ. 4.12) réduction à $\Delta\Psi = 10^\circ$				DDL rés. $\{f_v ; f_h ; f_o\} > 3 \times 36$	
$k_{e,v}$ (N/mm)	$k_{c,v}$ (N/mm ²)	$k_{e,h}$ (N/mm)	$k_{c,h}$ (N/mm ²)	$k_{e,o}$ (N/mm)	$k_{c,o}$ (N/mm ²)
-0.09	-1.89	-0.84	43.46	-1.27	57.38
Modèle Armarego (EQ. 4.12) réduction avec liste de Ψ				DDL rés. $\{f_v ; f_h ; f_o\} > 3 \times 28$	
$k_{e,v}$ (N/mm)	$k_{c,v}$ (N/mm ²)	$k_{e,h}$ (N/mm)	$k_{c,h}$ (N/mm ²)	$k_{e,o}$ (N/mm)	$k_{c,o}$ (N/mm ²)
-18.93	2142.20	64.42	995.42	-9.50	360.76

TABLE 4.4 Coefficients des modèles identifiés pour la modélisation (Eq. 4.12) des efforts de coupe de l'essai n°C4.2.3 en fraisage selon différentes stratégies de réduction des efforts de coupe mesurés et modélisés

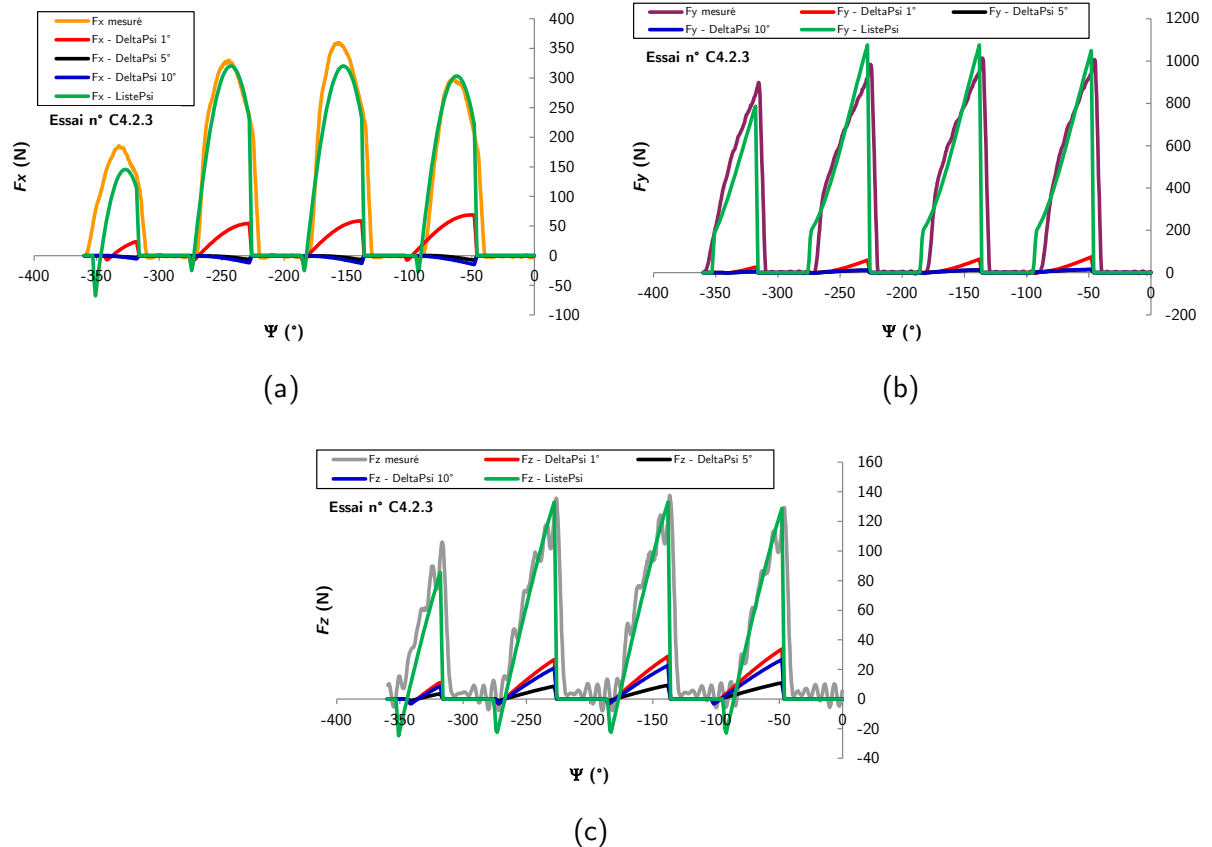


FIGURE 4.16 Comparaison des efforts de coupe modélisés pour l'essai n°C4.2.3 à partir des différentes stratégies de réduction des efforts de coupe mesurés et modélisés (a) pour la composante F_x ; (b) pour la composante F_y ; (c) pour la composante F_z ($f_z = 0.2$ mm/tr; $a_e = 7$ mm; $a_p = 3$ mm)

Au regard des résultats proposés à la FIGURE 4.16, seule la stratégie de réduction des efforts de coupe mesurés selon une liste de positions angulaires préalablement définie semble viable. En effet, avec les autres stratégies le problème réside dans le fait que parmi les positions angulaires retenues certaines correspondent à des positions angulaires où aucune dent n'est en

prise. Dans ce cas, les efforts modélisés sont par conséquent théoriquement nuls, tandis que les efforts mesurés ne le sont pas totalement à cause notamment du bruit de mesure, des phénomènes dynamiques ou du talonnage en bout de fraise sur le plan usiné. Ainsi, l'optimisation de la valeur des coefficients est complètement faussée par cette recherche d'égalités impossibles. Cela se traduit notamment par un changement radical des valeurs des coefficients identifiés entre les stratégies comprenant ce type de positions angulaires singulières (i.e. toutes les stratégies de réductions à pas constants) et la stratégie qui n'en présente pas (i.e. la stratégie de réduction selon une liste de positions angulaires judicieusement choisies). Il est toutefois à noter que l'avantage de la stratégie de réduction selon une liste de positions angulaires judicieusement choisies est moindre dans le cas d'un essai présentant de la continuité de coupe car les points singuliers où aucune arête de coupe n'est en prise dans la matière n'existent plus. Néanmoins, en vue d'uniformiser le processus d'identification des efforts de coupe pour tous les essais, la stratégie de réduction selon une liste de positions angulaires préalablement choisies sera donc la seule utilisée dans la suite de cette étude.

De manière analogue, afin de déterminer les lois de coupe locales les mieux adaptées à la modélisation des efforts de coupe en fraisage, trois formulations vont être comparées pour la modélisation d'un même essai. La première formulation présentée à l'EQ. 4.12, est inspirée des propositions faites par [Armarego et al. 70]. La seconde formulation détaillée à l'EQ. 4.13 s'inspire des avancées proposées par [Kienzle 52] et enrichies d'un terme constant représentatif de l'*effet edge*. Enfin, le troisième modèle correspond à la première formulation étudiée à laquelle vient s'ajouter un terme d'ordre 2 reliant l'épaisseur coupée à l'*effet cut* de manière à former un trinôme, comme illustré à l'EQ. 4.14. Cette dernière proposition de formulation se justifie par l'allure des efforts observée à l'essai n°C4.2.3. De nouveau, à titre indicatif, la comparaison réalisée entre ces trois modèles est présentée dans le cas de l'essai n°C4.2.3 de la TABLE 4.3. Les résultats sont illustrés à la FIGURE 4.17 et les valeurs de coefficients identifiés sont fournies à la TABLE 4.5.

$$f_{i,j} = \underbrace{k_{e,i}}_{\text{effet edge}} + \underbrace{k_{c0,i} h_j^{k_{c1,j}}}_{\text{effet cut}} \quad (4.13)$$

$$f_{i,j} = \underbrace{k_{e,i}}_{\text{effet edge}} + \underbrace{k_{c0,i} h_j + k_{c1,i} h_j^2}_{\text{effet cut}} \quad (4.14)$$

avec $i = \{v, h, o\}$ indice de composante et j : indice du segment considéré

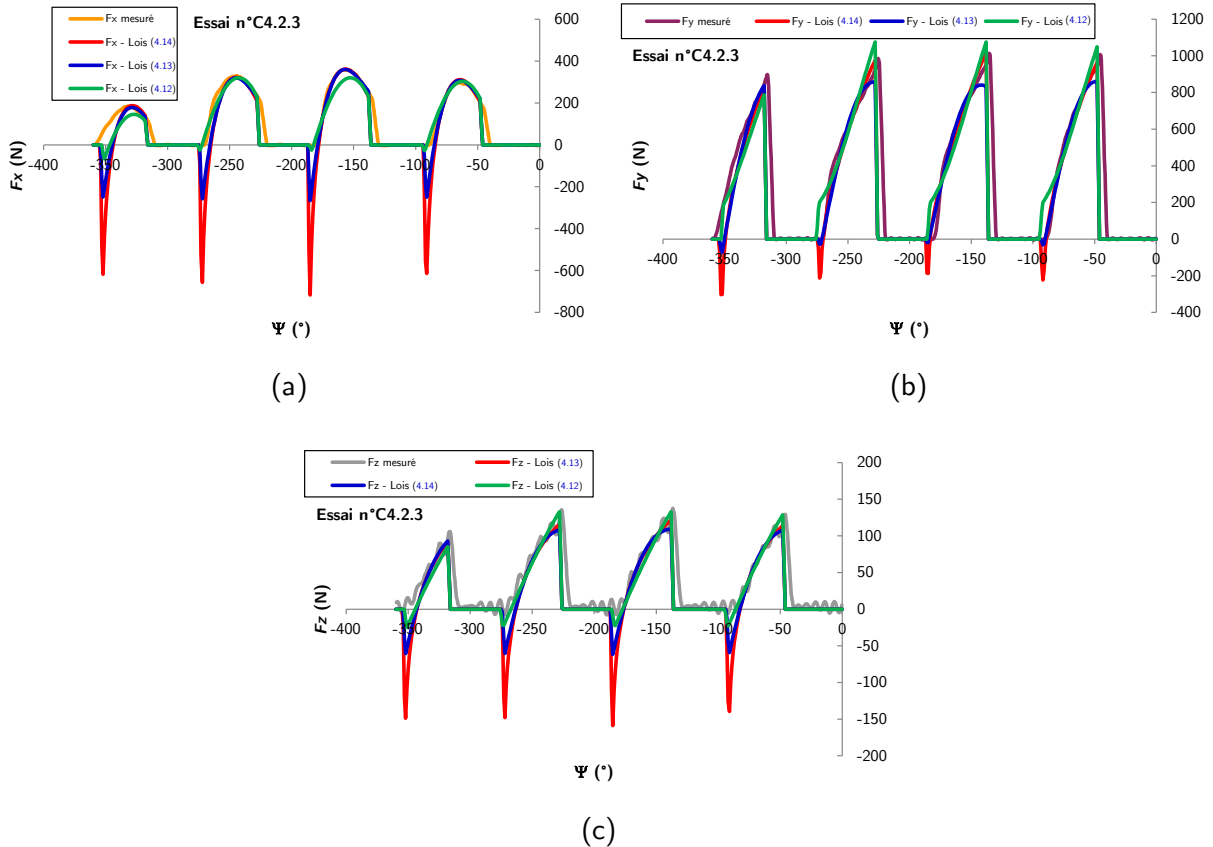


FIGURE 4.17 Comparaison des efforts de coupe modélisés pour l'essai C4.2.3 à partir des différents modèles d'efforts de coupe locaux (a) pour la composante F_x ; (b) pour la composante F_y ; (c) pour la composante F_z ($f_z = 0.2$ mm/tr ; $a_e = 7$ mm ; $a_p = 3$ mm)

Modèle Armarego (EQ. 4.12) réduction avec liste de Ψ						DDL rés. $\{f_v ; f_h ; f_o\} > 3 \times 28$		
$k_{e,v}$ (N/mm)	$k_{c,v}$ (N/mm ²)	$k_{e,h}$ (N/mm)	$k_{c,h}$ (N/mm ²)	$k_{e,o}$ (N/mm)	$k_{c,o}$ (N/mm ²)			
-18.93	2142.20	61.41	995.42	-9.50	360.76			
Modèle Kienzle (EQ. 4.13) réduction avec liste de Ψ						DDL rés. $\{f_v ; f_h ; f_o\} > 3 \times 27$		
$k_{e,v}$	$k_{c0,v}$	$k_{c1,v}$	$k_{e,h}$	$k_{c0,h}$	$k_{c1,h}$	$k_{e,o}$	$k_{c0,o}$	$k_{c1,o}$
(N/mm)	(N/mm ²)	(-)	(N/mm)	(N/mm ²)	(-)	(N/mm)	(N/mm ²)	(-)
-643.30	1371.87	0.21	-1618.71	1960.19	0.04	-209.69	312.39	0.12
Modèle Trinôme (EQ. 4.14) réduction avec liste de Ψ						DDL rés. $\{f_v ; f_h ; f_o\} > 3 \times 27$		
$k_{e,v}$	$k_{c0,v}$	$k_{c1,v}$	$k_{e,h}$	$k_{c0,h}$	$k_{c1,h}$	$k_{e,o}$	$k_{c0,o}$	$k_{c1,o}$
(N/mm)	(N/mm ²)	(-)	(N/mm)	(N/mm ²)	(-)	(N/mm)	(N/mm ²)	(-)
-104.27	4649.48	-1.52×10^4	-24.86	3536.59	1.59×10^4	-23.21	763.96	-2.45×10^3

TABLE 4.5 Coefficients des modèles identifiés pour la modélisation des efforts de coupe de l'essai n°C4.2.3 en fraissage selon différents modèles d'efforts de coupe locaux

Au vu des résultats proposés, dans l'ensemble la prédiction des efforts de coupe pour chaque modèle est plutôt satisfaisante, malgré quelques légers décalages entre les angles d'entrée et sortie en matière et les niveaux d'efforts maximum mesurés et modélisés de chaque dent. Ces légers écarts sont très probablement liés à l'incertitude de mesure du faux-rond pour chaque dent. Toutefois, des écarts significatifs apparaissent lors de la détermination des efforts de coupe pour de faibles épaisseurs coupées (i.e. lorsqu'une dent est en train de sortir de la matière usinée). En effet, dans ce type de cas les prédictions réalisées avec les modèles (EQ. 4.13) et (EQ. 4.14)

proposent des efforts de coupe importants et négatifs. Ceci s'explique par les valeurs négatives et importantes attribuées lors de l'identification des trois coefficients $k_{e,v}$, $k_{e,h}$ et $k_{e,o}$, physiquement représentatifs des phénomènes d'indentation (i.e. les efforts résiduels lorsque l'épaisseur coupée est nulle). En comparaison, cette observation ne s'applique pas, ou du moins dans une proportion négligeable, pour la prédiction des efforts de coupe réalisée avec le modèle d'Armarego (4.12). Par conséquent, au regard de la performance de ce modèle, seule cette forme de lois de coupe locales est utilisée dans le cadre de la modélisation des efforts de coupe en fraisage.

En définitive, d'après les analyses comparatives conduites dans ce paragraphe, la modélisation des efforts de coupe dans ces travaux de recherche est effectuée en s'appuyant sur le modèle d'efforts de coupe locaux présenté à l'EQ. 4.12. De plus, en vue d'identifier les valeurs des coefficients des lois de coupe locales, la stratégie de réduction des efforts de coupe mesurés et modélisés est établie à partir d'une liste de positions angulaires judicieusement choisies afin d'éviter la comparaison des efforts de coupe lorsque aucune dent n'est en prise.

4.2.2 Modélisation des efforts de coupe : identification pour chaque essai

En première approche, le modèle des efforts de coupe est identifié au cas par cas pour chacun des essais. Cette approche a pour objectif d'apporter un avis critique vis-à-vis de la capacité de l'ensemble {lois de coupe + stratégie de réduction} à modéliser des efforts de coupe dans plusieurs configurations et donc d'en déterminer un domaine de validité. Une modélisation au « cas par cas » signifie que les valeurs des coefficients des lois de coupe locales sont identifiées pour chaque essai. Les modélisations réalisées pour les essais n° C4.2.1, C4.2.3, C4.2.5 et C4.2.7, présentés à la TABLE 4.3, sont comparées avec les efforts de coupe mesurés puis analysées dans les lignes qui suivent. L'ensemble des résultats, pour les essais n°C4.2.2, C4.2.4, C4.2.6 et C4.2.8, est proposé en détails à l'Annexe C.

- **Modélisation des efforts de coupe sans continuité de coupe et en fraisage de profil pur (Essais n°C4.2.3 et C4.2.4)**

La modélisation des efforts de coupe pour l'essai n° C4.2.3 est présentée à la FIGURE 4.18, en comparant les niveaux d'efforts prédits avec les efforts mesurés pour chaque composante. Il est à noter que dans le cas de ces deux essais, l'évolution des efforts de coupe au cours d'une rotation complète de l'outil coupant est un phénomène très stable lorsqu'il est observé sur plusieurs tours. Par conséquent, seules les évolutions moyennes de chaque composante en chaque position angulaire sont représentées. Par ailleurs, contrairement au tournage, le calcul d'erreurs relatives de modélisation en fraisage est compliqué. En effet les niveaux d'efforts varient dans des proportions importantes (parfois de manière discontinue) pour chaque composante pendant un tour de fraise ; de ce fait une analyse de la qualité de prédiction par rapport au regard des erreurs relatives perd de son sens. C'est la raison pour laquelle, une analyse des erreurs absolues de modélisations par rapport aux efforts maximums mesurés (cible de l'étude dans l'optique d'anticiper l'usure de l'outil coupant, le comportement vibratoire et/ou les déformations de pièce)

est proposée et présentée à la [FIGURE 4.19](#). Les valeurs des coefficients identifiés sont fournies à la [TABLE 4.6](#).

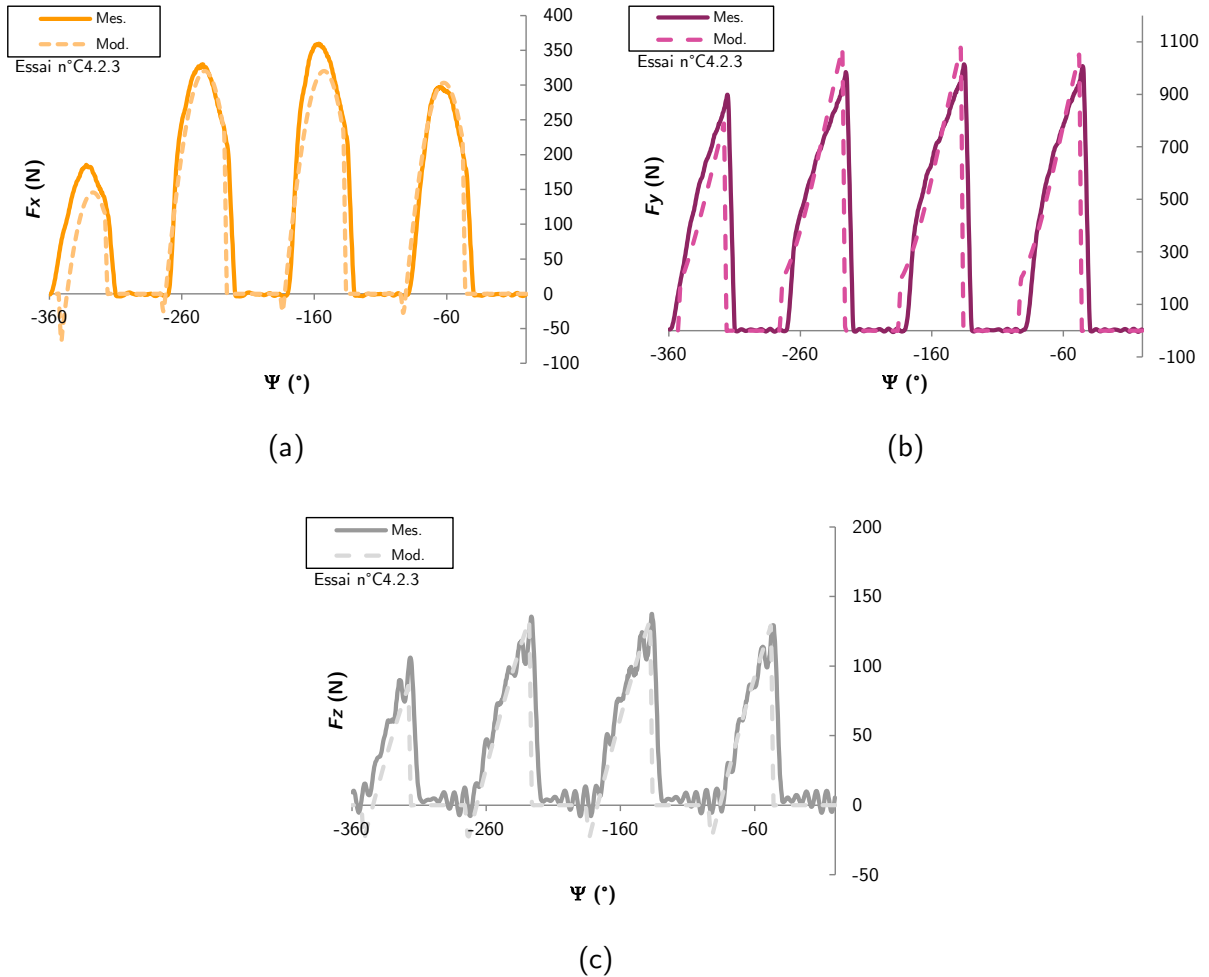


FIGURE 4.18 Comparaison entre efforts de coupe mesurés et modélisés (Eq. 4.12) de l'essai n°C4.2.3
 (a) pour la composante F_x ; (b) pour la composante F_y ; (c) pour la composante F_z
 ($f_z = 0.2$ mm/tr ; $a_e = 7$ mm ; $a_p = 3$ mm)

Les résultats proposés, en complément de ceux présentés pour l'essai n°C4.2.4 dans l'Annexe C, soulignent la capacité de la modélisation des efforts de coupe retenue dans ces travaux à estimer convenablement l'évolution des efforts de coupe en fraisage sans continuité de coupe et en fraisage de profil pur. Cette qualité de prédiction est notamment soulignée à la [FIGURE 4.19](#), qui montre que quelle que soit la composante d'effort regardé, pour au minimum 73 % des positions angulaires où les efforts de coupe globaux mesurés et modélisés sont comparés, l'erreur absolue entre les deux est inférieure à 10 % de l'effort mesuré maximal en valeur absolue. Quantitativement cela correspond approximativement à des erreurs absolues inférieures à 36 N, 101 N et 14 N, respectivement pour les composantes F_x , F_y et F_z . Les erreurs absolues les plus importantes se situent principalement dans les zones d'entrée en matière de chaque dent, où l'évolution des efforts de coupe est très rapide et discontinue, et dans une moindre mesure dans les zones de sortie en matière de chaque dent. En effet, de légers décalages angulaires subsistent entre les efforts de coupe mesurés et modélisés, ce qui explique ces écarts parfois importants.

Valeurs des coefficients	
$k_{e,v}$	$k_{c,v}$
(N/mm)	(N/mm ²)
-18.93	2142.20
$k_{e,h}$	$k_{c,h}$
(N/mm)	(N/mm ²)
61.41	995.42
$k_{e,o}$	$k_{c,o}$
(N/mm)	(N/mm ²)
-9.50	360.76

TABLE 4.6 Coefficients du modèle identifié (EQ. 4.12) pour l'essai n°C4.2.3

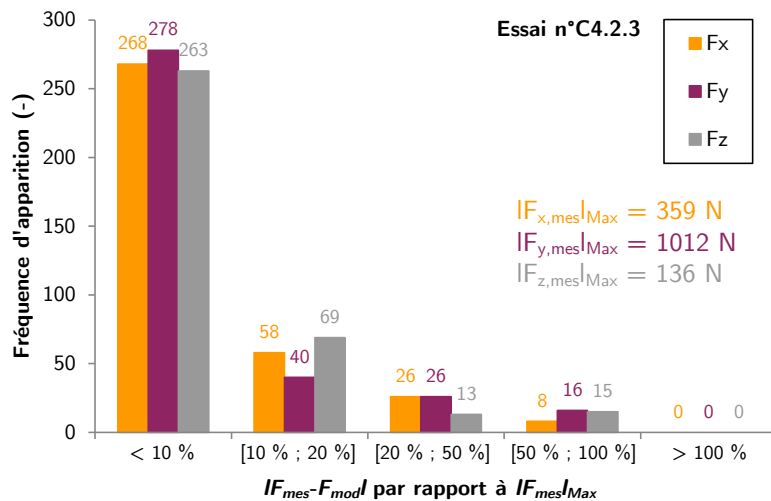


FIGURE 4.19 Distribution des erreurs absolues de modélisation en valeurs absolues obtenues à l'essai n°C4.2.3 pour chaque composante de l'effort de coupe

Il est toutefois à souligner que la modélisation proposée pour l'essai n°C4.2.3 est de meilleure qualité que celle réalisée pour l'essai n°C4.2.4. Cette différence provient du fait que l'incertitude de mesure du faux-rond (FIGURE 4.14) possède un effet plus important dans le cas de l'essai n°C4.2.4, qui présente un niveau d'avance par tour à la dent plus faible que pour l'essai n°C4.2.3. Par conséquent, les essais possédant un niveau d'avance par tour à la dent de 0.2 mm/tr/dt sont privilégiés dans la suite de cette étude pour analyser la qualité de la prédiction des efforts de coupe puisqu'ils présentent un rapport entre l'épaisseur coupée maximale, le faux-rond de chaque dent et l'incertitude de mesure moins défavorable. De plus, des écarts relativement faibles (de l'ordre de quelques degrés et quelques dizaines de newtons) dans la comparaison entre les niveaux d'efforts maximums et les angles d'entrée et sortie en matière pour chaque dent peuvent également être liés à cette incertitude de mesure.

- **Modélisation des efforts de coupe avec continuité de coupe et en fraisage de profil pur (Essais n°C4.2.1 et C4.2.2)**

À l'instar des essais n°C4.2.3 et C4.2.4, les essais n°C4.2.1 et C4.2.2 sont conduits en configuration de fraisage de profil pur. Toutefois les essais n°C4.2.1 et C4.2.2 se démarquent puisqu'ils proposent de la continuité de coupe, c'est-à-dire que tout au long d'une rotation de l'outil coupant il y a toujours au moins une dent en prise dans la matière, induite par une profondeur de passe radiale ($a_e = 35$ mm) supérieure au rayon de la fraise. De manière analogue au paragraphe précédent, pour l'essai n°C4.2.1, les niveaux d'efforts prédits sont comparés avec les niveaux d'efforts mesurés. Il est remarqué, dans le cas de ces essais, que l'évolution des efforts de coupe mesurés pendant un tour complet de la fraise est un phénomène qui peut présenter quelques dispersions. Par conséquent, à la FIGURE 4.20, les évolutions des efforts de coupe moyens, minimums et maximums en chaque position angulaire, sur une rotation de l'outil, sont

représentées. De nouveau, une analyse des erreurs absolues de modélisation est proposée à la FIGURE 4.21 et les valeurs des coefficients identifiés sont fournies à la TABLE 4.7. Enfin, ces mêmes éléments concernant l'essai n°C4.2.2 sont présentés à l'Annexe C.

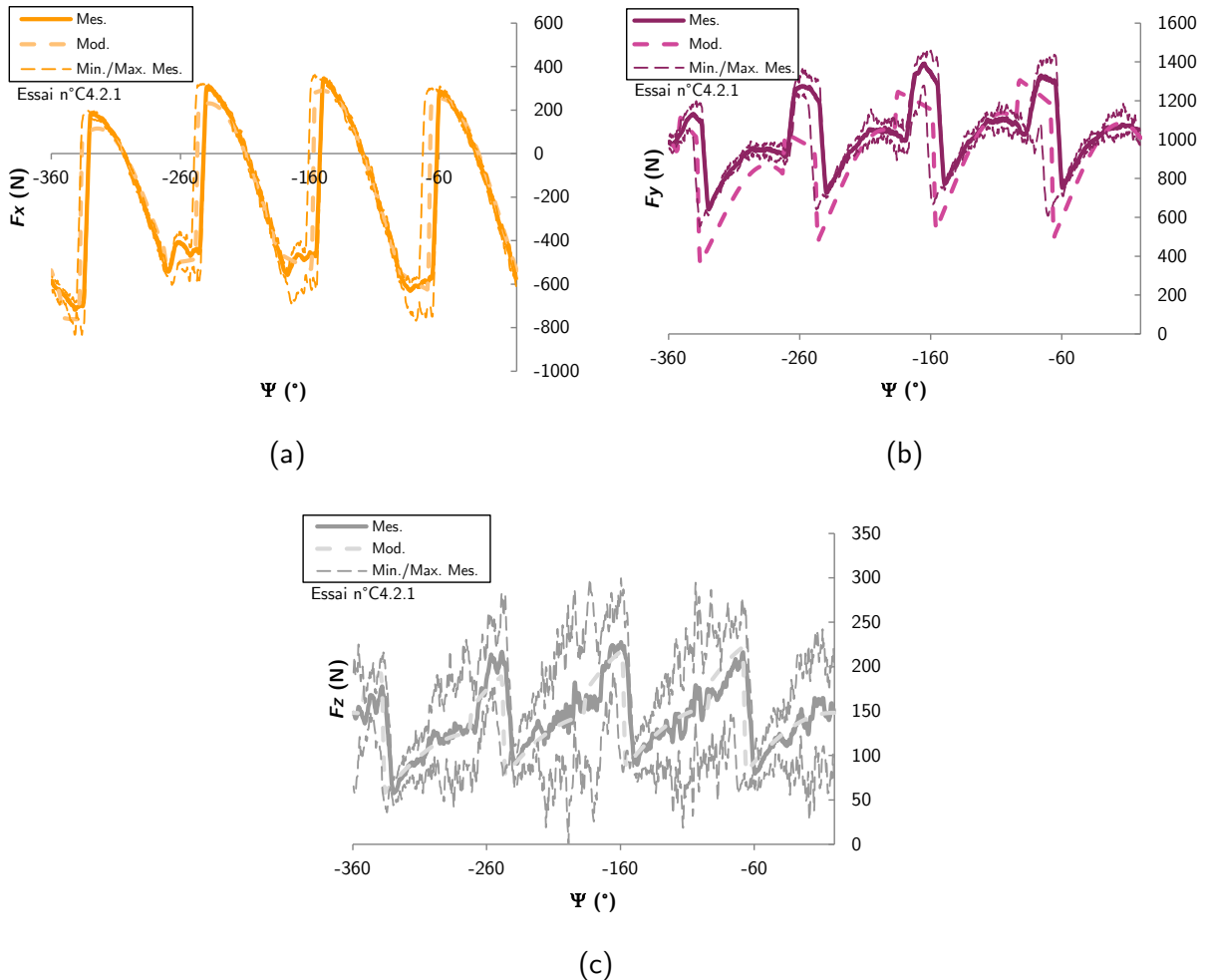


FIGURE 4.20 Comparaison entre efforts de coupe mesurés et modélisés (Eq. 4.12) de l'essai n°C4.2.1
 (a) pour la composante F_x ; (b) pour la composante F_y ; (c) pour la composante F_z
 ($f_z = 0.2$ mm/tr ; $a_e = 35$ mm ; $a_p = 3$ mm)

La première observation souligne la qualité de la prédiction des efforts de coupe pour les composantes F_x et F_z . En effet, d'après la comparaison des évolutions d'efforts de coupe, mesurés et modélisés, illustrée à la FIGURE 4.20, les efforts modélisés sont très proches des efforts mesurés. À ce titre, il est à souligner que les efforts mesurés sont quasi-systématiquement inclus dans l'enveloppe définie par le maximum et le minimum en chaque position angulaire des efforts de coupe mesurés tout au long d'un tour de fraise. De plus, selon l'analyse des erreurs absolues, conduite à la FIGURE 4.21, respectivement 87 % et 96 % des positions angulaires, où les efforts de coupe mesurés et modélisés sont comparés, présentent une erreur absolue de modélisation inférieure à 10 % de l'effort global maximal mesuré. Quantitativement, cela correspond à une erreur absolue d'environ 72 N pour la composante F_x et 22 N pour la composante F_z . Des résultats identiques sont observés pour l'essai n°C4.2.2 dans l'Annexe C.

Valeurs des coefficients	
$k_{e,v}$	$k_{c,v}$
(N/mm)	(N/mm ²)
-19.87	1718.87
$k_{e,h}$	$k_{c,h}$
(N/mm)	(N/mm ²)
72.28	483.79
$k_{e,o}$	$k_{c,o}$
(N/mm)	(N/mm ²)
8.93	193.49

TABLE 4.7 Coefficients des modèles identifiés (Eq. 4.12) pour l'essai n°C4.2.1

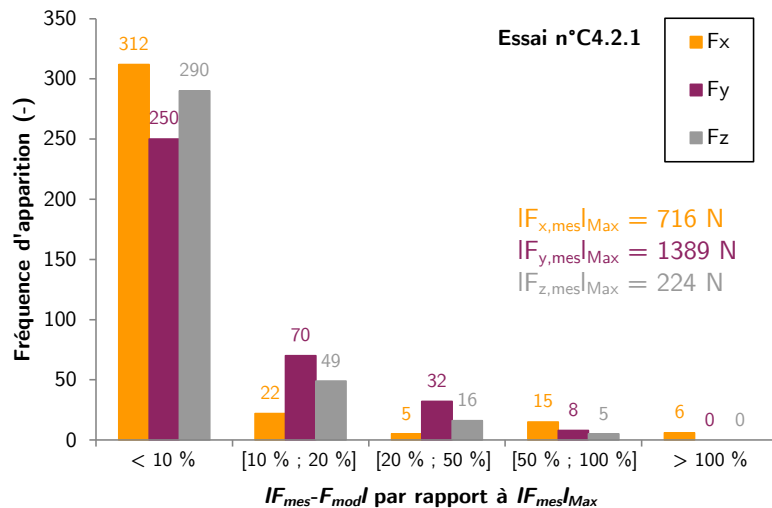


FIGURE 4.21 Distribution des erreurs absolues de modélisation en valeurs absolues obtenues à l'essai n°C4.2.1 pour chaque composante de l'effort de coupe

Néanmoins, la seconde observation met en évidence que la qualité de la prédiction de la composante F_y est moindre par rapport aux deux autres composantes. En effet, globalement le niveau d'effort de cette composante a tendance à être sous-estimé par la modélisation comme l'indiquent les écarts significatifs observables à la FIGURE 4.20. Pour environ 40 % des positions angulaires où les efforts de coupe globaux modélisés et mesurés sont comparés, les erreurs absolues de modélisation sont inférieures à 10 % de l'effort maximal mesuré soit 139 N. Toutefois, 29 % de ces mêmes positions angulaires présentent des erreurs absolues de modélisation supérieures à 20 % de l'effort maximal mesuré soit 278 N. Parmi ces positions où la modélisation des efforts de coupe semble moins fine, plusieurs sont la conséquence d'écarts de positionnement angulaire entre les angles d'entrée et sortie en matière mesurés et modélisés. Ces écarts sont localisés principalement pendant la transition entre une configuration de fraisage avec deux dents en prise vers une configuration de fraisage ne comprenant qu'une seule dent, entre la première et la seconde dent, ainsi qu'entre la seconde et la troisième dent. Ces écarts semblent donc être associés uniquement à la seconde dent, puisqu'ils n'apparaissent que lorsque celle-ci est en prise. Contrairement aux essais présentés au paragraphe précédent, ces écarts ne semblent pas pouvoir être imputés à la variabilité de la mesure du faux-rond de l'outil coupant puisqu'ils ne sont observables que pour la composante F_y . Pour cette même raison, ils ne désignent pas non plus une erreur dans le calcul de l'évolution des épaisseurs coupées réalisé dans l'algorithme de simulation. De plus, identifier la cause de ces dispersions n'est pas une tâche évidente puisque des phénomènes contradictoires sont observables : une sous-estimation des efforts de coupe, comme c'est le cas ici, peut éventuellement traduire l'apparition d'une arête rapportée expérimentalement. Toutefois cette arête rapportée conduirait à garder la dent en prise sur une plage angulaire plus importante, ce qui n'est pas le cas ici puisque la modélisation propose des angles de sorties en matière plus importants que ceux mesurés expérimentalement. Ce sont les raisons pour lesquelles

ces écarts semblent être liés à un phénomène non maîtrisé pendant la coupe avec la seconde dent de l'outil coupant.

- **Modélisation des efforts de coupe sans continuité de coupe et en fraisage épaulé (Essais n°C4.2.7 et C4.2.8)**

Afin d'évaluer la qualité de la prédiction des efforts de coupe pour une géométrie d'outil plus complexe, les essais n°C4.2.7 et C4.2.8 sont réalisés en fraisage épaulé et sans continuité de coupe. Dans le cas de ces essais, l'usinage se fait donc également dans le rayon de bec de chaque dent où l'épaisseur coupée présente une évolution plus complexe, comme illustré à la [FIGURE 4.5](#). Ces essais sont réalisés pour une même valeur de profondeur de passe, $a_p = 3$ mm, par rapport aux essais précédents afin de pouvoir déterminer l'effet du rayon de bec sur la modélisation des efforts de coupe. Conformément aux essais précédents, les niveaux d'efforts prédits sont comparés aux niveaux d'efforts moyens mesurés en chaque position angulaire à la [FIGURE 4.23](#) (les niveaux d'efforts maximums et minimums n'étant pas très éloignés des niveaux d'efforts moyens, ils ne sont pas représentés), les valeurs des coefficients identifiés sont fournies à la [TABLE 4.8](#) et une analyse des erreurs absolues de modélisation est proposée à la [FIGURE 4.24](#).

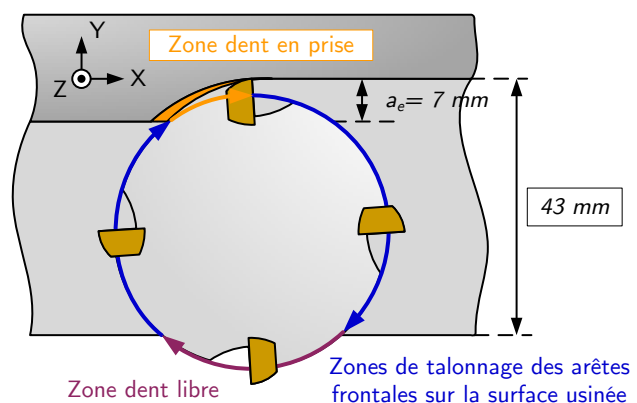
Au regard des résultats présentés, les premières observations soulignent la capacité de la modélisation à prédire convenablement les efforts de coupe sur les composantes F_x et F_y dans la majeure partie des cas. En effet, pour un peu plus de 60 % des positions angulaires où les efforts de coupes mesurés et modélisés sont comparés, les erreurs absolues de modélisation pour ces deux composantes sont inférieures à 10 % de l'effort maximal mesuré. Cela correspond respectivement à des erreurs absolues inférieures à 40 N et 119 N pour les composantes F_x et F_y . Toutefois, plusieurs écarts importants sont également à noter, principalement concernant les niveaux d'efforts observés pour la quatrième dent. Les niveaux d'efforts proposés pour cette dernière dent par la modélisation sont très faibles en comparaison avec la dent précédente. Ce point est conforme aux valeurs de faux rond fournies en entrée de l'algorithme de simulation des efforts de coupe ($\Delta D_1 D_3 - \Delta D_1 D_4 = 48 \mu\text{m}$, soit 24 % de l'avance par tour à la dent). Toutefois, au vu des efforts mesurés, il semble que cet écart ne soit plus aussi important pendant la coupe. Il est raisonnable de penser qu'un phénomène non maîtrisé apparaît pendant le passage de la quatrième dent, modifiant la valeur mesurée initiale du faux rond. Une piste à envisager pour expliquer ce phénomène est que le faux-rond observé sur la quatrième dent, place celle-ci dans des conditions d'usinage à la limite du domaine couple outil-matière ($h_{max} = 0.1$ mm sur les arêtes latérales, encore plus faible dans le rayon de bec). Dans de telles conditions, il est difficile de garantir que l'usinage se réalise dans des conditions répétables et propices à la bonne formation du copeau.

De plus, des différences non-négligeables sont visibles en comparant les niveaux d'efforts des composantes F_x et F_y lorsqu'une dent se situe en sortie de matière (i.e. pour de faibles épaisseurs coupées) : les efforts mesurés sont quasi-nuls tandis que les efforts modélisés sont très largement négatifs. Ceci est le résultat des valeurs des coefficients identifiés $k_{e,v}$, $k_{e,h}$ et $k_{e,o}$ qui sont toutes négatives. Enfin, des écarts de l'ordre de quelques degrés sont observés lors de la

comparaison des angles d'entrée et sortie en matière observés expérimentalement et proposés par la modélisation. Ces écarts peuvent s'expliquer en partie par l'incertitude liée à la mesure du faux-rond de l'outil coupant et par les phénomènes d'indentation (i.e. talonnage en bout de la fraise) induits par les conditions expérimentales de ces deux essais, comme détaillé au paragraphe suivant et à la [FIGURE 4.22](#).

La dernière observation met en évidence l'incapacité de la modélisation à prédire les niveaux d'efforts obtenus pour la composante F_z . Ces écarts s'expliquent par les conditions d'usinage dans lesquelles cet essai est conduit. En effet, comme illustré à la [FIGURE 4.22](#), dans cette configuration lorsque les dents ne sont pas en prises, les arêtes frontales frottent sur la surface usinée lors des tours précédents. Ce phénomène est d'ailleurs observable sur l'évolution des efforts mesurés à la [FIGURE 4.23](#), puisque les passages des deuxièmes et troisièmes dents ne sont plus parfaitement discernables, alors que les essais n°C4.2.7 et C4.2.8 sont réalisés sans continuité de coupe. Ces phénomènes de frottement et d'indentation entre les arêtes frontales des dents libres et la surface préalablement générée induisent des petits efforts suffisants pour fausser la prédiction proposée par la modélisation, qui elle n'en tient pas compte dès lors qu'aucune dent n'est en prise. Ces explications justifient également que l'identification des valeurs des coefficients $k_{e,v}$, $k_{e,h}$ et $k_{e,o}$ soit influencée et proposent donc une prédiction des efforts de coupe peu satisfaisante pour les faibles épaisseurs coupées.

FIGURE 4.22 Configuration d'usinage pour les essais n°C4.2.7 et C4.2.8 avec illustration des phénomènes d'indentation entre les dents de l'outil et la surface usinée



En définitive, dans ce type de configuration d'essai, la modélisation retenue dans ces travaux est moins efficace pour modéliser des efforts de coupe en comparaison avec les configurations précédentes. La prise en compte du rayon de bec peut s'avérer être une source d'erreur, néanmoins au vu des problèmes liés aux conditions d'essais, certains phénomènes non pris en compte dans la modélisation peuvent également altérer la comparaison entre les efforts de coupe modélisés et mesurés. Il n'est donc pas possible de fournir un avis définitif sur la capacité de la modélisation à estimer précisément des efforts de coupe dans cette configuration. Toutefois, il est à noter que malgré ces travers expérimentaux présents uniquement pour ces deux essais, la modélisation proposée reste une bonne approximation pour estimer les niveaux d'efforts atteints pour les composantes F_x et F_y durant la majeure partie de la coupe, principalement pour des niveaux d'épaisseur coupée importants.

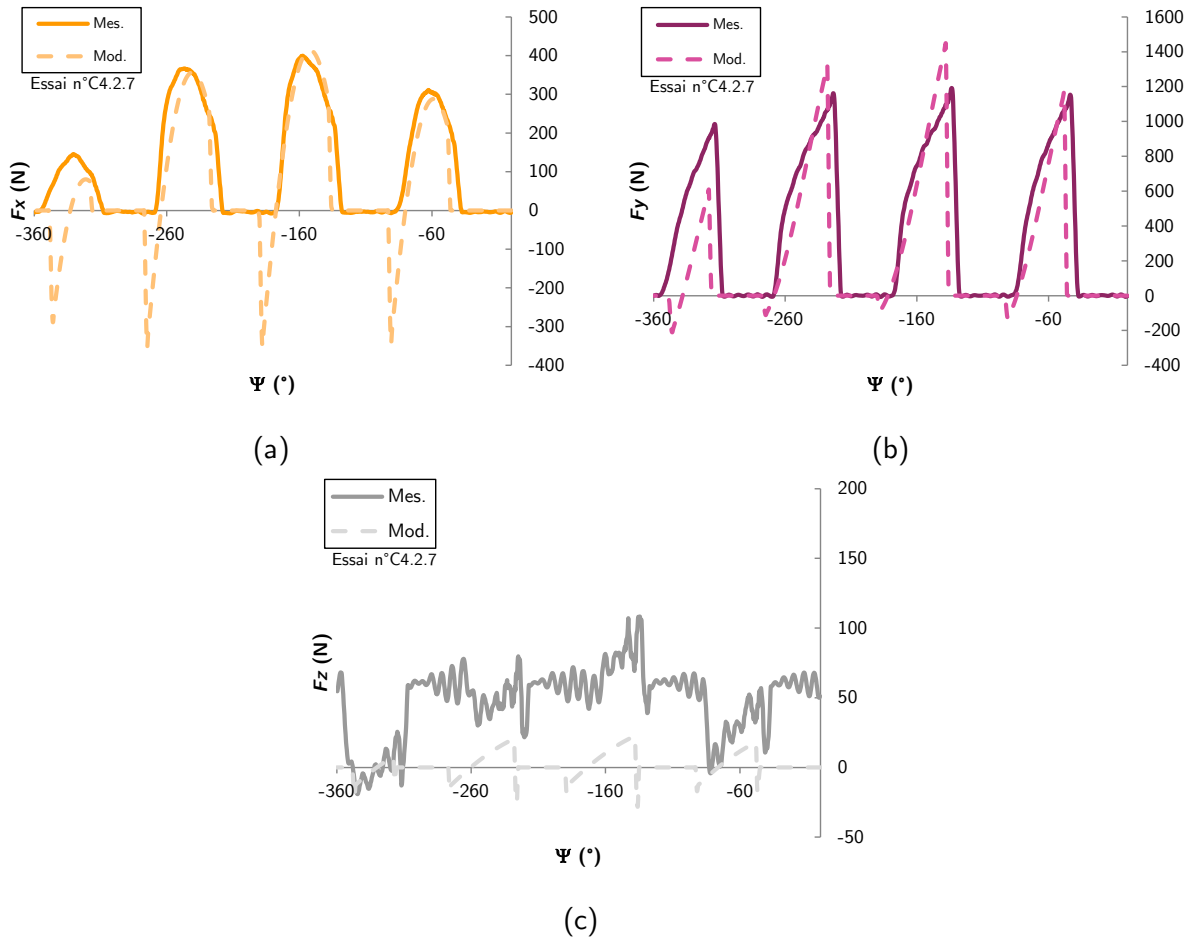


FIGURE 4.23 Comparaison entre efforts de coupe mesurés et modélisés (Eq. 4.12) de l'essai n°C4.2.7
 (a) pour la composante F_x ; (b) pour la composante F_y ; (c) pour la composante F_z
 ($f_z = 0.2 \text{ mm/tr}$; $a_e = 7 \text{ mm}$; $a_p = 3 \text{ mm}$; $r_e = 0.6 \text{ mm}$)

Valeurs des coefficients	
$k_{e,v}$	$k_{c,v}$
(N/mm)	(N/mm ²)
-125.48	3291.21
$k_{e,h}$	$k_{c,h}$
(N/mm)	(N/mm ²)
-53.90	2181.68
$k_{e,o}$	$k_{c,o}$
(N/mm)	(N/mm ²)
-10.81	242.80

TABLE 4.8 Coefficients des modèles identifiés (Eq. 4.12) pour l'essai n°C4.2.7

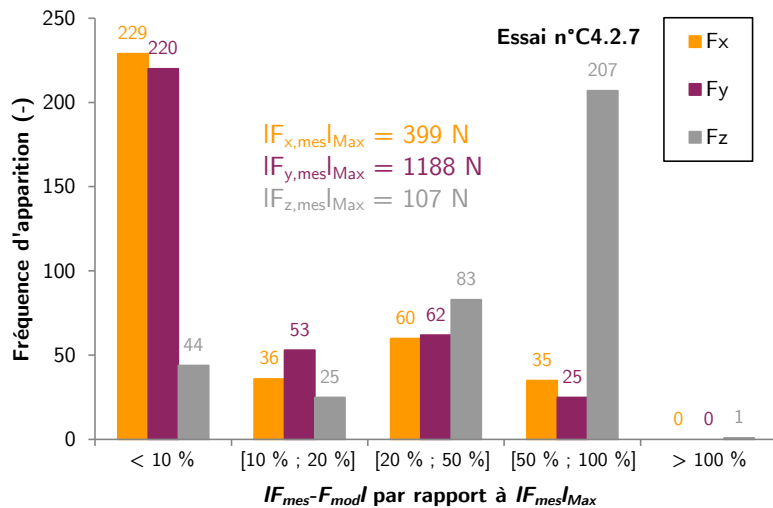


FIGURE 4.24 Distribution des erreurs absolues de modélisation en valeurs absolues obtenues à l'essai n° C4.2.7 pour chaque composante de l'effort de coupe

- **Modélisation des efforts de coupe avec continuité de coupe et en fraisage épaulé (Essais n°C4.2.5 et C4.2.6)**

Les derniers cas de mise en application de la modélisation des efforts de coupe retenue dans cette étude sont les essais n°C4.2.5 et C4.2.6 réalisés en fraisage épaulé et avec continuité de coupe. Ils se différencient des essais n° C4.2.7 et C4.2.8 par ce dernier aspect. La représentation des évolutions des efforts de coupe moyens, maximum et minimum mesurés en chaque position angulaire, ainsi que des efforts de coupe modélisés est présentée à la [FIGURE 4.25](#). Les valeurs des coefficients identifiés sont fournies à la [TABLE 4.9](#). Une analyse concernant les erreurs absolues de modélisation est proposée à la [FIGURE 4.26](#).

La première observation met en lumière la capacité de la modélisation à proposer des angles d'entrée et sortie en matière en adéquation avec ces mêmes angles mesurés, et ce malgré une variation importante du faux-rond d'outil avant et après l'essai. La seconde observation met en lumière la capacité de la modélisation à proposer une estimation satisfaisante de la composante F_x . Un peu moins de 84 % des positions angulaires où les efforts modélisés et mesurés sont comparés proposent des erreurs absolues de modélisation inférieures à 20 % de l'effort maximal mesuré pour cette composante, soit 190 N. La majeure partie des erreurs absolues de modélisation supérieures à ce critère semblent se situer pendant la coupe avec la quatrième dent (et donc aussi aux interfaces avec la coupe des troisièmes et premières dents), ce qui est en cohérence avec l'évolution du faux-rond d'outil significative observée avant et après l'essai ($\Delta D_1 D_3 - \Delta D_1 D_4$ varie de 54 % entre avant l'essai et après l'essai).

La seconde observation souligne les difficultés à modéliser les autres composantes, F_y et principalement F_z . Quantitativement, au moins 36 % des positions angulaires où les efforts de coupe mesurés et modélisés sont comparés présentent des erreurs absolues de modélisations comprises entre 20 % et 50 % de l'effort maximal mesuré pour chacune de ces composantes, soit respectivement entre 324 N et 810 N pour la composante F_y et entre 22 N et 55 N pour la composante F_z . Pour cette dernière, les erreurs de modélisations semblent notamment liées à la répétabilité de la coupe. En effet, comme illustré à la [FIGURE 4.25](#), les évolutions des efforts de coupe moyens, maximums et minimums mesurées en chaque position angulaire pour cette composante sont très nettement différentes. En certaines positions angulaires, les valeurs peak-to-peak (i.e. valeur maximale moins valeur minimale) peuvent parfois atteindre jusqu'à 150 N, soit 150 % de l'effort de coupe moyen mesuré. Pour la composante F_y , des écarts non-négligeables entre les niveaux d'efforts mesurés et modélisés sont observés pour chaque dent et principalement lorsque la quatrième dent est en prise. Là encore, concernant ce dernier aspect, les écarts importants peuvent s'expliquer par une variation significative du faux-rond de l'outil pendant l'essai (variation non-expliquée de $\Delta D_1 D_3 - \Delta D_1 D_4$ pendant l'essai).

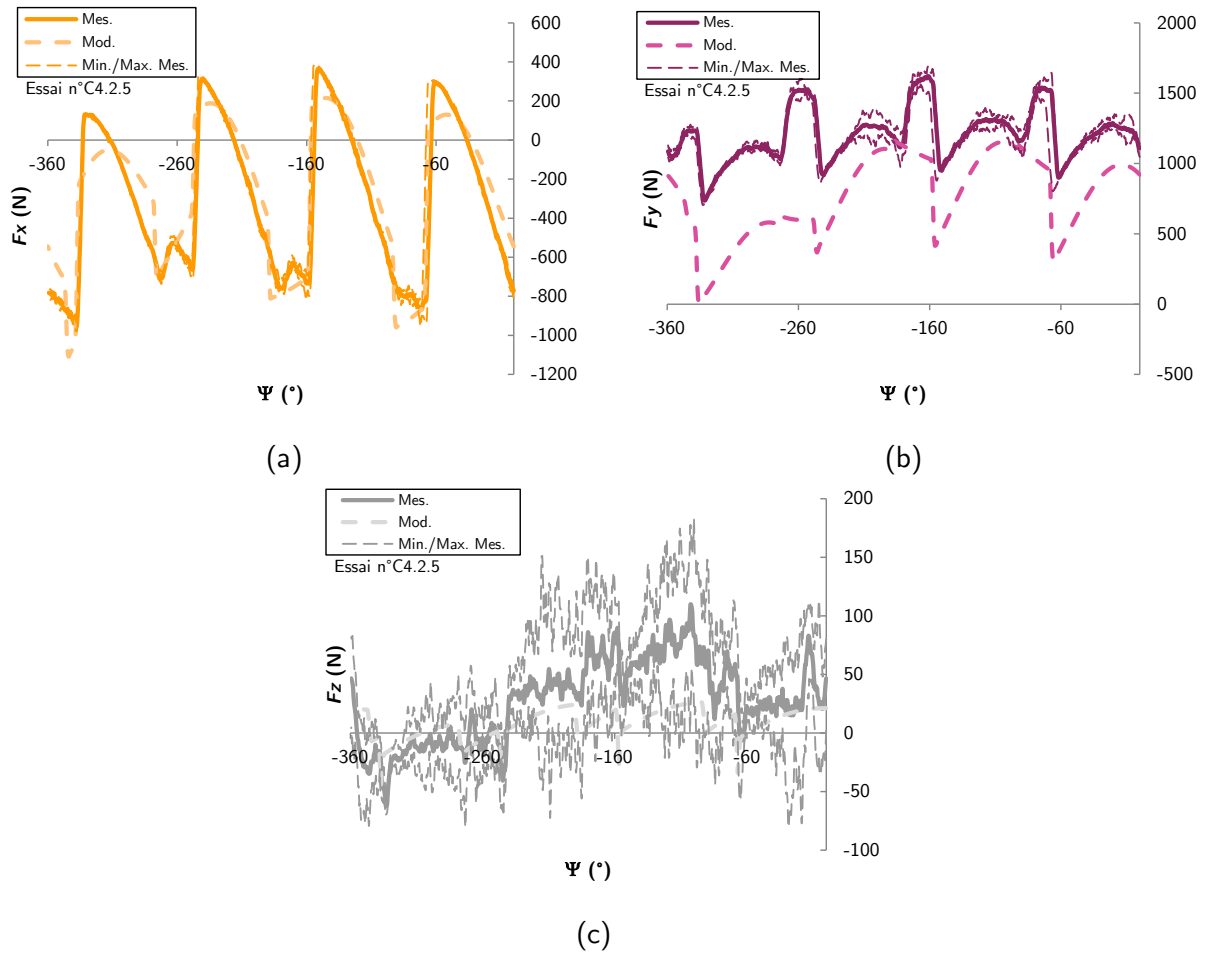


FIGURE 4.25 Comparaison entre efforts de coupe mesurés et modélisés (EQ. 4.12) de l'essai n°C4.2.5
 (a) pour la composante F_x ; (b) pour la composante F_y ; (c) pour la composante F_z
 ($f_z = 0.2$ mm/tr ; $a_e = 35$ mm ; $a_p = 3$ mm ; $r_e = 0.6$ mm)

Valeurs des coefficients	
$k_{e,v}$	$k_{c,v}$
(N/mm)	(N/mm ²)
-136.36	2257.63
$k_{e,h}$	$k_{c,h}$
(N/mm)	(N/mm ²)
8.75	865.84
$k_{e,o}$	$k_{c,o}$
(N/mm)	(N/mm ²)
-8.72	151.37

TABLE 4.9 Coefficients des modèles identifiés (EQ. 4.12) pour l'essai n°C4.2.5

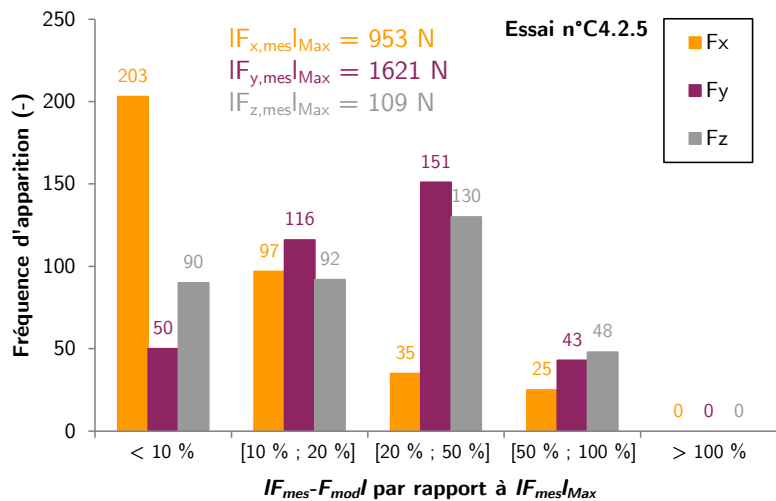


FIGURE 4.26 Distribution des erreurs absolues de modélisation en valeurs absolues obtenues à l'essai n°C4.2.5 pour chaque composante de l'effort de coupe

En définitive, au regard des essais analysés, il est à noter que la modélisation retenue ne semble pouvoir être applicable aux faibles valeurs d'avance par tour à la dent, du fait de l'important faux-rond mesuré sur la fraise (qui peut atteindre jusqu'à 47 μm) et des conditions d'usinage majoritairement situées en dehors du domaine couple outil-matière pour de faibles engagements radiaux. Ainsi, parmi le plan d'essais présenté à la [TABLE 4.3](#), seuls les essais proposant une valeur d'avance par tour à la dent supérieure à 0.2 mm/tr/dent sont conservés. Dans ces cas, il est remarqué que la modélisation retenue possède la capacité à estimer raisonnablement les niveaux d'efforts de coupe au cas par cas dans plusieurs configurations d'essai couvrant une large plage d'applications. Ces estimations présentent néanmoins quelques écarts par rapport aux évolutions d'efforts mesurées, notamment en raison de l'incertitude de mesure du faux-rond de l'outil et parfois à cause de l'apparition de phénomènes non inclus dans la modélisation (arête rapportée, contact entre les arêtes frontales, latérales et la surface usinée, etc.) car difficilement maîtrisables et prédictibles pendant la coupe.

4.2.3 Modélisation des efforts de coupe : identification sur l'ensemble des essais

Dans la poursuite des avancées développées au paragraphe 4.2.2 concernant la modélisation des efforts de coupe en fraisage avec une identification au « cas par cas », le paragraphe 4.2.3 vise à généraliser la modélisation des efforts de coupe en fraisage, au sens où l'objectif est de déterminer un jeu de coefficients applicable quelle que soit la configuration d'essai étudiée, obtenu grâce à une unique identification du modèle sur l'ensemble des essais.

Pour ce faire, dans un premier temps, conformément aux recommandations formulées au paragraphe 4.2.2, seuls les essais n°C4.2.1, C4.2.3, C4.2.5 et C4.2.7, proposant les niveaux d'avance par tour à la dent les plus importants, sont retenus dans la suite de ces travaux. Dans un second temps, selon les principes détaillés à la [FIGURE 4.6](#), les efforts de coupe mesurés puis modélisés à coefficients inconnus sont déterminés pour chaque essai. Ensuite, l'identification inverse des valeurs des coefficients est réalisée en vue de minimiser une fonction coût (i.e. somme du carré des erreurs relatives) construite à partir de l'ensemble des essais. Les valeurs des coefficients identifiés sont proposées à la [TABLE 4.10](#). Les efforts de coupe étant modélisés dans plusieurs configurations d'essais à partir de coefficients connus, il est alors possible de développer une analyse comparative avec les efforts de coupe mesurés dans chacune de ces configurations, comme proposé à l'Annexe C. Pour identifier l'effet d'une identification unique du modèle des efforts de coupe sur l'ensemble des essais en comparaison avec l'identification du modèle des efforts de coupe effectuée au « cas par cas » précédemment, une comparaison des erreurs absolues de modélisation en valeur absolue est proposée à la [FIGURE 4.27](#) pour chaque essai.

Valeurs des coefficients	
$k_{e,v}$ (N/mm)	$k_{c,v}$ (N/mm ²)
-67.61	2271.99
$k_{e,h}$ (N/mm)	$k_{c,h}$ (N/mm ²)
29.53	960.66
$k_{e,o}$ (N/mm)	$k_{c,o}$ (N/mm ²)
2.69	73.90

TABLE 4.10 Coefficients des modèles identifiés (Eq. 4.12) pour la modélisation commune des essais n°C4.2.1, C4.2.3, C4.2.5 et C4.2.7

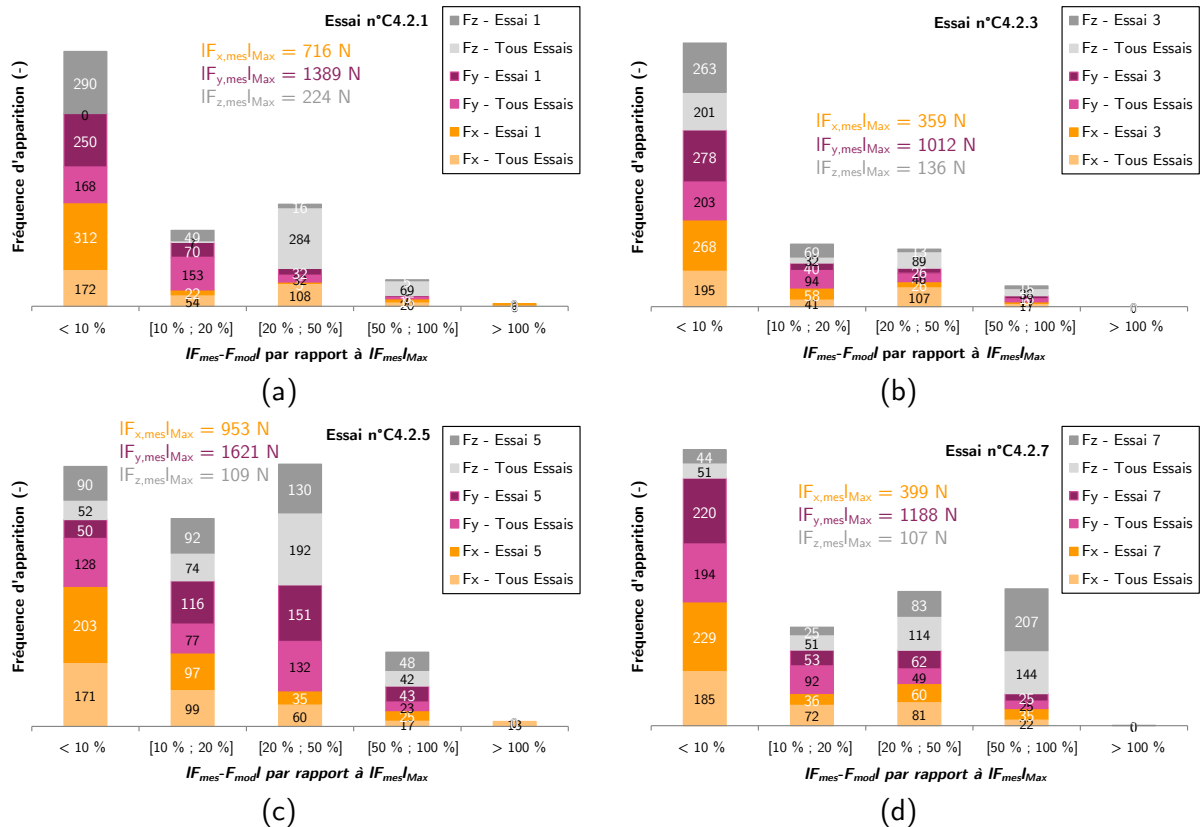


FIGURE 4.27 Comparaisons des distributions des erreurs absolues de modélisation en valeurs absolues obtenues pour chaque composante de l'effort de coupe à (a) l'essai n°C4.2.1; (b) l'essai n° C4.2.3; (c) l'essai n° C4.2.5; (d) l'essai n°C4.2.7

Au regard des résultats proposés à la FIGURE 4.27 et l'Annexe C, il est à noter que pour l'ensemble des essais, la modélisation des efforts de coupe en fraisage réalisée avec un jeu de coefficients unique présente des résultats presque identiques aux modélisations réalisées avec un jeu de coefficients identifié pour chaque essai. Plus précisément, avec la modélisation des efforts de coupe avec un jeu de coefficients unique :

- pour l'essai n°C4.2.1, les composantes F_x et F_y ne présentent pas de variations très significatives, tandis que la composante F_z est quant à elle moins bien modélisée ;
- pour l'essai n°C4.2.3, les composantes F_z et F_x (cette dernière seulement pour les faibles épaisseurs coupées) sont légèrement moins bien modélisées, contrairement à la composante F_y qui présente de légères améliorations ;

- pour l'essai n°C4.2.5, la modélisation de la composante F_x semble équivalente, la modélisation de la composante F_y est améliorée contrairement à la composante F_z . Toutefois la modélisation générale de cet essai reste médiocre, comme c'est le cas pour la modélisation au « cas par cas » ;
- pour l'essai n°C4.2.7, une amélioration de la prédiction de l'ensemble des composantes est observable, notamment en raison des nouvelles valeurs identifiées pour les coefficients $k_{e,h}$ et $k_{e,o}$, qui possèdent une interprétation physique plus cohérente.

En définitive, les résultats mettent en évidence que la modélisation des efforts de coupe en fraisage avec un unique jeu de coefficients est possible. Dans ce cas, les modélisations proposent de légères variations par rapport à la modélisation des efforts de coupe par essai. Ces légères variations sont d'autant plus acceptables que l'identification inverse des coefficients propose des degrés de liberté résiduels extrêmement importants. La qualité de la prédiction sur l'ensemble des essais n'est donc pas sensiblement diminuée par l'utilisation de coefficients identifiés à partir de l'ensemble des essais. C'est la raison pour laquelle les coefficients présentés à la [TABLE 4.10](#) sont considérés comme ceux de référence pour les modélisations suivantes au sein de cette étude.

4.3 Développement d'un modèle prédictif de l'usure en dépouille de l'outil

Les avancées développées au paragraphe 4.2 portent sur la modélisation des efforts de coupe en fraisage avec un outil considéré neuf. Néanmoins, les opérations cibles remontées par le partenaire industriel sont principalement des opérations longues en fraisage d'ébauche ou de semi-finition. Dans de telles conditions, l'hypothèse selon laquelle l'usure de l'outil reste négligeable au cours du temps n'est pas applicable. Par conséquent, dans un premier temps, en vue de modéliser l'évolution des efforts de coupe incluant l'effet de l'usure de l'outil soulignée au paragraphe 1.3, l'objectif du paragraphe 4.3 réside dans le développement d'un modèle prédictif du niveau de l'usure en dépouille de l'outil coupant appliqué à la technique du fraisage. Pour ce faire, le paragraphe 4.3.1 détaille l'approche retenue dans le but d'établir ce nouveau modèle. Les paragraphes 4.3.2 et 4.3.3 présentent les expérimentations réalisées dans l'optique d'identifier l'influence de plusieurs paramètres sur l'évolution de l'usure de l'outil. Enfin, dans le paragraphe 4.3.4, en s'appuyant sur les observations précédentes, un modèle est formulé, identifié, puis confronté aux mesures réalisées pendant les expérimentations.

4.3.1 Approche retenue pour le développement d'un nouveau modèle

L'étude bibliographique conduite au paragraphe 1.3 souligne l'interaction forte qui existe entre l'évolution des efforts de coupe et l'évolution de l'usure de l'outil. De ce fait, pour estimer la valeur des efforts de coupe tout au long du cycle de vie de l'outil coupant, il est nécessaire de connaître son niveau d'usure. Dans cette optique, deux types de modélisations ressortent couramment de la littérature scientifique : des modèles avec une approche phénoménologique ayant pour but d'estimer la durée de vie de l'outil coupant, des modèles avec une approche

mécaniste pour estimer la valeur du taux d'usure au cours du temps. Les travaux développés dans cette étude s'articulent autour d'une approche phénoménologique, mais dont la visée est d'estimer l'évolution de l'usure en dépouille moyenne de l'outil coupant, conformément aux observations faites en coupe orthogonale au paragraphe 3.1.3, plutôt qu'une durée de vie d'outil. De plus, contrairement aux approches courantes formulées à partir des paramètres opératoires comme celle proposée par [Taylor 07] (EQ. 1.16), le caractère novateur de ces travaux réside dans le choix d'introduire au sein du modèle des paramètres géométriques possédant une interprétation physique plus simple.

Ces paramètres, détaillés à la FIGURE 4.28, sont la longueur usinée, l'épaisseur coupée maximale et la portion d'angle en travail. La longueur usinée correspond à la longueur d'arc usinée par une dent cumulée pour chaque tour, comme détaillé à l'EQ. 4.15. Elle est représentative de la dimension temps. L'épaisseur coupée maximale est principalement fonction de l'engagement radial et de l'avance par tour à la dent de l'outil. Ce paramètre est représentatif du chargement mécanique maximum appliqué sur une dent pendant un tour. Enfin, la proportion d'angle de travail correspond à la proportion angulaire, ou angle de sollicitation, pendant laquelle une dent est en prise dans la matière, comme indiqué à l'EQ. 4.16. Dans une certaine mesure (i.e. pour une vitesse de coupe constante, pour une même épaisseur coupée maximale et une même longueur usinée) ce paramètre, s'il évolue entre les essais, permet d'identifier l'effet du cycle de refroidissement appliqué sur la dent après la coupe, comme expliqué au paragraphe 4.3.3.

$$L_{usi} = \sum_{k=1}^{Nb_{\text{tours}}} L_{usi/tr} \quad (4.15)$$

$$\tau_p = \frac{\Psi_p}{2\pi} \quad (4.16)$$

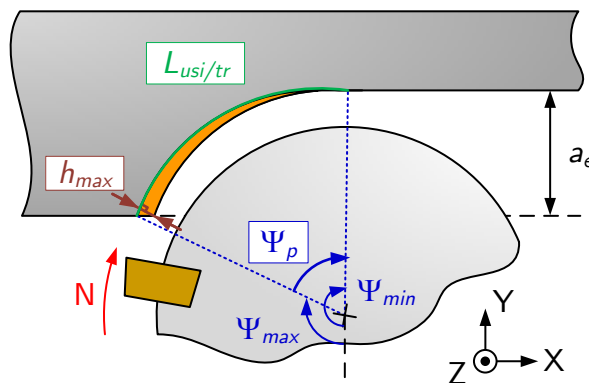


FIGURE 4.28 Représentation dans un cas particulier des paramètres retenus dans le modèle d'usure en dépouille de l'outil coupant (longueur usinée L_{usi} ; épaisseur coupée maximale h_{max} ; proportion d'angle de travail τ_p)

Au vu des observations formulées au paragraphe 4.1.4, l'ensemble des essais est réalisé dans la configuration de fraisage de profil pur (FIGURE 4.2) avec une seule dent pour s'affranchir

des difficultés liées au faux-rond de l'outil coupant et à l'évolution de l'épaisseur coupée dans le rayon de bec. Cela permet également de minimiser la consommation de matière usinée afin d'éliminer les dispersions possibles liées à un changement d'éprouvette. Dans un premier temps, les essais sont conduits pour les conditions de coupe indiquées à la TABLE 4.1. Néanmoins, les évolutions de l'usure des outils observées pour cette vitesse de coupe sont très lentes et s'avèrent donc incompatibles avec une démarche visant à limiter la consommation d'éprouvettes, où les temps de préparation sont très importants. Par conséquent la vitesse de coupe est doublée pour augmenter la vitesse de propagation des mécanismes d'usure (cette vitesse de coupe appartient également au domaine favorable défini par les essais de couple outil-matière). La géométrie des plaquettes retenues pour les essais et les suivis de l'évolution de l'usure sont contrôlés à l'aide d'un microscope à focalisation dynamique Alicona InfiniteFocus et d'une règle sinus pour dégauchir les plaquettes par rapport à la direction de mesure. Enfin, les essais sont également instrumentés en efforts de coupe et en surveillance des paramètres opératoires critiques, conformément aux détails fournis à l'Annexe B.

4.3.2 Étude de l'influence de l'épaisseur coupée maximale sur l'usure en dépouille

Le premier paramètre étudié en vue de développer un nouveau modèle du niveau d'usure en dépouille de l'outil coupant est l'épaisseur coupée maximale. Dans l'optique d'identifier l'effet de ce paramètre sur l'évolution de l'usure en dépouille de l'outil, indépendamment des potentielles influences de la longueur usinée et de l'angle de sollicitation, deux configurations d'usinage sont comparées. Ces deux configurations d'usinage représentées à la FIGURE 4.29, sont réalisées avec le même outil, le même engagement radial, égal au rayon de la fraise, et deux niveaux d'avance par tour à la dent différents. Le choix de tels paramètres, en considérant l'avance par tour à la dent négligeable par rapport au rayon d'outil, permet d'obtenir deux niveaux distincts de l'épaisseur coupée maximale tout en conservant la longueur usinée par tour et la proportion d'angle de travail quasiment identiques entre les deux essais.

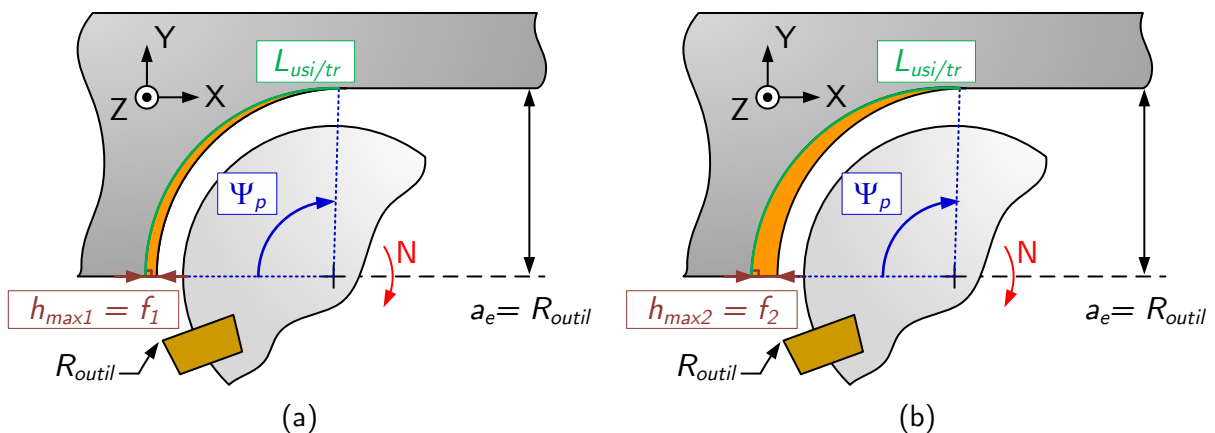


FIGURE 4.29 Configurations d'essais retenues pour l'identification de l'effet de l'épaisseur coupée maximale sur l'évolution de l'usure en dépouille de l'outil indépendamment des autres paramètres potentiellement influents
(a) niveau bas d'épaisseur coupée maximale ; (b) niveau haut d'épaisseur coupée maximale

Au regard des préconisations formulées précédemment, la TABLE 4.11 fournit les différents niveaux atteints par les paramètres importants dans cette étude.

V_c (m/min)	Z (-)	R_{outil} (mm)	a_p (mm)	a_e (mm)	f_z (mm/tr/dt)	Ψ_p (rad)	τ_p (-)	$L_{usi/tr}$ (mm)	h_{max} (mm)
90	1	25	3	25	$\frac{0.1}{0.2}$	$\pi/2$	0.25	39.27	$\frac{0.1}{0.2}$

TABLE 4.11 Paramètres opératoires pour les essais d'identification de l'effet de l'épaisseur coupée maximale sur l'évolution de l'usure en dépouille de l'outil

Les niveaux d'usure en dépouille de l'outil sont comparés pour une même longueur usinée (i.e. après un même nombre de tour effectués en matière) après plusieurs essais. En parallèle, pour les mêmes longueurs usinées, les évolutions de la composante F_x à l'instant de l'entrée en matière de la dent sont observées. En effet, à cet instant précis, la composante d'effort global F_x est colinéaire avec la composante d'effort local f_h qui s'avère être également un bon indicateur de l'évolution du niveau d'usure de l'outil, comme montré à la FIGURE 3.5. L'ensemble de ces résultats sont présentés à la TABLE 4.12 et à la FIGURE 4.30. Les essais ne sont pas poursuivis pour des niveaux de longueur usinée plus importants en raison des niveaux d'usure en dépouille et en face de coupe très avancés dans le rayon de bec empêchant l'outil d'être davantage usé sur ses arêtes latérales avant de réaliser de nouveaux essais de fraisage épaulé. Entre les essais instrumentés, les outils usinent en conditions de fraisage épaulé (i.e. parmi les paramètres opératoires, seule la profondeur de passe varie pour usiner dans le rayon de bec et suffisamment sur les arêtes latérales) sur un second lopin issu du même lot matière, pour économiser le lopin d'essais et réduire les temps de préparation.

	Série 1			Série 2		
	h_{max} 0.1 mm	τ_p 0.25	$L_{usi/tr}$ 39 mm	h_{max} 0.2 mm	τ_p 0.25	$L_{usi/tr}$ 39 mm
L_{usi} (m)	$V_{B,Moy}$ (μm)	F_x (N)	$V_{B,Moy}$ (μm)	F_x (N)		
≈ 0	0	736	0	822		
6	21	733	56	873		
12	42	695	64	906		
18	43	745	89	1007		
24	39	734	133	1019		

TABLE 4.12 Résultats des essais d'identification de l'effet de l'épaisseur coupée maximale sur l'évolution de l'usure en dépouille de l'outil en configuration de fraisage de profil pur

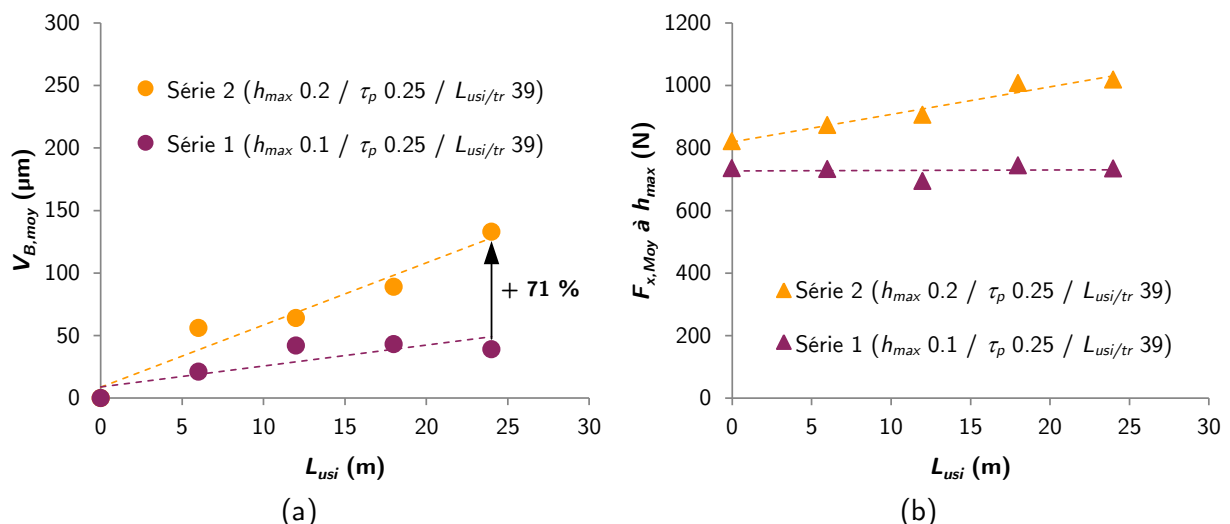


FIGURE 4.30 Comparaison des évolutions en fonction de la longueur usinée et de l'épaisseur coupée maximale (a) de l'usure moyenne en dépouille de l'outil coupant ; (b) de la composante d'effort F_x lors de la coupe à h_{max}

Les premières observations soulignent que les évolutions de la moyenne de la composante F_x , lorsque l'épaisseur coupée est maximale, sont en congruence avec les évolutions de l'usure en dépouille de l'outil. Cette adéquation confirme les observations réalisées dans la mesure de l'usure en dépouille de l'outil. La seconde observation met en évidence l'influence de la longueur usinée sur le niveau de l'usure en dépouille de l'outil, très facilement observable à l'aide des courbes de régression linéaire. Lorsque la longueur usinée augmente, le niveau d'usure en dépouille de l'outil croît. En effet, cette influence est significative pour les deux séries, puisque l'usure en dépouille de la plaquette s'élève respectivement jusqu'à 39 μm et 133 μm pour une longueur usinée de 24 m. La troisième observation met en lumière l'existence d'un effet important de l'épaisseur coupée maximale sur l'évolution de l'usure en dépouille de l'outil. Lorsque le niveau de l'épaisseur coupée maximal grandit, l'usure en dépouille de l'outil augmente. Quantitativement, cela peut se traduire par une augmentation de 71 % de l'usure en dépouille de l'outil en comparant les résultats obtenus pour les séries 1 et 2.

Au regard des résultats obtenus, l'épaisseur coupée maximale et la longueur usinée possèdent des influences significatives sur l'évolution de l'usure en dépouille de l'outil. Par conséquent, la présence de ces deux paramètres dans le nouveau modèle estimateur du niveau d'usure en dépouille de l'outil en fraisage est justifiée.

4.3.3 Analyse de l'effet du temps de refroidissement sur l'usure en dépouille

Le paragraphe 4.3.2 montre que l'épaisseur coupée maximale et la longueur usinée possèdent des influences non-négligeables sur l'évolution de l'usure en dépouille de l'outil. Pour compléter cette analyse, en vue de développer un nouveau modèle prédictif du niveau d'usure en dépouille, l'objectif du paragraphe 4.3.3 est de déterminer l'effet de la proportion d'angle en prise. Expérimentalement, Wagner [Wagner 11] observe que ce paramètre possède une influence non-négligeable sur le mode de dégradation des outils coupants pendant une opération de surfacage,

sans découpler celui-ci des effets de l'épaisseur coupée maximale et de la longueur usinée. Il semble donc pertinent d'essayer d'étudier l'influence de ce paramètre de manière dé耦ée et, si cet effet s'avère significatif, de l'introduire au sein d'une modélisation de l'évolution de l'usure moyenne en dépouille de l'outil.

Pour cela, deux configurations d'usinage sont comparées et illustrées à la [FIGURE 4.31](#). Ces configurations expérimentales proposent des rayons de fraise différents (pour ce faire, deux fraises sont utilisées, comme détaillé à l'Annexe A), des profondeurs de passes radiales différentes et des avances par tour à la dent également différentes. En effet, en combinant judicieusement ces différents paramètres, comme dans le cas présenté à la [TABLE 4.13](#), il est possible d'avoir des proportions d'angle de travail distinctes tout en conservant une longueur usinée par tour et une épaisseur coupée maximale quasiment identiques. Dans ce cas précis, l'hypothèse formulée est que l'intensité des chargements mécaniques et thermiques pendant la coupe sont identiques entre les deux configurations. De plus, puisque la dent usine pendant le même temps de coupe pour un tour entre les deux configurations, les cinétiques des chargements mécaniques et thermiques sont également identiques. C'est la raison pour laquelle, comme indiqué à la [TABLE 4.14](#), entre ces deux configurations seul le temps pendant lequel la dent n'est pas en prise varie parce que la proportion d'angle de travail est différente. Ce temps est représentatif du « temps de refroidissement », ou « temps de relâchement » selon Wagner [Wagner 11], de l'outil puisque celui-ci est libéré de tout chargement thermique et mécanique à ce moment. Ainsi comparer les évolutions d'usure en dépouille de l'outil obtenues à partir de ces deux configurations permet de déterminer l'effet du temps de refroidissement de l'outil. Les paramètres opératoires primordiaux pour ces essais sont présentés à la [TABLE 4.13](#).

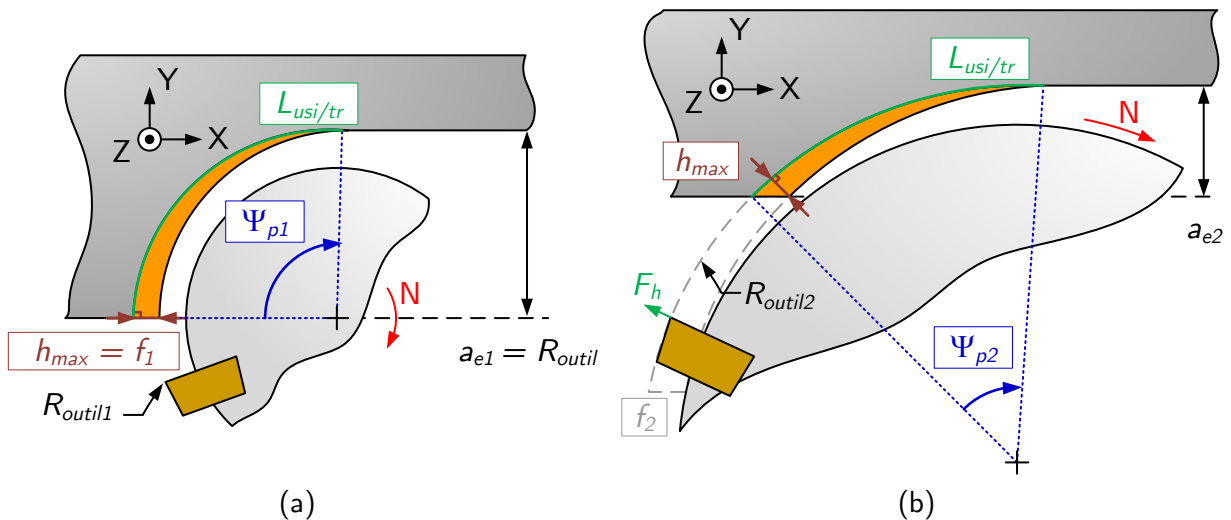


FIGURE 4.31 Configurations d'essais retenues pour l'identification de l'effet de la proportion d'angle de travail sur l'évolution de l'usure en dépouille de l'outil indépendamment des autres paramètres potentiellement influents
(a) niveau bas de la proportion d'angle de travail ; (b) niveau haut de la proportion d'angle de travail

V_c (m/min)	Z (-)	R_{outil} (mm)	a_p (mm)	a_e (mm)	f_z (mm/tr/dt)	Ψ_p (rad)	τ_p (-)	$L_{usi/tr}$ (mm)	h_{max} (mm)
90	1	25	3	25	0.2	$\pi/2$	0.25	39.27	0.2
		50		14.64	0.285	$\pi/4$	0.125		

TABLE 4.13 Paramètres opératoires pour les essais d'identification de l'effet de la proportion d'angle en prise sur le niveau de l'usure en dépouille de l'outil

Comme indiqué à la TABLE 4.14, une partie des essais nécessaires à la détermination de l'effet du temps de refroidissement sur l'usure en dépouille de l'outil sont déjà présentés au paragraphe 4.3.2. De ce fait, ces essais sont réutilisés. De manière analogue à ce qui est effectué précédemment, entre les deux configurations l'usure en dépouille de l'outil et l'effort de coupe global résultant F_h , dans la direction de la normale à l'arête de coupe lorsque l'épaisseur coupée est maximale, sont mesurés pour plusieurs essais à une même longueur usinée. Dans la première configuration, la composante F_h est supposée colinéaire à F_x , dans la seconde configuration la détermination de la composante F_h est détaillée à l'EQ. 4.17. L'ensemble des résultats sont proposés à la TABLE 4.14 et représentés au sein de la FIGURE 4.32.

$$F_{h,h_{max}} = F_{x,h_{max}} \times \sin(\Psi_{h_{max}}) + F_{y,h_{max}} \times \cos(\Psi_{h_{max}}) \quad (4.17)$$

Série 2 ($R_{outil} = 25$ mm)			Série 3 ($R_{outil} = 50$ mm)		
h_{max}	τ_p	$L_{usi/tr}$	h_{max}	τ_p	$L_{usi/tr}$
0.2 mm	0.25	39 mm	0.2 mm	0.125	39 mm
$t_{2coupe/tr} = 26$ ms $t_{2libre/tr} = 79$ ms			$t_{3coupe/tr} = 26$ ms $t_{3libre/tr} = 184$ ms		
L_{usi} (m)	$V_{B,Moy}$ (μ m)	F_x (N)	$V_{B,Moy}$ (μ m)	F_h (N)	
≈ 0	0	822	0	1381	
6	56	873	35	1374	
12	64	906	40	1402	
18	89	1007	43	1436	
24	133	1019	48	1383	

TABLE 4.14 Résultats des essais d'identification du temps de refroidissement de l'outil sur le niveau de l'usure en dépouille de l'outil en configuration de fraisage de profil pur

Au vu des résultats présentés, de nouveau les évolutions de l'usure en dépouille de l'outil et de la moyenne de la composante d'effort F_r lorsque l'épaisseur coupée est maximale sont en concordance, ce qui justifie les mesures d'usure en dépouille de l'outil réalisées. De plus, conformément aux observations faites au paragraphe précédent, l'influence significative de la longueur usinée sur l'évolution de l'usure en dépouille de l'outil est confirmée. L'usure en dépouille de l'outil augmente lorsque la longueur usinée croît. La seconde observation souligne l'existence d'un effet significatif de la proportion d'angle de travail sur l'évolution de l'usure en dépouille. En effet, lorsque la proportion d'angle de travail augmente, l'usure en dépouille de l'outil croît également. Quantitativement, cela se traduit par une augmentation du niveau d'usure en dépouille de l'outil de 64 % pour une longueur usinée de 24 m en comparant les résultats obtenus pour les séries 2 et 3. Par ailleurs, ces observations sont cohérentes vis-à-vis des hypothèses formulées concernant l'interprétation physique de ce paramètre. Enfin, la troisième observation montre que

les sensibilités de l'usure en dépouille aux niveaux d'épaisseur coupée maximale et de proportion d'angle de travail sont du même acabit. Les niveaux d'usure en dépouille de l'outil observés aux mêmes longueurs usinées pour les séries 1 et 3 présentent des valeurs similaires alors que les niveaux d'épaisseur coupée et de proportion d'angle de travail ne sont pas les mêmes entre ces deux séries. Il existe donc un effet couplé de ces deux paramètres.

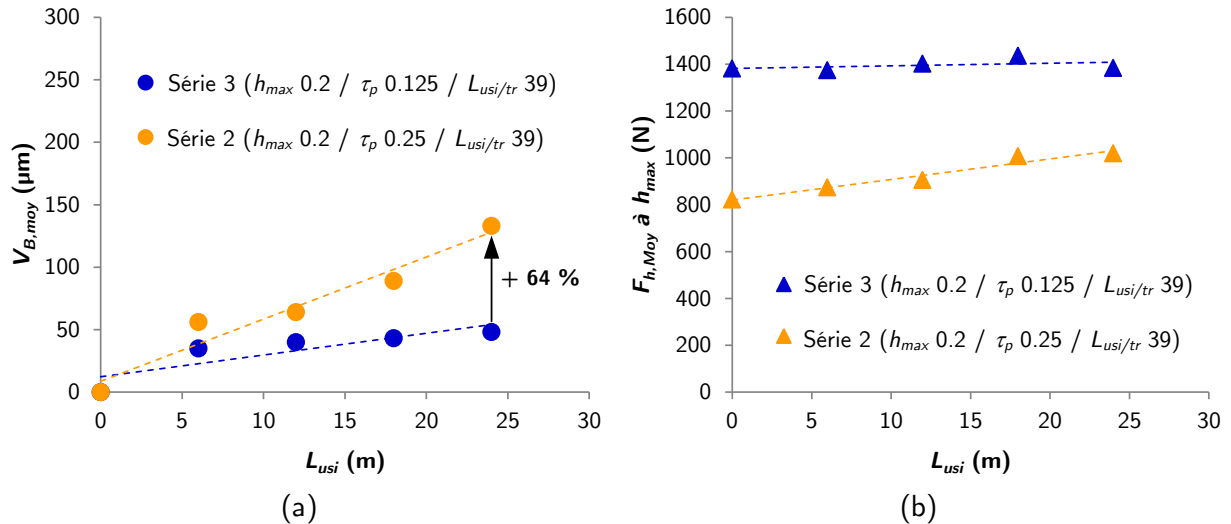


FIGURE 4.32 Comparaison des évolutions en fonction de la longueur usinée et du temps de refroidissement de l'outil (a) de l'usure moyenne en dépouille ; (b) de la composante d'effort F_x lors de la coupe à h_{max}

En définitive, d'après les résultats expérimentaux, la proportion d'angle de travail possède également une influence non-négligeable sur l'évolution de l'usure en dépouille de l'outil. En conséquence, ce paramètre doit être inclus dans la formulation du nouveau modèle prédictif du niveau d'usure en dépouille de l'outil.

4.3.4 Formulation et identification du modèle

Les paragraphes 4.3.2 et 4.3.3 démontrent par l'expérimentation que la longueur usinée, l'épaisseur coupée maximale et la proportion d'angle de travail sont des paramètres influents vis-à-vis de l'évolution de l'usure en dépouille de l'outil. De ce fait, leur présence dans le développement d'un nouveau modèle prédictif du niveau d'usure en dépouille de l'outil est justifiée. De plus, la longueur usinée semble avoir une influence prépondérante vis-à-vis de l'évolution de l'usure en dépouille de l'outil en comparaison avec les effets de la proportion d'angle de travail et de l'épaisseur coupée maximale. La formulation de ce modèle, bien que développé selon une approche phénoménologique, doit respecter plusieurs conditions afin de proposer une interprétation en cohérence avec les phénomènes physiques modélisés. Ces conditions sont notamment de :

- proposer une usure en dépouille de l'outil nulle lorsque la longueur usinée et/ou l'épaisseur coupée maximale est nulle ;
- proposer une croissance de l'usure en dépouille de l'outil lorsque la longueur usinée ou l'épaisseur coupée maximale ou la proportion d'angle de travail augmente ;

- proposer une évolution de l'usure en dépouille de l'outil au cours du temps strictement croissante quels que soient les paramètres d'entrée.

Afin d'obtenir des indications dans les choix des combinaisons à retenir, parmi les trois paramètres étudiés, une analyse au moyen de coefficients de corrélation est réalisée. Dans le respect de ces conditions, une formulation est suggérée à l'EQ. 4.18. Cette formulation possède deux particularités. Premièrement, un terme dépendant à la fois de la longueur usinée et son logarithme népérien afin de pouvoir restituer au mieux l'évolution de l'usure en dépouille de l'outil dans ses phases de rodage (qui possède une forme logarithmique) et d'usure maîtrisée (qui possède une forme linéaire). Deuxièmement, un terme de couplage entre la longueur usinée et l'exponentielle du produit de l'épaisseur coupée maximale et de la proportion d'angle de travail utilisé afin d'accentuer le poids de ces deux derniers paramètres.

$$V_{B, L_{usi}, h_{max}, \tau_p} = k_1 \ln(L_{usi}) \times (1 + k_2 L_{usi} + k_3 \times \exp(k_4 h_{max} \tau_p)) \quad (4.18)$$

L'identification du modèle est réalisée selon les principes d'identification décrit précédemment. Les essais de validation correspondent aux quinze essais récupérés à partir de l'ensemble des mesures réalisées sur les trois séries d'essais. Les valeurs des coefficients identifiés sont proposées à la TABLE 4.15, tandis que la comparaison entre les niveaux d'usure en dépouille de l'outil mesurés et modélisés est représentée à la FIGURE 4.33.

Valeurs des coefficients identifiés		
k_1 (-)	k_2 (mm ⁻¹)	
1.53×10^{-4}	6.59×10^{-4}	
k_3 (-)	k_4 (mm ⁻¹)	
5.16	41.62	
Erreurs rel. en V.A.		
Max.	Moy.	Min.
33 %	12 %	0 %
Erreurs abs. en V.A.		
Max.	Moy.	Min.
43 μm	7 μm	0 μm

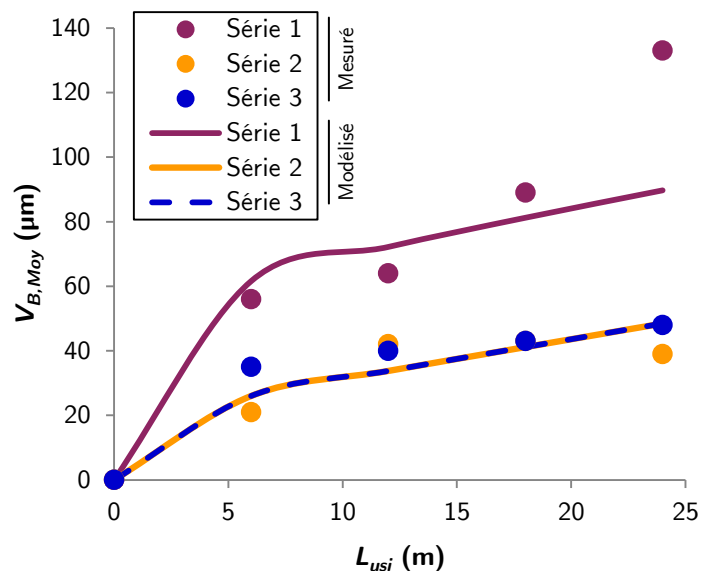


TABLE 4.15 Coefficients du modèle identifié (EQ. 4.18) et erreurs de modélisation en valeurs absolues

FIGURE 4.33 Comparaison entre les niveaux d'usure en dépouille de l'outil mesurés et modélisés en fraisage de profil pur

Au regard des résultats, la modélisation proposée du niveau d'usure en dépouille de l'outil présente une estimation intéressante de l'usure en dépouille mesurée. Pour la série 1 et la série 3, les phases d'évolution dites de rodage et d'usure maîtrisée sont bien retranscrites. De plus, comme observé expérimentalement, le modèle formulé ainsi permet de retranscrire les évolutions

identiques de l'usure en dépouille de l'outil dans ces deux cas. Ce ressenti se traduit également par l'analyse des erreurs de modélisation pour l'ensemble des essais. L'erreur relative moyenne de modélisation en valeur absolue s'élève à 12 %, tandis que l'erreur absolue maximale de modélisation en valeur absolue atteint 43 μm . Ce niveau d'erreur maximum est atteint à la deuxième série pour une longueur usinée de 24 m. Cet écart, bien qu'acceptable, laisse à penser que le modèle pourrait présenter des difficultés à estimer convenablement les évolutions d'usure rapides, comme c'est le cas dans cette série, pour des longueurs usinées plus importantes. Ces différences peuvent être amoindries en substituant le terme reliant l'usure en dépouille de l'outil avec la longueur usinée sous forme linéaire (i.e. « $k_2 L_{usi}$ ») par une formulation polynomiale. Néanmoins, une telle modification conduirait à un nombre accru d'inconnues au sein du modèle et la pertinence de son identification pourrait être faussée par un degré de liberté résiduel trop faible. En définitive, comme première approximation, la modélisation proposée constitue un bon estimateur.

4.4 Modélisation des efforts de coupe à différents niveaux d'usure

Les avancées du paragraphe 4.3 permettent d'estimer le niveau d'usure en dépouille de l'outil en fraisage. L'étape suivante consiste, en vue de modéliser des efforts de coupe en incluant l'effet de l'usure en dépouille, à intégrer ce modèle dans une modélisation des efforts de coupe en fraisage. Dans cette optique, les 15 essais issus des séries présentées à la [TABLE 4.12](#) et la [TABLE 4.14](#) sont de nouveau utilisés. En effet, ces essais sont également instrumentés en efforts de coupe, en suivant le protocole détaillé à l'Annexe B. Ainsi, il est possible d'observer l'évolution des efforts de coupe avec l'augmentation de la longueur usinée, comme illustré dans le cas de la 2^{ème} série à la [FIGURE 4.34](#). Comme attendu, l'évolution de la longueur usinée et par conséquent de l'usure en dépouille de l'outil possède une influence significative sur l'évolution des efforts de coupe. Lorsque le niveau de l'usure en dépouille de l'outil augmente, les efforts de coupe augmentent également. Il est à souligner que les composantes F_x et F_y semblent être les plus sensibles à l'évolution du niveau d'usure en dépouille de l'outil. Quantitativement, entre les efforts de coupe mesurés pour une arête neuve et pour une longueur usinée proche de 24 m, l'intensité maximale des composantes F_x et F_y en valeurs absolues a respectivement augmenté de 21 % et 8 %. La très faible influence de l'usure en dépouille de l'outil sur l'évolution de la composante d'effort de coupe globale F_z peut s'expliquer par les conditions opératoires retenues, essais en fraisage de profil pur, où les arêtes frontales sont libres et l'inclinaison d'arête relativement faible.

La modélisation des efforts de coupe est réalisée selon deux modèles. Le premier modèle retenu est celui utilisé précédemment et détaillé à l'[EQ. 4.12](#), qui ne dépend pas de l'usure en dépouille de l'outil. Les coefficients utilisés sont ceux fournis au sein de la [TABLE 4.10](#), identifiés pour modéliser des efforts de coupe en fraisage sans tenir compte du niveau de l'usure de l'outil. Le second modèle, proposé à l'[EQ. 4.19](#), inclut l'influence de l'usure en dépouille de l'outil sur les efforts de coupe locaux sur les trois composantes d'efforts de coupe locaux par l'addition d'une

relation linéaire. Les coefficients « $k_{e,i}, k_{c,i}$ » de ce modèle sont conservés aux mêmes valeurs que celles proposées à la TABLE 4.10. Tandis que les coefficients « $k_{V_{B,i}}$ » sont déterminés de manière classique grâce à une méthodologie d'identification inverse (cf. FIGURE 1.12). Enfin, le terme d'usure en dépouille de l'outil est quant à lui estimé à partir de la modélisation proposée à l'Eq. 4.18. L'ensemble des valeurs des coefficients est fournie à la TABLE 4.16.

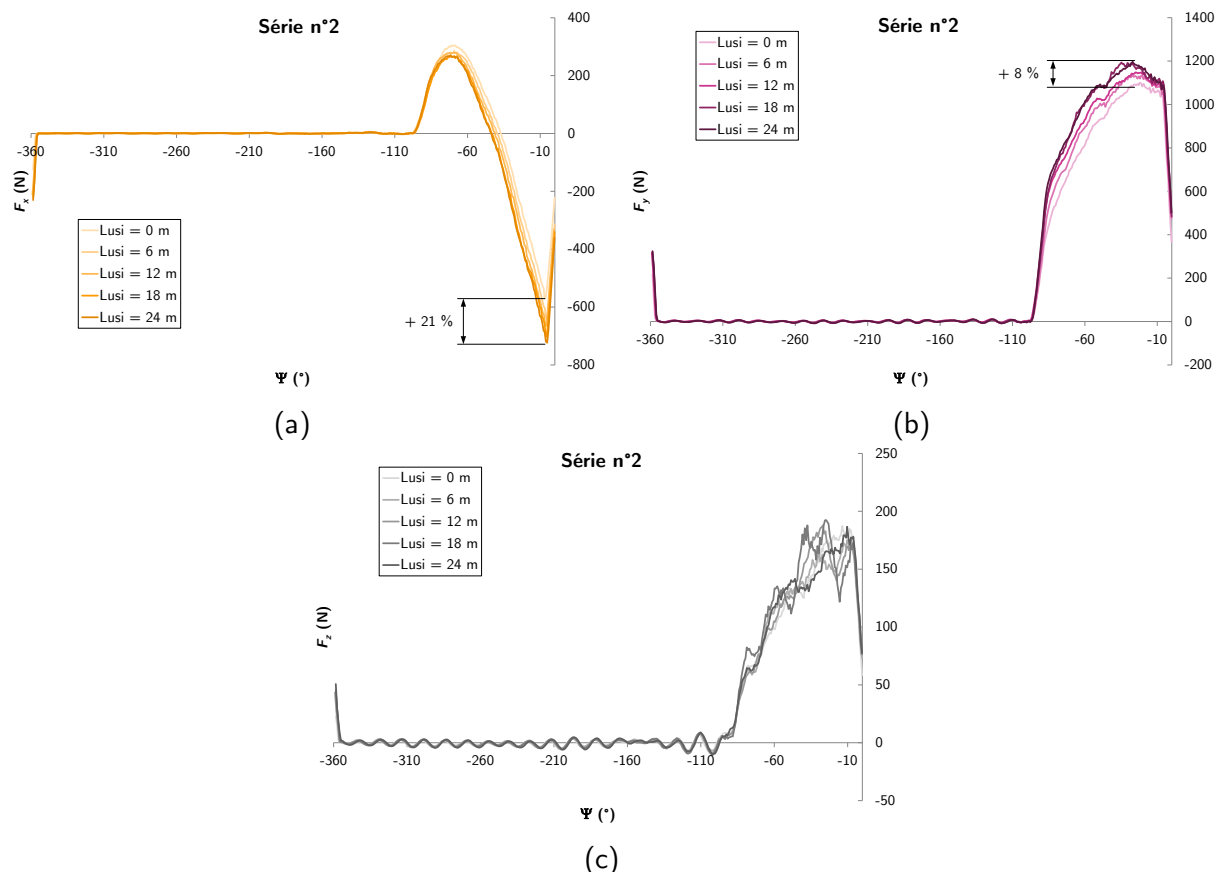


FIGURE 4.34 Évolution des efforts de coupe avec l'augmentation de la longueur usinée dans le cadre des essais de la série n° 2 ($h_{max} = f_z = 0.2$ mm ; $Z = 1$; $V_c = 90$ m/min ; $a_e = R_{outil} = 25$ mm ; $a_p = 3$ mm) pour les composantes (a) F_x ; (b) F_y ; (c) F_z

$$f_{i,j} = \underbrace{k_{e,i} + k_{V_{B,i}} V_{B,j}}_{\text{effet edge}} + \underbrace{k_{c,i} h_j}_{\text{effet cut}} \quad (4.19)$$

avec $i = \{v, h, o\}$ indice de composante et j : indice du segment considéré

Valeurs des coefficients		
$k_{e,v}$ (N/mm)	$k_{c,v}$ (N/mm ²)	$k_{V_{B,v}}$ (N/mm ²)
-67.61	2271.99	1531.35
$k_{e,h}$ (N/mm)	$k_{c,h}$ (N/mm ²)	$k_{V_{B,h}}$ (N/mm ²)
29.53	960.66	1898.86
$k_{e,o}$ (N/mm)	$k_{c,o}$ (N/mm ²)	$k_{V_{B,o}}$ (N/mm ²)
2.69	73.90	12.62

TABLE 4.16 Coefficients du modèle identifié (Eq. 4.19) pour la modélisation commune de l'ensemble des essais provenant des séries 1, 2 et 3

Les résultats sont présentés uniquement pour les essais issus de la série n°2, celle présentant la plus grande variation du niveau de l'usure en dépouille de l'outil. L'ensemble des résultats pour les autres séries est disponible à l'Annexe C. La [FIGURE 4.35](#) propose une comparaison entre les évolutions des efforts de coupe moyens mesurés en chaque position angulaire et les évolutions des efforts de coupe modélisés pour différents niveaux d'usure en dépouille de l'outil. Il est à noter que la courbe représentant les efforts de coupe modélisés pour une longueur usinée quasiment nulle correspond à la modélisation des efforts de coupe effectuée à l'aide du modèle n'incluant pas l'influence de l'usure en dépouille de l'outil (cf. [EQ. 4.12](#)).

Au regard des résultats proposés, la modélisation des efforts de coupe par le modèle n'incluant pas l'effet de l'usure en dépouille de l'outil semble plutôt satisfaisante pour les composantes F_x et F_y . En effet, dans ces deux cas, lors de l'entrée en matière de la dent, les niveaux d'efforts atteints et les angles d'entrée en matière mesurés et modélisés sont assez proches. Toutefois, la modélisation présente des écarts plus importants concernant les niveaux d'efforts atteints lors de la sortie en matière de la dent, qui à nouveau peuvent s'expliquer par la formulation linéaire du modèle retenu et les phénomènes d'indentation non-négligeables aux faibles épaisseurs coupées. Néanmoins, il est à souligner que les angles de sortie en matière de la dent mesuré et modélisé concordent, ce qui confirme l'adéquation du calcul des épaisseurs coupées avec la réalité physique. Concernant la composante F_z , la qualité de prédiction n'est pas bonne. En effet, la modélisation des efforts de coupe sous-estime grandement les niveaux d'efforts atteints et ce quelle que soit la série d'essai considérée. Enfin, la modélisation des efforts de coupe incluant l'effet de l'usure en dépouille de l'outil propose quelques légères améliorations, principalement lors de la sortie en matière de la dent. Toutefois, il est à noter que le modèle présente une sensibilité à l'évolution de l'usure en dépouille de l'outil plus importante que celle constatée expérimentalement. Par conséquent, lorsque le niveau de l'usure en dépouille de l'outil augmente, la modélisation a tendance à surestimer les niveaux d'efforts pour les composantes F_x et F_z . Toutefois, ces erreurs de modélisation sont moindres pour la série 1 et la série 3 présentant une variation de l'usure en dépouille de l'outil plus faible entre les différents essais. La composante F_z modélisée, quant à elle, n'est que peu sensible à l'évolution de l'usure en dépouille de l'outil conformément aux observations expérimentales.

En définitive la modélisation des efforts de coupe incluant l'effet de l'usure en dépouille sur les efforts de coupe permet une estimation grossière et souvent surévaluée des niveaux d'efforts de coupe atteints pour les composantes F_x et F_y . La modélisation de la composante F_z , dans les cas présents (i.e. en fraisage de profil pur), ne semble pas revêtir d'intérêt à être modélisée en tenant compte de cet effet. Il est également à souligner que les coefficients présentés à la [TABLE 4.16](#) sont identifiés à partir d'une campagne expérimentale réalisée pour une vitesse de coupe différente. Bien que la vitesse de coupe utilisée pour ces essais d'usure est également incluse dans le domaine recommandé par la méthodologie du couple outil-matière, il est raisonnable de penser que ce changement peut contribuer légèrement aux erreurs de modélisation observées. Par conséquent, plus que les résultats, qui peuvent représenter une première

approximation des niveaux d'efforts atteints, c'est la méthodologie qui est à retenir dans ces développements. Une identification des coefficients du modèle pour chaque essai, ainsi que la détermination du niveau d'usure en dépouille de l'outil coupant par une observation directe plutôt qu'au moyen d'un modèle prédictif devrait permettre une amélioration significative de la qualité de prédiction des efforts de coupe.

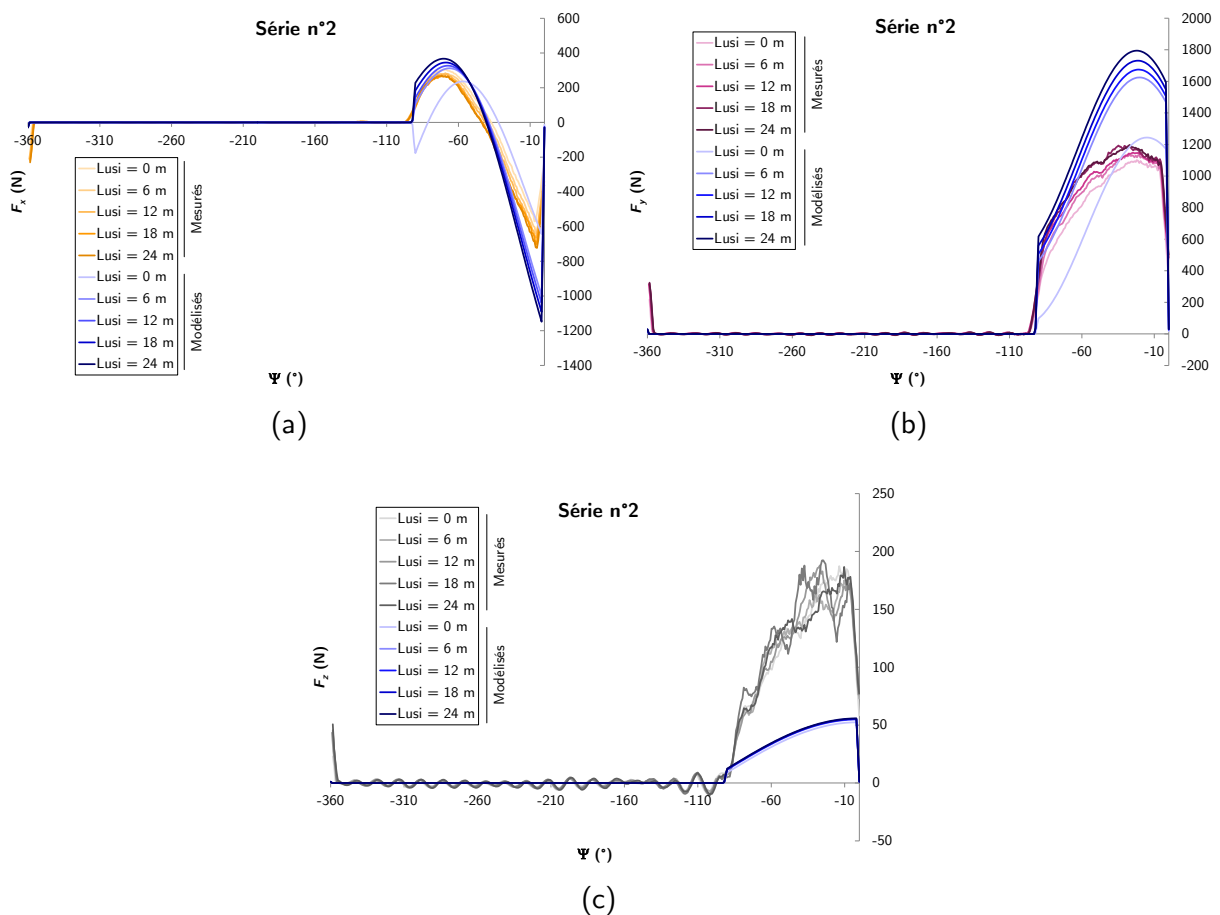


FIGURE 4.35 Comparaison entre les évolutions des efforts de coupe moyens mesurés pour la série n°2 avec les évolutions des efforts de coupe modélisés (EQ. 4.19) à plusieurs niveaux d'usure en dépouille de l'outil pour (a) la composante F_x ; (b) la composante F_y ; (c) la composante F_z

4.5 Conclusions

En définitive, le chapitre 4 tente d'étendre la modélisation des efforts de coupe dans le cas de la technique de fraisage pour l'usinage de l'alliage de titane Ti6Al4V. Pour ce faire, dans un premier temps, le paragraphe 4.1 met en évidence la nécessité de développer un outil de simulation et d'identification perfectionné en complément d'une expérimentation avancée afin d'espérer pouvoir modéliser des efforts de coupe avec une résolution angulaire assez fine, tout en s'affranchissant des méthodes d'interpolation ou de recalage angulaire. Ces travaux soulignent l'influence non négligeable du faux-rond de l'outil sur l'évolution des efforts de coupe et des

angles d'entrée et sortie en matière de chaque dent. Dans un second temps, le paragraphe 4.2 s'est penché sur les stratégies de réduction des efforts de coupe moyens mesurés et sur le choix du modèle d'efforts de coupe locaux à retenir. S'appuyant sur ces observations, une modélisation des efforts de coupe à iso-niveau d'usure essai par essai puis généralisée à plusieurs configurations de fraisage sont proposées. La modélisation des efforts de coupe peut être considérée comme un estimateur de qualité, applicable pour des opérations de fraisage avec usinage en bout ou sur flancs, avec et sans continuité de coupe. Dans l'optique d'enrichir cette modélisation et de l'appliquer à de longues opérations de fraisage, le paragraphe 4.3 s'intéresse au développement d'un modèle prédictif du niveau d'usure en dépouille de l'outil afin d'inclure l'effet de ce paramètre sur l'évolution des efforts de coupe. Un tel ajout a pour objectif d'étendre le domaine de validité de la modélisation des efforts de coupe sur une partie plus importante du cycle de vie de l'outil coupant. Ces travaux permettent d'identifier trois paramètres géométriques représentatifs des influences du temps et du chargement thermomécanique appliqué sur l'outil, à savoir l'épaisseur coupée maximale, la longueur usinée cumulée et la proportion d'angle de travail. Un modèle est proposé en s'appuyant sur les effets observés des trois paramètres sur le niveau d'usure en dépouille de l'outil. Enfin, le paragraphe 4.4 présente une modélisation des efforts de coupe incluant l'influence de l'usure en dépouille de l'outil à partir des observations précédentes. Les résultats soulignent une forte sensibilité du modèle à l'évolution de l'usure en dépouille de l'outil qui a pour conséquence de surestimer les niveaux d'efforts de coupe dans la majeure partie des cas.

Les perspectives associées à ces travaux sont multiples. Compte-tenu de la sensibilité de la modélisation au faux-rond de l'outil et des difficultés rencontrées expérimentalement pour la mesure et la maîtrise du faux-rond de l'outil pendant et entre les essais, un premier axe d'amélioration serait d'appliquer cette modélisation à des outils dont la géométrie est moins soumise à des variations difficilement maîtrisables (e.g. fraises monoblocs qui ne présentent pas de variabilité liée à la mise en position des plaquettes). Dans cette même veine, une autre perspective plus ambitieuse serait de développer une instrumentation pour estimer l'évolution du faux-rond de l'outil coupant et/ou la formation d'une ou plusieurs arêtes rapportées, pouvant altérer la mesure du faux-rond réalisée en amont de l'essai, pendant l'essai. Des méthodes telles qu'un suivi du comportement vibratoire avec un accéléromètre ou une visualisation in-situ à l'aide d'une caméra peuvent être envisagées. Le second axe d'amélioration réside dans l'extension du domaine de validité de la modélisation des efforts de coupe proposée, que ce soit dans le choix des paramètres opératoires (i.e. inclure des niveaux plus faibles et plus importants d'engagement radial, d'avance par tour à la dent, etc.) mais également dans les niveaux d'usure en dépouille de l'outil atteints. De manière analogue, étant donné que la méthodologie développée dans ces travaux repose sur le principe du couple arête-matière, la modélisation des efforts de coupe peut également être étendue vers de nouveaux matériaux ou d'autres nuances d'alliages de titane, notamment l'alliage de titane Ti555-3 très utilisé dans l'industrie aéronautique et principalement pour les trains d'atterrissage, à partir de quelques essais simples. Enfin, les travaux soulignent également l'influence non négligeable des phénomènes d'indentation sur les efforts de coupe pour les faibles

épaisseurs coupées et dans certaines configurations expérimentales. De ce fait, aborder ces aspects sous un angle différent du rayon de contact en dépouille (qui varie peu en fraisage) paraît important en vue de modéliser convenablement les opérations de fraisage de finition.

Conclusion générale et perspectives

Les travaux de cette étude s'inscrivent dans le vaste cadre de la modélisation des efforts de coupe, sujet amplement traité par la communauté scientifique depuis le début du XX^e siècle. Ces travaux de recherche s'intéressent principalement aux techniques du tournage et du fraisage appliquées à l'usinage de l'alliage de titane Ti6Al4V.

Le premier chapitre de cette étude tente, dans un premier temps, de définir un vocabulaire propre à ces travaux de recherche afin de classer les nombreuses propositions effectuées par la communauté scientifique et de positionner le type de modélisation retenu dans ces travaux. Dans un second temps, une analyse plus approfondie des modélisations phénoménologiques à l'échelle mésoscopique couramment utilisées dans la littérature scientifique est effectuée. Cet état de l'art non-exhaustif met en évidence deux verrous scientifiques qui constituent des zones d'investigations d'importance et encore non résolues. Premièrement, le besoin d'améliorer la modélisation de la contribution de la troisième zone de cisaillement à la génération des efforts de coupe, non-négligeable pour les opérations de finition notamment. Deuxièmement, la nécessité de prédire l'évolution des efforts de coupe tout au long du cycle de vie de l'outil coupant. Ainsi, trois grands axes, constituant chacun un chapitre, sont identifiés en vue de répondre à ces verrous scientifiques :

- l'étude de l'influence des conditions de contact à l'interface entre la face de dépouille de l'outil coupant et la surface usinée en tournage ;
- la modélisation des efforts de coupe incluant l'effet de l'usure de l'outil en tournage ;
- la modélisation des efforts de coupe incluant l'effet de l'usure de l'outil en fraisage.

Le second chapitre se penche sur l'influence des conditions de contact à l'interface entre la surface usinée et la face de dépouille de l'outil coupant en tournage. Pour ce faire, le premier volet de cette étude se concentre sur l'influence de la géométrie de l'outil coupant sur les efforts de coupe tout en conservant une géométrie de pièce usinée figée. Le second volet de ces travaux se positionne, quant à lui, à l'inverse du premier, en s'attardant sur l'effet de la géométrie de la pièce usinée sur les efforts de coupe tout en conservant une géométrie d'outil la plus constante possible. Ces deux analyses mettent en évidence des effets significatifs sur les efforts de coupe et l'existence d'un couplage entre le niveau d'usure en dépouille de l'outil coupant et le rayon de contact en dépouille. Ces aspects, pris en compte dans la formulation d'un nouveau modèle, selon une approche phénoménologique, généralisé à un ensemble d'opérations de tournage intérieur et extérieur, ainsi qu'à un domaine de validité large, permettent d'améliorer la qualité de prédiction des efforts de coupe à iso-niveau d'usure. De plus, le troisième volet de cette étude s'attarde à enrichir la modélisation des efforts de coupe par l'introduction d'une composante d'effort de

coupe local représentative de la contribution de la contrainte induite par l'écoulement du copeau sur les efforts de coupe. Cet apport permet également de diminuer les erreurs de modélisation.

Le troisième chapitre vise à étendre la modélisation des efforts de coupe proposée précédemment en intégrant l'effet de l'usure de l'outil sur les efforts de coupe. Pour ce faire, premièrement plusieurs analyses sont conduites pour déterminer l'effet de plusieurs paramètres cibles sur l'évolution de l'usure de l'outil, notamment l'influence du rayon de contact en dépouille soulevée par le couplage avec les efforts de coupe observé précédemment. Deuxièmement, s'appuyant sur ces observations, un nouveau modèle est développé selon une approche phénoménologique afin d'estimer le niveau d'usure en dépouille de l'outil coupant en fonction des paramètres opératoires, des conditions de contact en dépouille et de la longueur usinée. Cette estimation est ensuite intégrée au sein d'une modélisation des efforts de coupe, confrontée à plusieurs essais répétés au cours du temps. La modélisation des efforts de coupe incluant l'influence de l'usure en dépouille de l'outil permet de minimiser les erreurs de modélisation pour la proportion du cycle de vie sur laquelle l'outil est usé. Toutefois, il est à noter que les niveaux d'usure de l'outil atteints ne sont pas représentatifs de l'ensemble de la durée de vie d'un outil.

Enfin, le quatrième chapitre propose d'étendre la modélisation des efforts de coupe à la technique du fraisage. Contrairement aux développements réalisés pour la technique du tournage, dans le cas présent, l'influence des conditions de contact entre la pièce usinée et la face de dépouille de l'outil coupant n'est pas prise en compte car étroitement dépendante du rayon de la fraise, peu variable sur l'outil cible dans ces travaux. De ce fait, seule la prise en considération de l'effet de l'usure en dépouille de l'outil coupant sur les efforts de coupe est considérée. Dans un premier temps, les outils de simulation et moyens expérimentaux afin de collecter et calculer des informations précises en vue du développement d'une modélisation d'efforts de coupe sont présentés. Dans cette même veine, une attention particulière est portée aux méthodes pour réaliser l'identification inverse des coefficients des lois de coupe locales, ainsi qu'à la qualité des signaux mesurés pour s'assurer d'avoir une représentation fidèle de l'évolution des efforts de coupe en fonction de la rotation de l'outil. Dès lors, une première modélisation des efforts de coupe à iso-niveaux d'usure applicable à un domaine large de conditions opératoires est proposée. Dans le but d'élargir cette modélisation à différents niveaux d'usure en dépouille de l'outil, un nouveau modèle est développé pour estimer l'évolution de l'usure en dépouille de l'outil en fonction de la longueur usinée et de paramètres représentatifs du chargement thermomécanique appliqué sur l'outil. Ce modèle inclut notamment un nouveau paramètre représentatif du temps de sollicitation de l'outil. De manière analogue à ce qui est réalisé pour la technique du tournage, cette estimation est ensuite introduite au sein d'une modélisation des efforts de coupe. Finalement, la modélisation des efforts de coupe incluant l'influence de l'usure en dépouille de l'outil est confrontée à des essais simples en fraisage.

Les perspectives envisagées à la suite de ces travaux peuvent être nombreuses tant il reste à accomplir dans ce domaine de recherche. Dans la prise en compte des phénomènes d'usure au sein de la modélisation des efforts de coupe en tournage et fraisage, le premier axe d'amélioration

visé à confronter les modèles proposés à des niveaux d'usure plus importants et donc plus proches de l'état dans lequel l'outil coupant peut se trouver en fin de cycle de vie, tout en poursuivant dans l'analyse du couplage entre l'usure de l'outil et les conditions de contact en dépouille.

Concernant la modélisation des efforts de coupe en elle-même, plusieurs axes d'amélioration peuvent être dégagés :

Premièrement, les futures actions de recherche à la suite de ces travaux doivent capitaliser les paramètres influents au sein d'une modélisation des efforts de coupe possédant une approche plus mécanique, pour l'*effet cut* en particulier, afin de tendre vers une interprétation physique des modèles plus facile. En parallèle, une étude approfondie du couplage entre l'usure de l'outil et le rayon de contact en dépouille est nécessaire dans l'optique de basculer vers des approches de modélisation plus physiques.

Deuxièmement, en fraisage il est observé que les phénomènes d'indentation possèdent un effet non-négligeable sur les efforts de coupe à faibles épaisseurs coupées et sur l'angle de sortie en matière. Une énergie supplémentaire doit être fournie à la détermination et la modélisation de la contribution de ces phénomènes aux efforts de coupe pour améliorer leur prédiction.

Troisièmement, la modélisation des efforts de coupe doit progresser dans l'identification inverse des coefficients des modèles d'efforts de coupe locaux, où seul un algorithme d'optimisation heuristique est utilisé dans ces travaux. Dans l'optique d'éviter les problèmes de minimas locaux, cela a pour conséquence de conduire vers un travail long et parfois fastidieux pour analyser l'influence de la valeur des paramètres initiaux sur le processus d'optimisation. À l'avenir, pour s'affranchir partiellement de ces difficultés, en amont, il envisageable d'utiliser des algorithmes d'optimisation méta heuristiques (e.g. évolutionnaire, génétique, etc.) qui couvrent un domaine préalablement défini pour chaque paramètre identifié. Ensuite, l'intérêt serait d'utiliser des algorithmes heuristiques à partir du point de départ préalablement défini par un processus d'optimisation méta heuristique.

Quatrièmement, il est noté que l'observation de l'évolution de l'usure de l'outil est une tâche complexe en raison de son caractère peu répétable. Par conséquent, il est nécessaire d'améliorer la compréhension des mécanismes physiques qui conduisent à l'apparition des formes d'usure communément observées, notamment en s'intéressant à d'autres formes d'usure que la largeur d'usure en dépouille de l'outil. Par ailleurs, il est indispensable de continuer les efforts réalisés dans le but de proposer des modélisations de ces évolutions facilement transposables vers l'industrie.

Cinquièmement, afin d'évaluer la capacité à monter en maturité ou non de ces avancées, les modélisations proposées doivent être confrontées à des cas pratiques plus proches des cas industriels, intégrant des trajectoires d'usinage et des pièces plus complexes.

Enfin, l'état de l'art mené sur les contributions de la communauté scientifique dans ce domaine permet de constater qu'il existe une multitude de modélisations appliquées à

d'innombrables cas tout aussi différents les uns que les autres. Par conséquent, l'expérience liée à ces travaux mène à croire qu'il faut concentrer les efforts futurs vers le développement de modélisations les plus généralisables possibles. Pour ce faire, plusieurs pistes peuvent être envisagées, que ce soit à partir d'une analyse approfondie de la relation entre les efforts de coupe et les caractéristiques mécaniques facilement identifiables des matériaux usinés ou encore par l'apprentissage grâce à la montagne d'informations déjà disponible dans les laboratoires ou les sites de production.

Références bibliographiques

- [A. Ghani et al. 13] J. A. Ghani, C.H. Che Haron, S.H. Hamdan, A.Y. Md Said et S.H. Tomadi. *Failure mode analysis of carbide cutting tools used for machining titanium alloy*. Ceramics International, Vol. 39, N° 4, p.4449-4456, 2013.
- [Albrecht 60] P. Albrecht. *New Developments in the Theory of the Metal-Cutting Process. Part I: The Ploughing Process in Metal Cutting*. Transaction of the American Society of Mechanical Engineers, Vol. 82, N° 1, p.348-358, 1960.
- [Altintas 00] Y. Altintas. *Manufacturing Automation: Metal Cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations, and CNC Design*. Cambridge University Press, 2000.
- [Archard 53] J.F. Archard. *Contact and Rubbing of Flat Surfaces*. Journal of Applied Physics, Vol. 24, N° 8, p.981-988, 1953.
- [Armarego 00] E.J.A. Armarego. *The Unified-Generalised Mechanics of Cutting Approach - a Step Towards a House of Predictive Performance Models for Machining Operations*. Proc. 3rd CIRP Int. Workshop on Modelling of Machining Operations, Vol. 4, N° 3, p.6-24, 2000.
- [Armarego et al. 70] E.J.A. Armarego et C.J. Epp. *An investigation of zero helix peripheral up-milling*. International Journal of Machine Tool Design and Research, Vol. 10, N° 2, p.273-291, 1970.
- [Armarego et al. 85] E.J.A. Armarego et R.C. Whitfield. *Computer Based Modelling of Popular Machining Operations for Force and Power Prediction*. Annals of the CIRP, Vol. 34, N° 1, p.65-69, 1985.
- [Arrazola et al. 09] P.-J. Arrazola, A. Garay, L.-M. Iriarte, M. Armendia, S. Marya et F. Le Maître. *Machinability of titanium alloys (Ti6Al4V and Ti555.3)*. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 209, N° 5, p.2223-2230, 2009.
- [Arrazola et al. 13] P.J. Arrazola, T. Özel, D. Umbrello, M. Davies et I.S. Jawahir. *Recent advances in modelling of metal machining processes*. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Vol. 62, N° 2, p.695-718, 2013.
- [Astakhov 98] V.P. Astakhov. *Metal Cutting Mechanics*. CRC Press, 1998.
- [Attanasio et al. 13] A. Attanasio, E. Ceretti et C. Giardini. *Analytical Models for Tool Wear Prediction During AISI 1045 Turning Operations*. Procedia CIRP, Vol. 8, p.218-223, 2013.

- [Ayed et al. 15] Y. Ayed, G. Germain, A. Ammar et B. Furet. *Tool wear analysis and improvement of cutting conditions using the high-pressure water-jet assistance when machining the Ti17 titanium alloy*. Precision Engineering, Vol. 42, p.294-301, 2015.
- [Bissey 05] S. Bissey. *Développement d'un modèle d'efforts de coupe applicable à des familles d'outils: cas du fraisage des aciers traités thermiquement*. Arts et Métiers ParisTech, 2005
- [Blouët 86] J. Blouët. *Frottement. Usure*. Techniques de l'ingénieur, N° réf. article: a3139, 1986.
- [Bono 15] A. Bono. *Étude de l'influence du rayon de contact en dépouille sur l'usure d'outil lors du tournage de l'alliage de titane Ti6Al4V*. Mémoire de Master, Arts et Métiers ParisTech, 2015
- [Bono et al. 16] A. Bono, T. Dorlin, J.-P. Costes, G. Fromentin et H. Karaouni. *Investigations on the Flank Wear and Modelling of the Contact Radius Effect in Turning of Ti6Al4 V Titanium Alloy*. Procedia CIRP, Vol. 46, p.468-471, 2016.
- [Bouchnak 10] T.B. Bouchnak. *Etude du comportement en sollicitations extrêmes et de l'usinabilité d'un nouvel alliage de titane aéronautique : le ti555-3*. Arts et Métiers ParisTech, 2010
- [Bouzakis et al. 13] K.D. Bouzakis, R. Paraskevopoulou, G. Katirtzoglou, S. Makrimallakis, E. Bouzakis et K. Efstathiou. *Predictive model of tool wear in milling with coated tools integrated into a CAM system*. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Vol. 62, N° 1, p.71-74, 2013.
- [Brissaud et al. 09] D. Brissaud et A. Gousskov. *The fractional model for the determination of the cutting forces*. Asian International Journal of Science and Technology, 2009.
- [Brown et al. 64] R.H. Brown et E.J.A. Armarego. *Oblique machining with a single cutting edge*. International Journal of Machine Tool Design and Research, Vol. 4, N° 1, p.9-25, 1964.
- [Cahuc et al. 07] O. Cahuc, P. Darnis et R. Laheurte. *Mechanical and thermal experiments in cutting process for new behaviour law*. International Journal of Forming Processes. Vol. 10, N° 2, p. 235-269, 2007.
- [Cahuc et al. 12] O. Cahuc, C. Bisu et A. Gerard. *Link between chips and cutting moments evolution*. Advanced Materials Research. Vol. 423, p. 89-102, 2012.

- [Campocasso 13] S. Campocasso. *Développement d'un modèle d'efforts de coupe multi-opérations et multi-matériaux. Application au tournage du cuivre pur dans différents états métallurgiques*. Arts et Métiers ParisTech, 2013
- [Campocasso et al. 13] S. Campocasso, J.-P. Costes, G. Fromentin, S. Bissey-Breton et G. Poulachon. *Improvement of Cutting Forces Modeling Based on Oriented Cutting Tests*. Procedia CIRP, Vol. 8, p.206-211, 2013.
- [Campocasso et al. 15] S. Campocasso, J.-P. Costes, G. Fromentin, S. Bissey-Breton et G. Poulachon. *A generalised geometrical model of turning operations for cutting force modelling using edge discretisation*. Applied Mathematical Modelling, Vol. 39, N° 21, p.6612-6630, 2015.
- [Cartier et al. 01] M. Cartier et P. Kapsa. *Usure des contacts mécaniques Problématique et définitions*. Techniques de l'ingénieur Frottement et usure, Vol. base documentaire : TIB464DUO, N° ref. article : bm5065, 2001.
- [Chérif 16] I. Chérif. *Analyse et modélisation des efforts de coupe en intégrant l'effet de l'écoulement du copeau et de l'usure en dépouille. Application au tournage de l'alliage de titane Ti6Al4V*. Mémoire de Master, Cluny, Arts et Métiers ParisTech, 2016
- [Cherif 03] M. Cherif. *Modélisation générique des efforts de coupe en fraisage pour la CFAO et la surveillance de l'usinage*. Université de Nantes, 2003
- [Chinchanikar et al. 14] S. Chinchanikar et S.K. Choudhury. *Characteristic of Wear, Force and their Inter-relationship: In-process Monitoring of Tool within Different Phases of the Tool Life*. Procedia Materials Science, Vol. 5, p.1424-1433, 2014.
- [Chinchanikar et al. 15] S. Chinchanikar et S.K. Choudhury. *Cutting force modeling considering tool wear effect during turning of hardened AISI 4340 alloy steel using multi-layer TiCN/Al₂O₃/TiN-coated carbide tools*. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, p.1-14, 2015.
- [Choudhury et al. 00] S.K. Choudhury et S. Rath. *In-process tool wear estimation in milling using cutting force model*. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 99, N° 1-3, p.113-119, 2000.
- [Combres 10] Yves Combres. *Propriétés du titane et de ses alliages*. Techniques de l'ingénieur Biomatériaux et biomécanique, Vol. base documentaire : TIB606DUO, N° ref. article : m4780, 2010.
- [Denkena et al. 10] B. Denkena et J. Köhler. *Consideration of the Form of the Undeformed Section of Cut in the Calculation of Machining Forces*. Machining Science and Technology, Vol. 14, N° 4, p.455-470, 2010.

- [Dorlin et al. 15] T. Dorlin, G. Fromentin et J.-P. Costes. *Analysis and Modelling of the Contact Radius Effect on the Cutting Forces in Cylindrical and Face Turning of Ti6Al4 V Titanium Alloy*. Procedia CIRP, Vol. 31, p.185-190, 2015.
- [Dorlin et al. 16] T. Dorlin, G. Fromentin et J.-P. Costes. *Generalised cutting force model including contact radius effect for turning operations on Ti6Al4V titanium alloy*. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, p.1-17, 2016.
- [Ezugwu et al. 03] E.O. Ezugwu, J. Bonney et Y. Yamane. *An overview of the machinability of aeroengine alloys*. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 134, N° 2, p.233-253, 2003.
- [Ezugwu et al. 01] E.O. Ezugwu, K.A. Olajire et J. Bonney. *Modelling of Tool Wear Based on Component Forces*. Tribology Letters, Vol. 11, N° 1, p.55-60, 2001.
- [Ezugwu et al. 97] E.O. Ezugwu et Z.M. Wang. *Titanium alloys and their machinability—a review*. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 68, N° 3, p.262-274, 1997.
- [Fontaine 04] M. Fontaine. *Modélisation thermomécanique du fraisage de forme et validation expérimentale*. Université de Metz, 2004
- [Fontaine et al. 07] M. Fontaine, A. Moufki, A. Devillez et D. Dudzinski. *Modelling of cutting forces in ball-end milling with tool–surface inclination: Part I: Predictive force model and experimental validation*. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 189, N° 1–3, p.73-84, 2007.
- [Fromentin et al. 10] G. Fromentin et G. Poulachon. *Geometrical analysis of thread milling—part 2: calculation of uncut chip thickness*. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 49, N° 1-4, p.81-87, 2010.
- [Germain 11] D. Germain. *Développement d'un modèle d'efforts de coupe intégrant le contact en dépouille: application au tournage de super finition du cuivre Cu-c2*. Thèse de doctorat, Arts et Métiers ParisTech, 2011
- [Germain et al. 13] D. Germain, G. Fromentin, G. Poulachon et S. Bissey-Breton. *From large-scale to micromachining: A review of force prediction models*. Journal of Manufacturing Processes, Vol. 15, N° 3, p.389-401, 2013.
- [Germain 06] G. Germain. *Contribution à l'optimisation du procédé d'usinage assisté laser*. Thèse de doctorat, Arts et Métiers ParisTech, 2006
- [Günay et al. 04] M. Günay, E. Aslan, İ. Korkut et U. Şeker. *Investigation of the effect of rake angle on main cutting force*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 44, N° 9, p.953-959, 2004.

- [Guo et al. 04] Y.B. Guo et Y.K. Chou. *The determination of ploughing force and its influence on material properties in metal cutting*. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 148, N° 3, p.368-375, 2004.
- [Hoon Ko et al. 05] J. Hoon Ko et D.-W. Cho. *3D Ball-End Milling Force Model Using Instantaneous Cutting Force Coefficients*. Journal of Manufacturing Science and Engineering, Vol. 127, N° 1, p.1-12, 2005.
- [Huang et al. 03] Y. Huang et S.Y. Liang. *Force modelling in shallow cuts with large negative rake angle and large nose radius tools - application to hard turning*. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 22, p.626-632, 2003.
- [ISO 89a] International Organization for Standardization ISO. *Essai de durée de vie des outils de fraisage - Partie 1 : Fraisage combiné*. NF ISO 8688-2. 1989.
- [ISO 89b] International Organization for Standardization ISO. *Essai de durée de vie des outils de fraisage - Partie 1 : Surfaçage*. NF ISO 8688-1. 1989.
- [ISO 93a] International Organization for Standardization ISO. *Grandeurs de base pour la coupe et la rectification - Partie 1 : Géométrie de la partie active des outils coupants. Notions générales, système de référence, angles de l'outil et angles en travail, brise-copeau*. ISO 3002-1. 1993.
- [ISO 93b] International Organization for Standardization ISO. *Essai de durée de vie des outils de tournage à partie active unique*. ISO 3685. 1993.
- [Jawaid et al. 99] A. Jawaid, C.. Che-Haron et A. Abdullah. *Tool wear characteristics in turning of titanium alloy Ti-6246*. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 92-93, p.329-334, 1999.
- [Jawaid et al. 00] A. Jawaid, S. Sharif et S. Koksai. *Evaluation of wear mechanisms of coated carbide tools when face milling titanium alloy*. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 99, N° 1-3, p.266-274, 2000.
- [Junz Wang et al. 02] J.-J. Junz Wang et C.M. Zheng. *An analytical force model with shearing and ploughing mechanisms for end milling*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 42, N° 7, p.761-771, 2002.
- [Kapoor et al. 98] S.G. Kapoor, R.E. DeVor, R. Zhu, R. Gajjela, G. Parakkal et D. Smithey. *Development of Mechanistic Models for the Prediction of Machining Performance: Model Building Methodology*. Machining Science and Technology, Vol. 2, N° 2, p.213-238, 1998.
- [Kaymakci 09] M. Kaymakci. *Generalized modeling of metal cutting mechanics*. University of British Columbia, 2009

- [Kaymakci et al. 12] M. Kaymakci, Z.M. Kilic et Y. Altintas. *Unified cutting force model for turning, boring, drilling and milling operations*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 54–55, p.34-45, 2012.
- [Khettabi et al. 07] R. Khettabi, V. Songmene et J. Masounave. *Effect of tool lead angle and chip formation mode on dust emission in dry cutting*. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 194, N° 1–3, p.100-109, 2007.
- [Kienzle 52] O. Kienzle. *Bestimmung von Kräften und Leistungen an spanenden Werkzeugen und Werkzeugmaschinen*. In 299-305. Hannover, 1952
- [Kilic et al. 16] Z.M. Kilic et Y. Altintas. *Generalized mechanics and dynamics of metal cutting operations for unified simulations*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 104, p.1-13, 2016.
- [Laheurte 04] R. Laheurte. *Application de la théorie du second gradient à la coupe des matériaux*. Thèse de doctorat, Université de Bordeaux, 2004
- [Lalwani et al. 08] D.I. Lalwani, N.K. Mehta et P.K. Jain. *Experimental investigations of cutting parameters influence on cutting forces and surface roughness in finish hard turning of MDN250 steel*. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 206, N° 1–3, p.167-179, 2008.
- [Lauro et al. 14] C.H. Lauro, L.C. Brandão, D. Baldo, R.A. Reis et J.P. Davim. *Monitoring and processing signal applied in machining processes – A review*. Measurement, Vol. 58, p.73-86, 2014.
- [Levenberg 44] K. Levenberg. *A Method for the Solution of Certain Non-Linear Problems in Least Squares*. The Quarterly of Applied Mathematics, Vol. 2, p.164-168, 1944.
- [van Luttervelt et al. 98] C.A. van Luttervelt, T.H.C. Childs, I.S. Jawahir, F. Klocke, P.K. Venunod, Y. Altintas, E. Armarego, D. Dornfeld, I. Grabec, J. Leopold et al. *Present Situation and Future Trends in Modelling of Machining Operations Progress Report of the CIRP Working Group 'Modelling of Machining Operations'*. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Vol. 47, N° 2, p.587-626, 1998.
- [Mackinnon et al. 86] R. Mackinnon, G.E. Wilson et A.J. Wilkinson. *Tool Condition Monitoring Using Multi-Component Force Measurements*. In B. J. Davies (éd) *Proceedings of the Twenty-Sixth International Machine Tool Design and Research Conference*, 317-324. Macmillan Education UK, 1986
- [Marquardt 63] D.W. Marquardt. *An algorithm for least-squares estimations of nonlinear parameters*. Journal of the Society for Industrial and Applied Mathematics, Vol. 11, N° 2, p.431-441, 1963.

- [Merchant 45a] M.E. Merchant. *Mechanics of the Metal Cutting Process. I. Orthogonal Cutting and a Type 2 Chip*. Journal of Applied Physics, Vol. 16, N° 5, p.267-275, 1945.
- [Merchant 45b] M.E. Merchant. *Mechanics of the Metal Cutting Process. II. Plasticity Conditions in Orthogonal Cutting*. Journal of Applied Physics, Vol. 16, N° 6, p.318-324, 1945.
- [Molinari et al. 05] A. Molinari et A. Moufki. *A new thermomechanical model of cutting applied to turning operations. Part I. Theory*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 45, N° 2, p.166-180, 2005.
- [Moreau 10] V. Moreau. *Etude dynamique de l'usinage et de l'interaction pièce-outil par mesure des déplacements : application au fraisage et au tournage*. Arts et Métiers ParisTech, 2010
- [Moufki et al. 05] A. Moufki et A. Molinari. *A new thermomechanical model of cutting applied to turning operations. Part II. Parametric study*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 45, N° 2, p.181-193, 2005.
- [Muhammad et al. 13] R. Muhammad, A. Roy et V.V. Silberschmidt. *Finite Element Modelling of Conventional and Hybrid Oblique Turning Processes of Titanium Alloy*. Procedia CIRP, Vol. 8, p.510-515, 2013.
- [NF E66 97a] Norme Française. *Couple outil-matière - Partie 4 : Mode d'obtention du couple outil-matière en tournage*. NF E66-520-4. 1997.
- [NF E66 97b] Norme Française. *Couple outil-matière - Partie 6 : Mode d'obtention du couple outil-matière en fraisage*. NF E66-520-6. 1997.
- [Ng et al. 06] C.K. Ng, S.N. Melkote, M. Rahman et A. Senthil Kumar. *Experimental study of micro- and nano-scale cutting of aluminum 7075-T6*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 46, N° 9, p.929-936, 2006.
- [Oraby et al. 91] S.E. Oraby et D.R. Hayhurst. *Development of models for tool wear force relationships in metal cutting*. International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 33, N° 2, p.125-138, 1991.
- [Oraby et al. 04] S.E. Oraby et D.R. Hayhurst. *Tool life determination based on the measurement of wear and tool force ratio variation*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 44, N° 12-13, p.1261-1269, 2004.
- [Outeiro et al. 15] J.C. Outeiro, S. Campocasso, L.A. Denguir, G. Fromentin, V. Vignal et G. Poulachon. *Experimental and numerical assessment of subsurface plastic deformation induced by OFHC copper machining*. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Vol. 64, N° 1, p.53-56, 2015.

- [Outeiro et al. 13] J.C. Outeiro, F. Rossi, G. Fromentin, G. Poulachon, G. Germain et A.C. Batista. *Process Mechanics and Surface Integrity Induced by Dry and Cryogenic Machining of AZ31B-O Magnesium Alloy*. Procedia CIRP, Vol. 8, p.487-492, 2013.
- [Oxley 98] P.L.B. Oxley. *Development and Application of a Predictive Machining Theory*. Machining Science and Technology, Vol. 2, N° 2, p.165-189, 1998.
- [Parakkal et al. 02] G. Parakkal, R. Zhu, S.G. Kapoor et R.E. DeVor. *Modeling of turning process cutting forces for grooved tools*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 42, N° 2, p.179-191, 2002.
- [Paris et al. 07] H. Paris, D. Brissaud et A. Gousskov. *A More Realistic Cutting Force Model at Uncut Chip Thickness Close to Zero*. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Vol. 56, N° 1, p.415-418, 2007.
- [Popov et al. 13] A. Popov et A. Dugin. *A comparison of experimental estimation methods of the ploughing force in orthogonal cutting*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 65, p.37-40, 2013.
- [Popov et al. 14] A. Popov et A. Dugin. *Effect of uncut chip thickness on the ploughing force in orthogonal cutting*. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, p.1-9, 2014.
- [Prasad et al. 14] B.S. Prasad, M.P. Babu et Y.R. Reddy. *Evaluation of correlation between vibration signal features and three-dimensional finite element simulations to predict cutting tool wear in turning operation*. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture, p.954405414554018, 2014.
- [Prat 14] D. Prat. *Développement et modélisation des stratégies de fraisage 5 axes de finition - Application à l'usinage de veines hydrauliques fermées*. 2014
- [Rancic 12] M. Rancic. *Etude des mécanismes de déformation et de transformations métallurgiques en sous-couche et sur la surface usinée lors du tournage du Ti-6Al-4V avec un outil en carbure cimenté WC-Co non revêtu. Corrélation de l'intégrité matière par la surveillance de l'opération et la compréhension des mécanismes d'endommagement de l'outil*. Paris, ENSAM, 2012
- [Ravindra et al. 93] H.V. Ravindra, Y.G. Srinivasa et R. Krishnamurthy. *Modelling of tool wear based on cutting forces in turning*. Wear, Vol. 169, N° 1, p.25-32, 1993.
- [Reddy et al. 01] R.G. Reddy, R.E. DeVor et S.G. Kapoor. *A mechanistic force model for combined axial-radial contour turning*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 41, N° 11, p.1551-1572, 2001.

- [Reddy et al. 00] R.G. Reddy, S.G. Kapoor et R.E. DeVor. *A mechanistic force model for contour turning*. Transaction of the American Society of Mechanical Engineers, Vol. 122, N° 1, p.398-405, 2000.
- [Ritou 06] M. Ritou. *Surveillance d'usinage en fraisage de pièces complexes par un suivi de la broche*. Thèse de doctorat, École Centrale de Nantes et Université de Nantes, 2006
- [Saglam et al. 06] H. Saglam, F. Unsacar et S. Yaldiz. *Investigation of the effect of rake angle and approaching angle on main cutting force and tool tip temperature*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 46, N° 2, p.132-141, 2006.
- [Salvatore 11] F. Salvatore. *Contribution à la modélisation analytique et à la simulation numérique de l'enlèvement de matière et de ses conséquences induites : cas de la coupe orthogonale*. Université Joseph Fourier, 2011
- [Sève 11] M. Sève. *Modélisation des efforts de coupe lors de l'opération de profilage de finition d'un alliage de titane Ti6Al4V*. Mémoire de Master, Arts et Métiers ParisTech, 2011
- [Shaw et al. 52] M.C. Shaw, N.H. Cook et P.A. Smith. *The Mechanics of Three-Dimensional Cutting Operations*. Transaction of the American Society of Mechanical Engineers, Vol. 74, N° 1, p.1055-1064, 1952.
- [Smithey et al. 00] D.W. Smithey, S.G. Kapoor et R.E. DeVor. *A worn tool force model for three-dimensional cutting operations*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 40, N° 13, p.1929-1950, 2000.
- [Stevenson 98] R. Stevenson. *The measurement of parasitic forces in orthogonal cutting*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 38, N° 1-2, p.113-130, 1998.
- [Stevenson et al. 95] R. Stevenson et D.A. Stephenson. *The Mechanical Behavior of Zinc During Machining*. Journal of Engineering Materials and Technology, Vol. 117, N° 2, p.172-178, 1995.
- [Suel 12] Q. Suel. *Étude de l'influence des paramètres locaux sur les efforts en chariotage de finition de l'alliage de titane Ti6Al4V*. Mémoire de Master, Arts et Métiers ParisTech, 2012
- [Sun et al. 09] S. Sun, M. Brandt et M.S. Dargusch. *Characteristics of cutting forces and chip formation in machining of titanium alloys*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 49, N° 7-8, p.561-568, 2009.

- [S. Sun et al. 13] S. Sun, M. Brandt et J.P. Mo. *Evolution of tool wear and its effect on cutting forces during dry machining of Ti-6Al-4V alloy*. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture, p.954405413500243, 2013.
- [Y. Sun et al. 13] Y. Sun, J. Sun, J. Li, W. Li et B. Feng. *Modeling of cutting force under the tool flank wear effect in end milling Ti6Al4V with solid carbide tool*. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 69, N° 9-12, p.2545-2553, 2013.
- [Sutter et al. 13] G. Sutter et G. List. *Very high speed cutting of Ti-6Al-4V titanium alloy – change in morphology and mechanism of chip formation*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 66, p.37-43, 2013.
- [Taylor 07] F.W. Taylor. *On the art of cutting metals*. New York, American Society of mechanical engineers, 1907.
- [Ugarte et al. 12] A. Ugarte, R. M'Saoubi, A. Garay et P.J. Arrazola. *Machining Behaviour of Ti-6Al-4 V and Ti-5553 Alloys in Interrupted Cutting with PVD Coated Cemented carbide*. Procedia CIRP, Vol. 1, p.202-207, 2012.
- [Usui et al. 78] E. Usui, T. Shirakashi et T. Kitagawa. *Analytical Prediction of Three Dimensional Cutting Process—Part 3: Cutting Temperature and Crater Wear of Carbide Tool*. Journal of Engineering for Industry, Vol. 100, N° 2, p.236-243, 1978.
- [Venkatesh et al. 96] V.C. Venkatesh, I.A. Kattan, D. Hoy, C.T. Ye et J.S. Vankirk. *An analysis of cutting tools with negative side cutting edge angles*. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 58, N° 4, p.351-361, 1996.
- [Vigneau 99] J. Vigneau. *Usinage des matériaux aéronautiques à faible usinabilité*. Techniques de l'ingénieur Mise en forme des matériaux par usinage, Vol. base documentaire : TIB510DUO, N° ref. article : bm7285, 1999.
- [Wagner 11] V. Wagner. *Amélioration de la productivité en usinage d'un titane réfractaire : le Ti5553*. Toulouse, INPT, 2011
- [Waldorf 96] D.J. Waldorf. *Shearing, ploughing and wear in orthogonal machining*. University of Illinois at Urbana-Champaign, 1996
- [Waldorf 06] D.J. Waldorf. *A Simplified Model for Ploughing Forces in Turning*. Journal of Manufacturing Processes, Vol. 8, N° 2, p.76-82, 2006.
- [Waldorf et al. 99] D.J. Waldorf, R.E. DeVor et S.G. Kapoor. *An Evaluation of Ploughing Models for Orthogonal Machining*. Journal of Manufacturing Science and Engineering, Vol. 121, N° 4, p.550-558, 1999.

- [Woon et al. 08] K.S. Woon, M. Rahman, K.S. Neo et K. Liu. *The effect of tool edge radius on the contact phenomenon of tool-based micromachining*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 48, N° 12–13, p.1395-1407, 2008.
- [Wyen et al. 10] C.-F. Wyen et K. Wegener. *Influence of cutting edge radius on cutting forces in machining titanium*. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Vol. 59, N° 1, p.93-96, 2010.
- [Zanger et al. 13] F. Zanger et V. Schulze. *Investigations on Mechanisms of Tool Wear in Machining of Ti-6Al-4V Using FEM Simulation*. Procedia CIRP, Vol. 8, p.158-163, 2013.
- [Zorev 66] N.N. Zorev. *Metal cutting mechanics*. Pergamon Press, 1966.

Annexe A Détails sur les matériaux usinés et les outils coupants

Matériaux usinés

Les matériaux cibles dans cette étude sont tous des alliages de titane utilisés dans le domaine aéronautique. Les alliages de titane sont souvent utilisés dans ce domaine pour leur capacité à conserver des propriétés mécaniques élevées (traction, fatigue, fluage) de -250°C à 550°C , pour leur faible densité (deux fois inférieure à celle des aciers ou des alliages de nickel) et leur très grande résistance à la corrosion. À titre indicatif, les alliages de titane sont largement utilisés au sein du groupe Safran pour :

- les parties froides (entrée d'air et compresseur basse pression) des turboréacteurs et les moteurs d'hélicoptères chez les sociétés Safran Aircraft Engines, Safran Aero Boosters et Safran Helicopters Engines ;
- les contre-fiches, compas, tiges coulissantes et balanciers pour les trains d'atterrissage chez la société Safran Landing Systems ;
- les carters d'entrée d'air, les capots moteurs, les inverseurs de poussée, les systèmes d'échappement, (etc.) au sein de la société Safran Nacelles ;

Dans le cadre de ces travaux de recherche, trois alliages de titane sont ciblés :

- l'alliage de titane Ti6Al4V, biphasé $\alpha+\beta$, apprécié pour sa tenue mécanique en température et sa mise en œuvre (formabilité, soudabilité) ;
- l'alliage de titane Ti17 de type β , apprécié pour sa tenue mécanique à faible température, notamment en traction et en fatigue ;
- l'alliage de titane Ti555-3 de type β , apprécié pour sa tenue en statique (résistance mécanique et ténacité).

Ces deux derniers alliages sont considérés comme des alliages à haute-résistance en comparaison de l'alliage de titane Ti6Al4V, notamment grâce à la présence majoritaire d'une phase β qui favorise les caractéristiques mécaniques de l'alliage, tandis que la phase α favorise la tenue en température. Une brève comparaison entre ces trois alliages est fournie par la [TABLE A.1](#)

	Ti17	Ti6Al4V	Ti555-3
Densité ($\text{g}\cdot\text{cm}^{-3}$)	4.6	4.3	4.6
Résistance R_m (MPa)	1130	900	1195
Résistance spécifique R_m/ρ ($\text{MPa}\cdot\text{m}^3\cdot\text{kg}^{-1}$)	248	209	260

TABLE A.1 Comparaison des principales caractéristiques mécaniques des différents alliages de titane étudiés dans ces travaux de recherche [données SAFRAN].

Pour valider l'hypothèse qui vise à considérer les matériaux usinés comme homogènes, une vérification de l'homogénéité de l'alliage de titane Ti6Al4V est effectuée, en tant que seul alliage utilisé dans cette étude. Cet aspect consiste en plusieurs essais de dureté effectués depuis le cœur du lopin jusqu'à la surface libre, comme illustré à la [FIGURE A.1](#). Les matériaux usinés pendant les essais sont sous forme de lopins à section circulaire dans le cadre des essais de tournage, ou sous forme de lopins prismatiques (à partir de lopins à section circulaires puis tronçonnés et cubés) pour les essais en fraisage. Enfin, entre les campagnes, lorsque différents lopins sont utilisés, une comparaison des niveaux d'efforts pour un même diamètre usiné est toujours réalisée pour statuer concernant l'homogénéité matière.

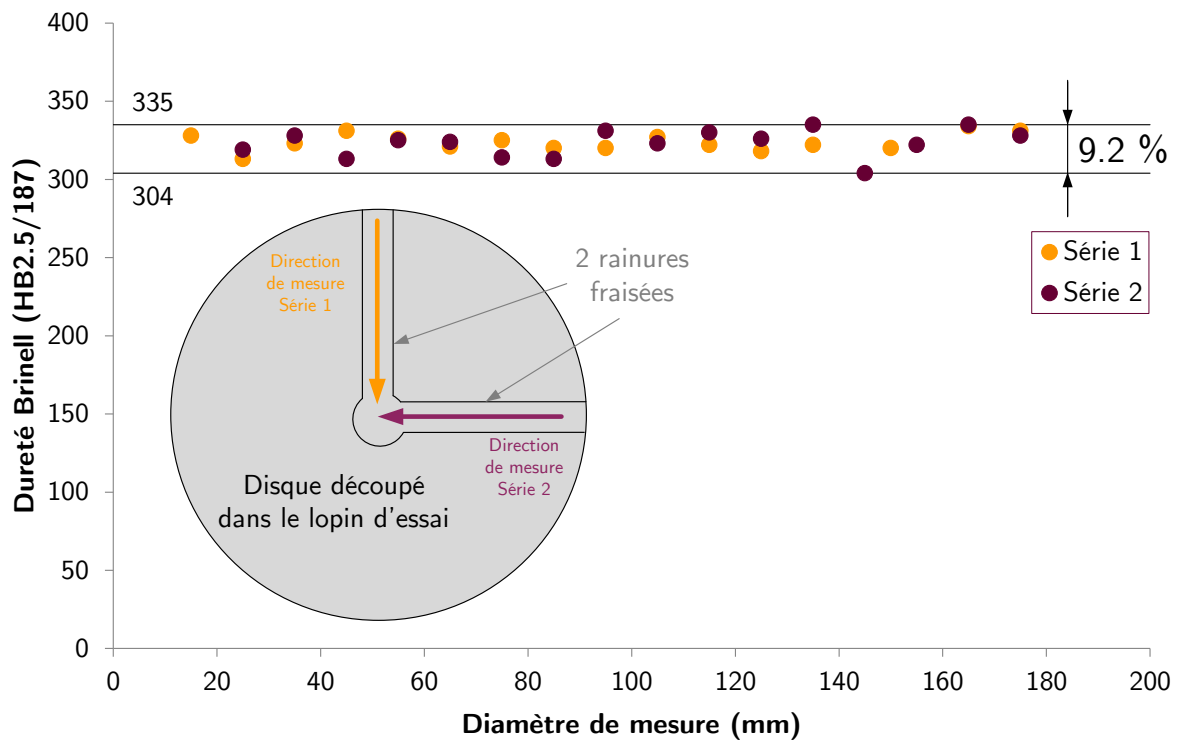


FIGURE A.1 Vérification de l'homogénéité en dureté d'un lopin d'essai en alliage de titane Ti6Al4V

Outils coupants

Dans cette étude, principalement trois types d'outil coupant sont utilisés, les détails sont fournis ci-dessous :

- Plaquette *ProfilCut 213202* de chez ARNO, en carbure de tungstène non-revêtu et liant cobalt. Cette plaquette est utilisée en tournage pour les essais de coupe à l'échelle locale (coupe élémentaire, coupe orthogonale). Son arête de coupe rectiligne permet de représenter un segment de l'arête discrétisée ;

α_n (°)	γ_n (°)	λ_s (°)	r_β (µm)
7	7	0	≈ 5

- Plaquette *LCGR1705-0500-RP* de chez Seco Tools, en carbure de tungstène non-revêtu et liant cobalt (nuance 883). Cette plaquette est utilisée en production dans les sociétés SafranAB et SafranAE pour des opérations de tournage de finition (profilage), ainsi que pour les essais de contournage à l'échelle globale (alésage, chariotage, dressage) dans cette étude. Cette géométrie d'outil est également déclinée pour trois autres niveaux rayons de bec (*LCGR2010M0-1000-RP* pour $r_\varepsilon = 5$ mm, *LCGF3008M0-0800-RP* pour $r_\varepsilon = 4$ mm et *LCGR1304M0-0400-RP* pour $r_\varepsilon = 2$ mm) dans le cadre de certains essais dans ses travaux ;

α_n (°)	γ_n (°)	λ_s (°)	r_ε (mm)	r_β (μm)
7	7	0	{2 ; 2.5 ; 4 ; 5}	≈ 13-21

- Plaquette 3M AXKT 1304PDR-MM de chez ISCAR, en carbure de tungstène revêtu TiN et TiAlN (nuance IC830) par procédé PVD. Cette plaquette est utilisée en production par la société Safran Landing Systems pour des opérations de fraisage en ébauche et semi-finition, et pour des essais de fraisage dans le cadre de cette étude. Cet outil est également décliné dans des dimensions plus grandes (référence : 3M AXKT 2006PDTR, nuance IC830) pour des essais de fraisage en usure dans cette étude. En accompagnement de ces plaquettes, deux corps de fraise aux diamètres 50 mm avec 4 dents et 100 mm avec 6 dents, respectivement référencés 3M SM D050-36-4-22-13 et 3M SM D100-40-6-40-20, sont utilisés.

λ_s (°)	r_ε (mm)
15	{0.8 ; 1}

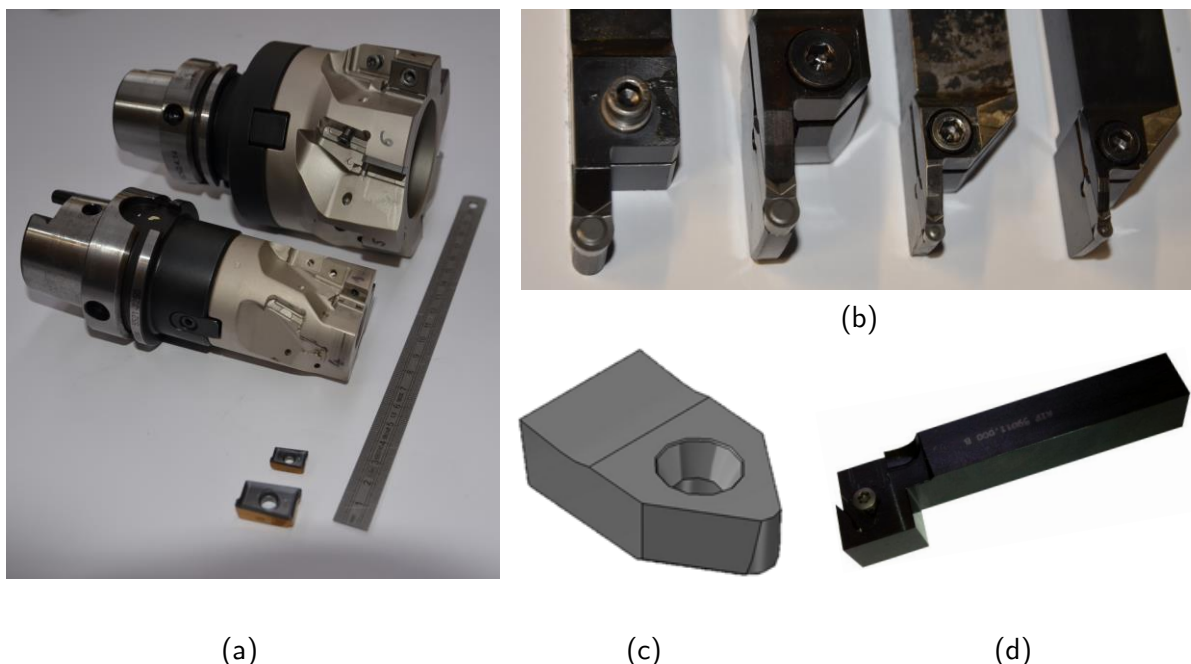


FIGURE A.2 Outils coupants utilisés dans cette étude : (a) plaquettes et corps de fraise Ø50 mm et Ø100 mm ; (b) plaquettes et portes-plaquette en tournage de profilage ; (c) plaquette de tournage pour essais de coupe à l'échelle locale ; (d) porte-plaquette pour essai de coupe orthogonale sur tube.

Annexe B Détails sur les chaînes d'acquisition en tournage et fraisage

Dans l'optique d'obtenir des données expérimentales de qualité (représentatives des phénomènes mis-en-jeu) il est nécessaire de maîtriser l'instrumentation qui est employée lors des campagnes expérimentales. Ces aspects sont désormais bien connus au sein du LaBoMaP et ce savoir-faire est intégré dans le cadre de ces travaux de recherche. Par conséquent, pour s'adapter au mieux aux conditions expérimentales et aux souhaits de cette étude, deux chaînes d'acquisition sont utilisées en fonction de la technique d'usinage retenue.

Chaîne d'acquisition lors des essais en tournage sur machine avec CN Siemens 840D

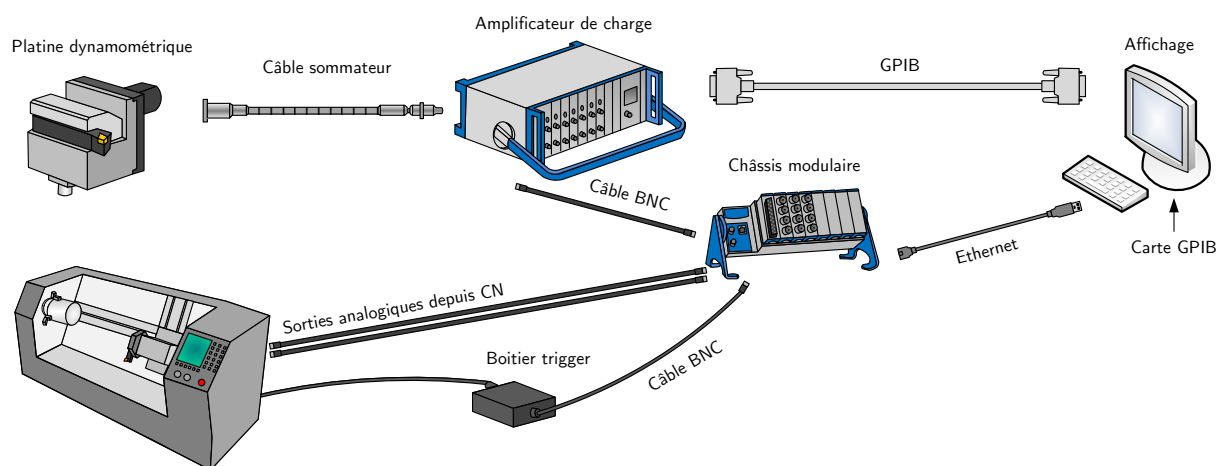


FIGURE B.1 Chaîne d'acquisition utilisée lors des expérimentations en configuration de tournage

Comme illustré à la FIGURE B.1, la chaîne d'acquisition utilisée lors des essais en configuration de tournage est constituée de deux sources principales d'informations : une instrumentation en mesure d'efforts de coupe et une instrumentation pour surveiller l'évolution de paramètres critiques pendant l'usinage. La mesure des efforts de coupe est effectuée grâce à :

- une platine dynamométrique Kistler 9121 ;
- un câble sommateur Kistler 1689B5 ;
- un amplificateur de charge 3 voies Kistler 5019A ;
- un châssis modulaire National Instruments cDAQ 9188 ;
- un module d'acquisition analogique National Instruments 9215 avec connecteurs BNC ;
- une carte bus National Instruments GPIB/IEEE488 ;

- un logiciel d'exploitation du châssis modulaire et modules d'acquisition National Instruments MAX ;
- un logiciel d'acquisition et traitement du signal DasyLab.

Comme détaillé dans la chaîne synoptique [Campocasso 13], les efforts de coupe sont mesurés en suivant les recommandations concernant les paramètres définissant le traitement du signal (fréquence d'échantillonnage, taille de bloc, gains, etc.).

Les paramètres dits « critiques » collectés durant l'usinage sont les paramètres opératoires (vitesse de coupe et avance par tour) ainsi que la position de l'outil coupant dans la base définie par l'origine programme et le repère machine. Ces paramètres représentent principalement un intérêt dans le but d'archiver les essais mais également afin d'analyser les essais qui poseraient problème et d'en identifier les raisons (erreur de saisie dans un programme CN, non-respect des paramètres opératoires lors de l'usinage, hétérogénéité matière, etc.). Pour ce faire ces paramètres sont relevés à l'aide :

- de modules Entrées/Sorties Analogiques ET200S ou Siemens DMP en fraisage sur machine-outil DMG DMC 85V ;
- un châssis modulaire National Instruments cDAQ 9188 ;
- deux modules National Instruments 9215 avec connecteurs BNC ;
- un logiciel d'exploitation des cartes d'acquisition National Instruments MAX ;
- un logiciel d'acquisition et de traitement du signal DasyLab.

L'acquisition de l'ensemble des signaux est automatiquement synchronisée grâce à l'horloge interne associée aux entrées analogiques du châssis modulaire, et déclenchée au moyen d'un composant externe, le boîtier trigger. Ce déclenchement externe, qui est piloté à l'aide d'une syntaxe précise dans le programme CN qui attribue un état 1 ou 0 à une variable booléenne du hardware de la CN, permet de démarrer et stopper l'acquisition de manière optimisée afin d'éviter les problèmes liés notamment à la dérive temporelle de la platine dynamométrique.

Chaîne d'acquisition lors des essais en fraisage sur machine avec CN Siemens 840D

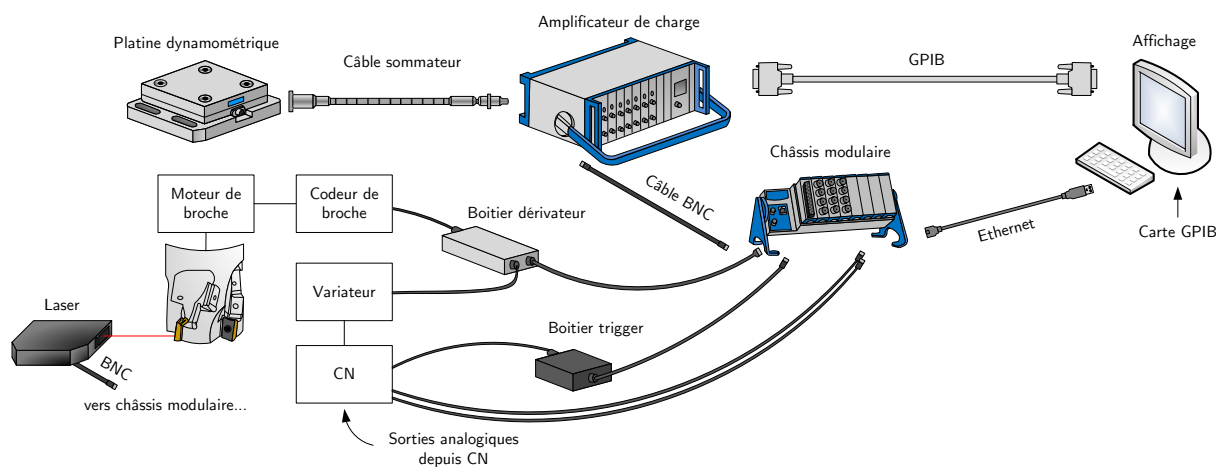


FIGURE B.2 Chaîne d'acquisition utilisée lors des expérimentations en configuration de fraisage

Dans le cas des expérimentations réalisées en fraisage, la chaîne d'acquisition présentée à la FIGURE B.2 possède beaucoup de similitudes avec la chaîne d'acquisition utilisée lors des essais de tournage, mais aussi quelques différences significatives. Cette chaîne d'acquisition est composée de trois sources principales d'informations : une instrumentation en mesure d'efforts de coupe, une instrumentation laser pour évaluer une partie de la géométrie de l'outil coupant, une instrumentation pour surveiller l'évolution de paramètres critiques pendant l'usinage. La mesure des efforts de coupe est effectuée grâce à :

- une platine dynamométrie Kistler 9255 ;
- un câble sommateur Kistler 1687B5 ;
- un amplificateur de charge 3 voies Kistler 5019A ;
- un châssis modulaire National Instruments cDAQ 9188 ;
- un module d'acquisition analogique National Instruments 9215 avec connecteurs BNC ;
- un logiciel d'exploitation du châssis modulaire et modules d'acquisition National Instruments MAX ;
- un logiciel d'acquisition et traitement du signal DasyLab.

Là encore, la mesure des efforts de coupe s'est effectuée de manière adéquate vis-à-vis du choix des gains employés.

La géométrie de l'outil en termes d'angle d'hélice et de mesure du faux rond pour chaque dent (radial + faux-rond de la broche) est mesurée à l'aide :

- une mesure de position par laser KEYENCE LK-G32, et selon le principe de mesure par triangulation [Prat 14], accompagné d'un contrôleur KEYENCE LK-G3001P ;

- une mesure de la position angulaire de la fraise dans le repère machine au moyen d'une sortie analogique de la CN (selon son point de référence défini par la mise en position de la fraise dans son attachement HSK 63A) ;
- un logiciel de configuration du laser et du signal LK Navigator ;
- une acquisition et post-traitement du signal réalisé sous DasyLab.

Ces mesures sont effectuées à une vitesse relativement lente (6 tr/min), mais toutefois représentatives des conditions d'essais en termes d'inertie [Prat 14], afin d'obtenir une résolution angulaire précise ; les sorties analogiques CN étant limitées à une fréquence d'échantillonnage maximum de 250 Hz.

Le suivi des paramètres dits « critiques » lors de l'usinage (position de l'outil coupant dans la base définie par l'origine programme et le repère machine, vitesse de coupe, vitesse d'avance, avance par tour, position angulaire de l'outil coupant) est effectué selon deux méthodologies. En effet, comme mentionné précédemment, les sorties analogiques possèdent une fréquence d'échantillonnage maximale égale à 250 Hz. Or dans ce cas, au vu des conditions d'essais, la résolution angulaire n'est pas suffisante pour permettre une modélisation des efforts de coupe précise. Par conséquent pour connaître plus précisément cette donnée, la position angulaire de l'outil coupant est mesurée à partir du codeur incrémental de broche, utilisé en interne dans les boucles d'asservissement de la machine-outil, grâce à :

- au codeur incrémental de broche 256 positions LSB GEL 244 ;
- un boîtier dérivateur Heidenhain IBV 606 ;
- un châssis modulaire National Instruments cDAQ 9188 ;
- un module compteur National Instruments 9411 ;
- un logiciel d'exploitation du châssis modulaire et modules d'acquisition National Instruments MAX ;
- un logiciel d'acquisition et traitement du signal DasyLab.

Ainsi, il a été possible d'interroger cette information à une fréquence d'échantillonnage de 4000 Hz, assurant une résolution angulaire inférieure à 0.5°. Enfin, la synchronisation des signaux de nature analogique (sorties analogiques CN, mesure d'efforts de coupe, laser) et du signal de nature numérique (position angulaire du codeur de broche) est réalisée grâce au partage d'une horloge commune et au déclenchement par un signal externe (boîtier trigger). Les autres signaux sont récoltés sur un principe identique à celui présenté au paragraphe précédent.

Annexe C Modélisation des efforts de coupe en fraisage

Modélisation des efforts de coupe : identification par essai

- Modélisation des efforts de coupe avec continuité de coupe et en fraisage de profil pur (Essai n°C4.2.2)

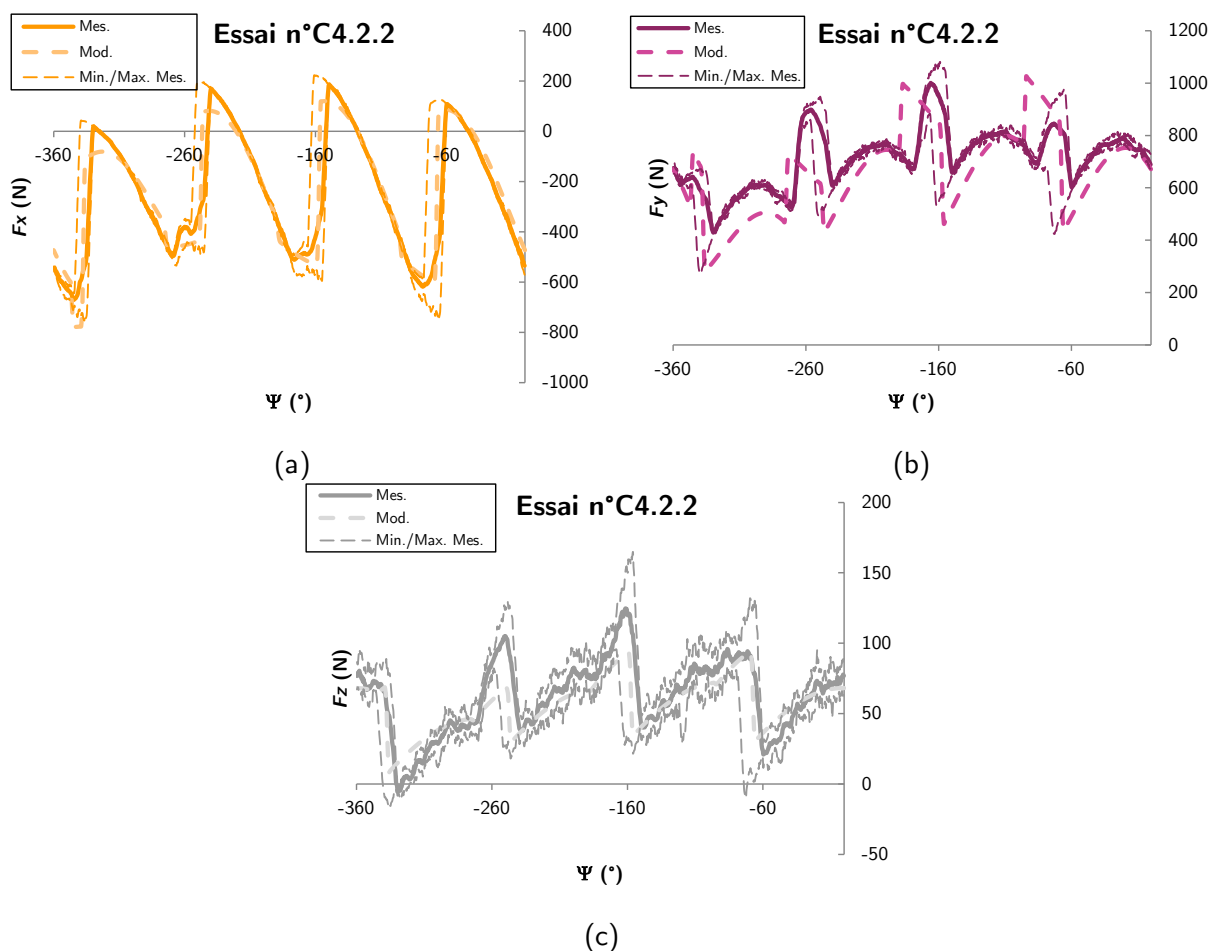


FIGURE C.1 Comparaison entre efforts de coupe mesurés et modélisés (Eq. 4.12) de l'essai n°C4.2.2 (a) pour la composante F_x ; (b) pour la composante F_y ; (c) pour la composante F_z

Valeurs des coefficients	
$k_{e,v}$	$k_{c,v}$
(N/mm)	(N/mm ²)
-30.92	1297.76
$k_{e,h}$	$k_{c,h}$
(N/mm)	(N/mm ²)
3.06	401.47
$k_{e,o}$	$k_{c,o}$
(N/mm)	(N/mm ²)
-1.68	58.99

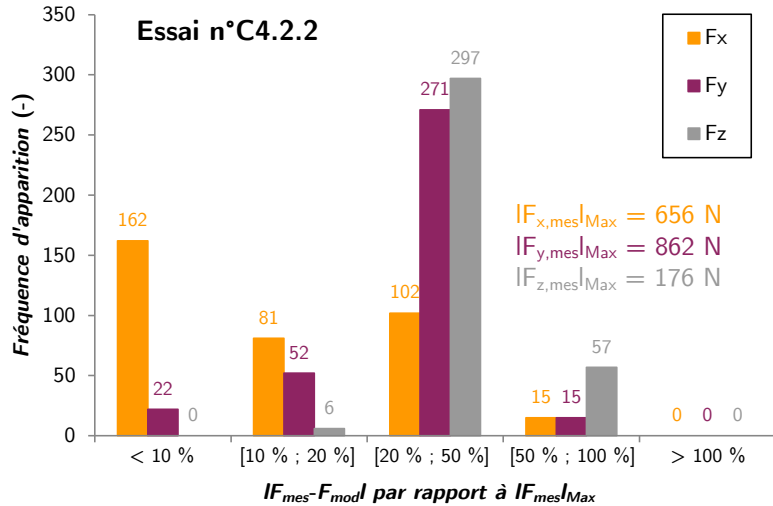


TABLE C.1 Coefficients des modèles identifiés (Eq. 4.12) pour l'essai n°C4.2.2

FIGURE C.2 Distribution des erreurs absolues de modélisation en valeurs absolues obtenues à l'essai n°C4.2.2 pour chaque composante de l'effort de coupe

- Modélisation des efforts de coupe sans continuité de coupe et en fraisage de profil pur (Essai n°C4.2.4)

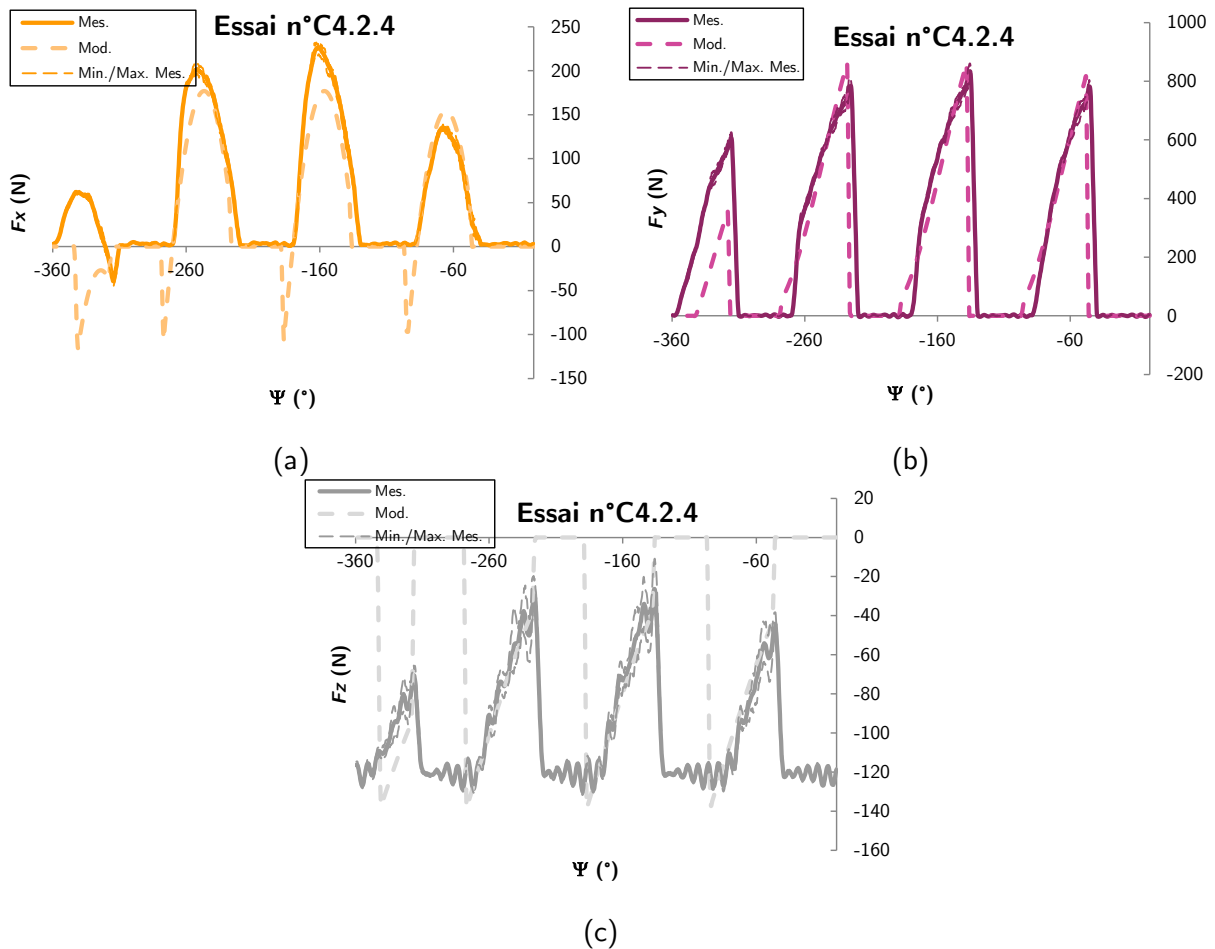


FIGURE C.3 Comparaison entre efforts de coupe mesurés et modélisés (Eq. 4.12) de l'essai n°C4.2.4 (a) pour la composante F_x ; (b) pour la composante F_y ; (c) pour la composante F_z

Valeurs des coefficients	
$k_{e,v}$	$k_{c,v}$
(N/mm)	(N/mm ²)
-42.30	3143.33
$k_{e,h}$	$k_{c,h}$
(N/mm)	(N/mm ²)
12.00	2299.22
$k_{e,o}$	$k_{c,o}$
(N/mm)	(N/mm ²)
-46.92	423.92

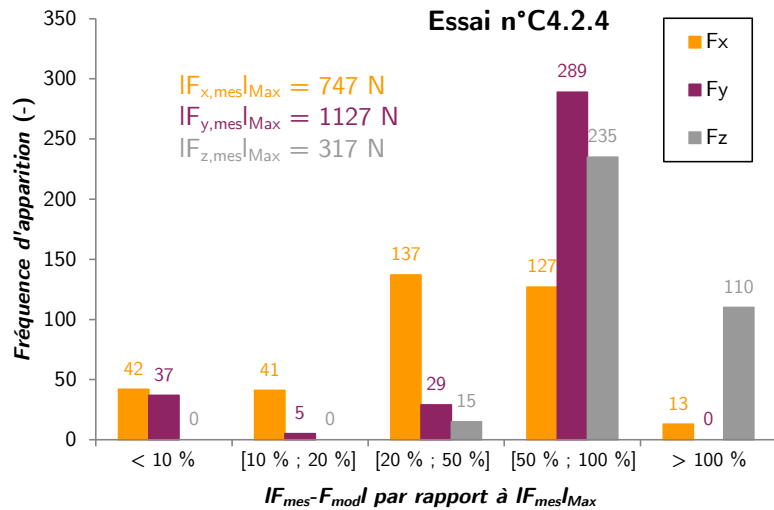


TABLE C.2 Coefficients des modèles identifiés (Eq. 4.12) pour l'essai n°C4.2.4

FIGURE C.4 Distribution des erreurs absolues de modélisation en valeurs absolues obtenues à l'essai n°C4.2.4 pour chaque composante de l'effort de coupe

• **Modélisation des efforts de coupe avec continuité de coupe et en fraisage épaulé (Essai n°C4.2.6)**

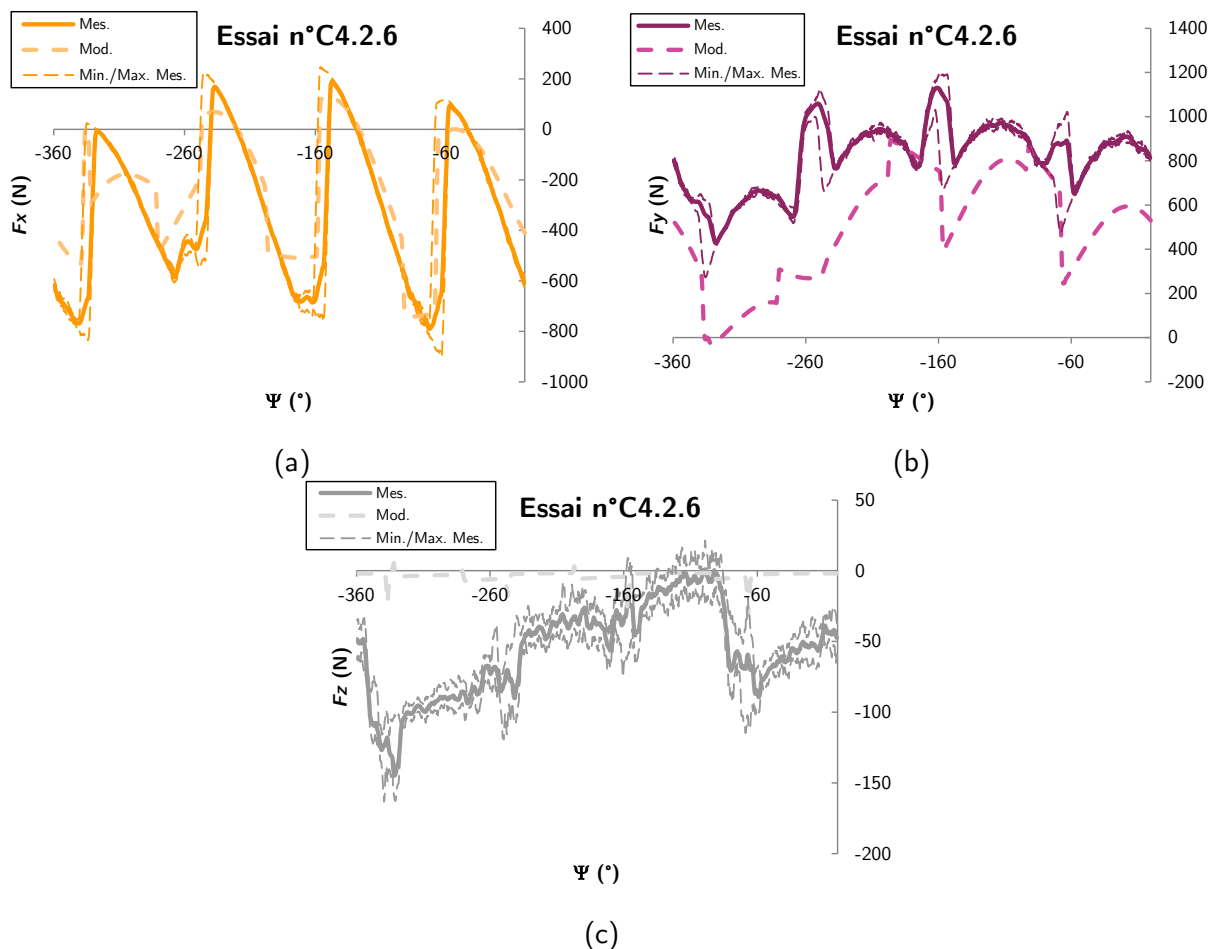


FIGURE C.5 Comparaison entre efforts de coupe mesurés et modélisés (Eq. 4.12) de l'essai n°C4.2.6 (a) pour la composante F_x ; (b) pour la composante F_y ; (c) pour la composante F_z

Valeurs des coefficients	
$k_{e,v}$	$k_{c,v}$
(N/mm)	(N/mm ²)
-96.85	2792.32
$k_{e,h}$	$k_{c,h}$
(N/mm)	(N/mm ²)
97.47	1006.52
$k_{e,o}$	$k_{c,o}$
(N/mm)	(N/mm ²)
2.33	82.46

TABLE C.3 Coefficients des modèles identifiés (Eq. 4.12) pour l'essai n°C4.2.6

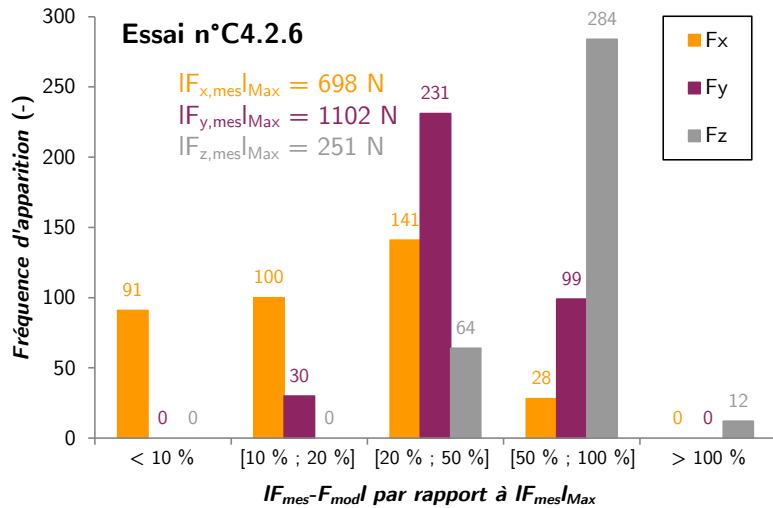


FIGURE C.6 Distribution des erreurs absolues de modélisation en valeurs absolues obtenues à l'essai n°C4.2.6 pour chaque composante de l'effort de coupe

- Modélisation des efforts de coupe sans continuité de coupe et en fraisage épaulé (Essai n°C4.2.8)

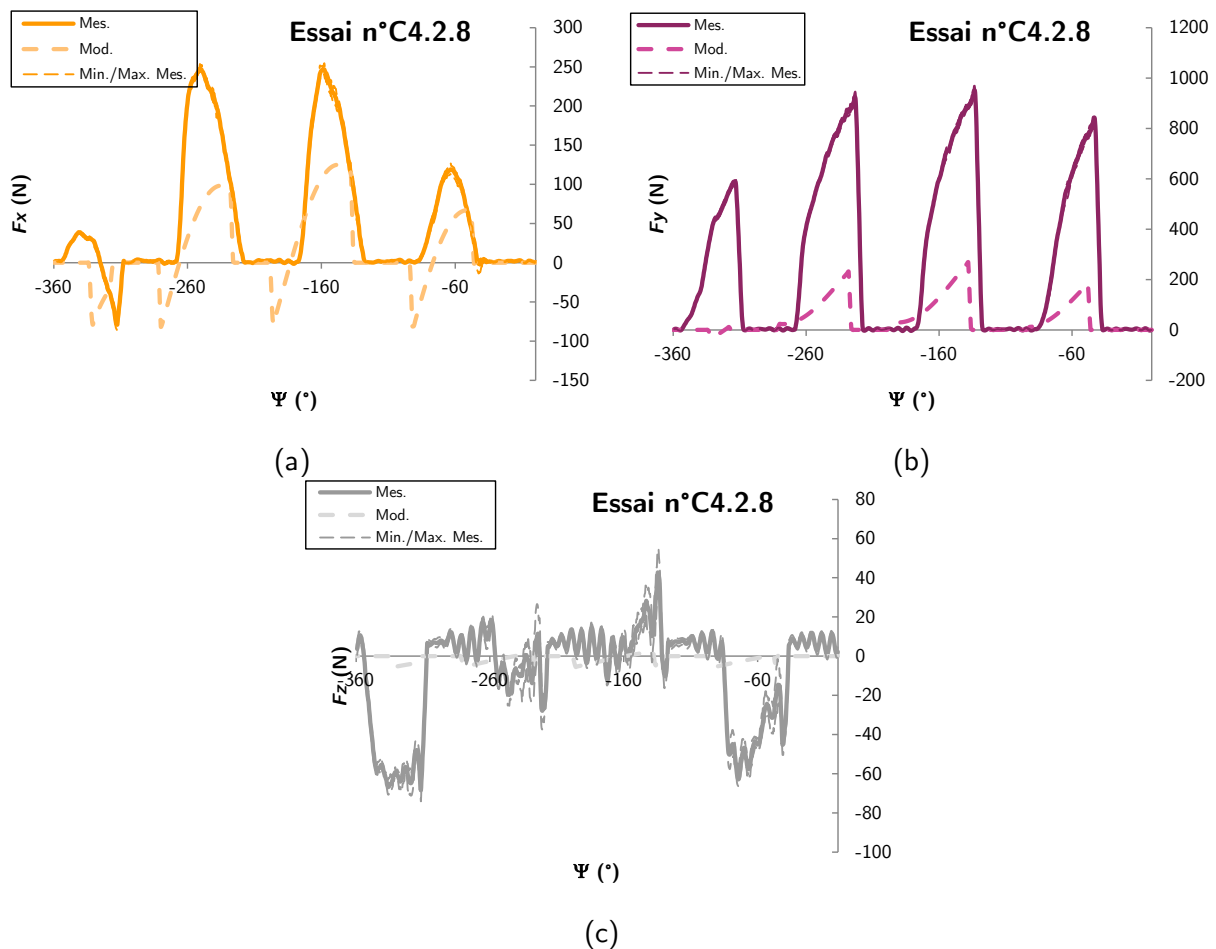


FIGURE C.7 Comparaison entre efforts de coupe mesurés et modélisés (Eq. 4.12) de l'essai n°C4.2.8 (a) pour la composante F_x ; (b) pour la composante F_y ; (c) pour la composante F_z

Valeurs des coefficients	
$k_{e,v}$	$k_{c,v}$
(N/mm)	(N/mm ²)
-96.85	2792.32
$k_{e,h}$	$k_{c,h}$
(N/mm)	(N/mm ²)
97.47	1006.52
$k_{e,o}$	$k_{c,o}$
(N/mm)	(N/mm ²)
2.33	82.46

TABLE C.4 Coefficients des modèles identifiés (Eq. 4.12) pour l'essai n°C4.2.8

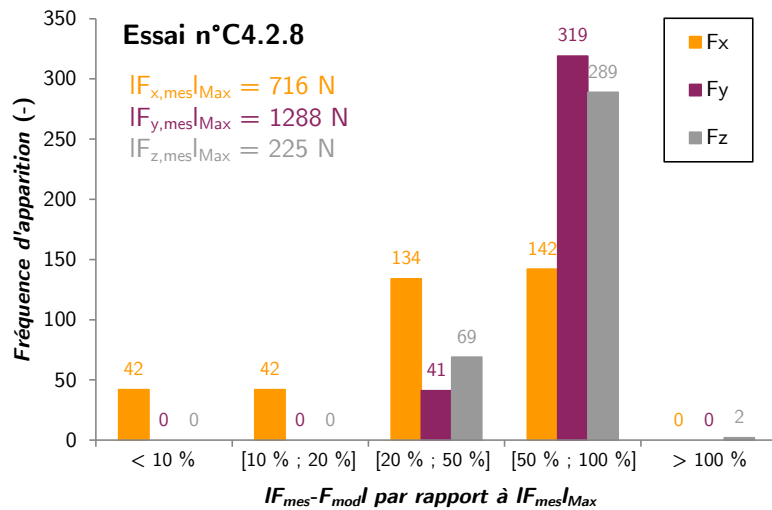


FIGURE C.8 Distribution des erreurs absolues de modélisation en valeurs absolues obtenues à l'essai n°C4.2.8 pour chaque composante de l'effort de coupe

Modélisation des efforts de coupe : identification sur l'ensemble des essais

Valeurs des coefficients	
$k_{e,v}$ (N/mm)	$k_{c,v}$ (N/mm ²)
-67.61	2271.99
$k_{e,h}$ (N/mm)	$k_{c,h}$ (N/mm ²)
29.53	960.66
$k_{e,o}$ (N/mm)	$k_{c,o}$ (N/mm ²)
2.69	73.90

TABLE C.5 Coefficients des modèles identifiés (Eq. 4.12) pour la modélisation commune des essais n°C4.2.1, C4.2.3, C4.2.5 et C4.2.7

- Modélisation des efforts de coupe avec continuité de coupe et en fraisage de profil pur (Essai n°C4.2.1)

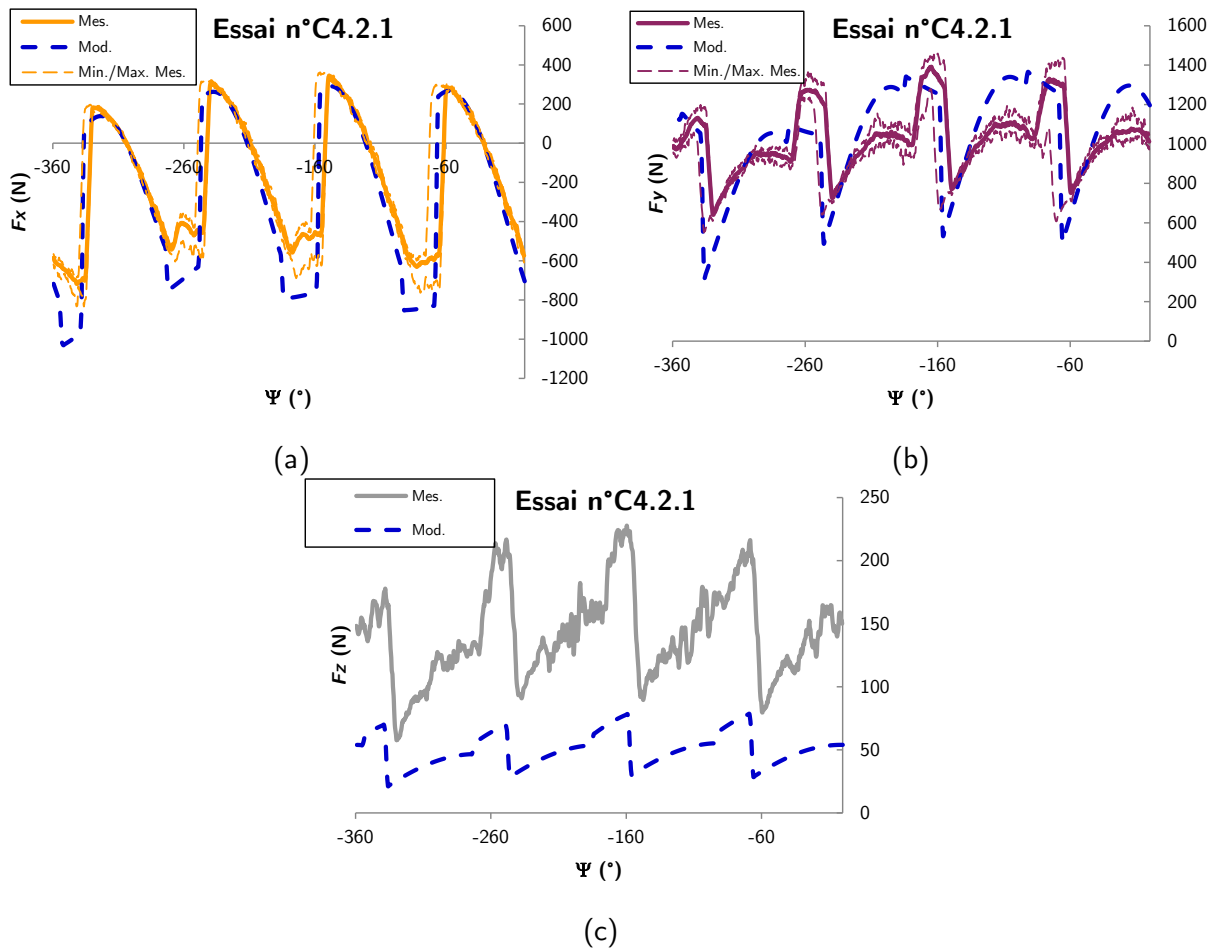


FIGURE C.9 Comparaison entre efforts de coupe mesurés et modélisés (Eq. 4.12), avec des coefficients partagés, de l'essai n°C4.2.1 (a) pour la composante F_x ; (b) pour la composante F_y ; (c) pour la composante F_z

- Modélisation des efforts de coupe sans continuité de coupe et en fraisage de profil pur (Essai n°C4.2.3)

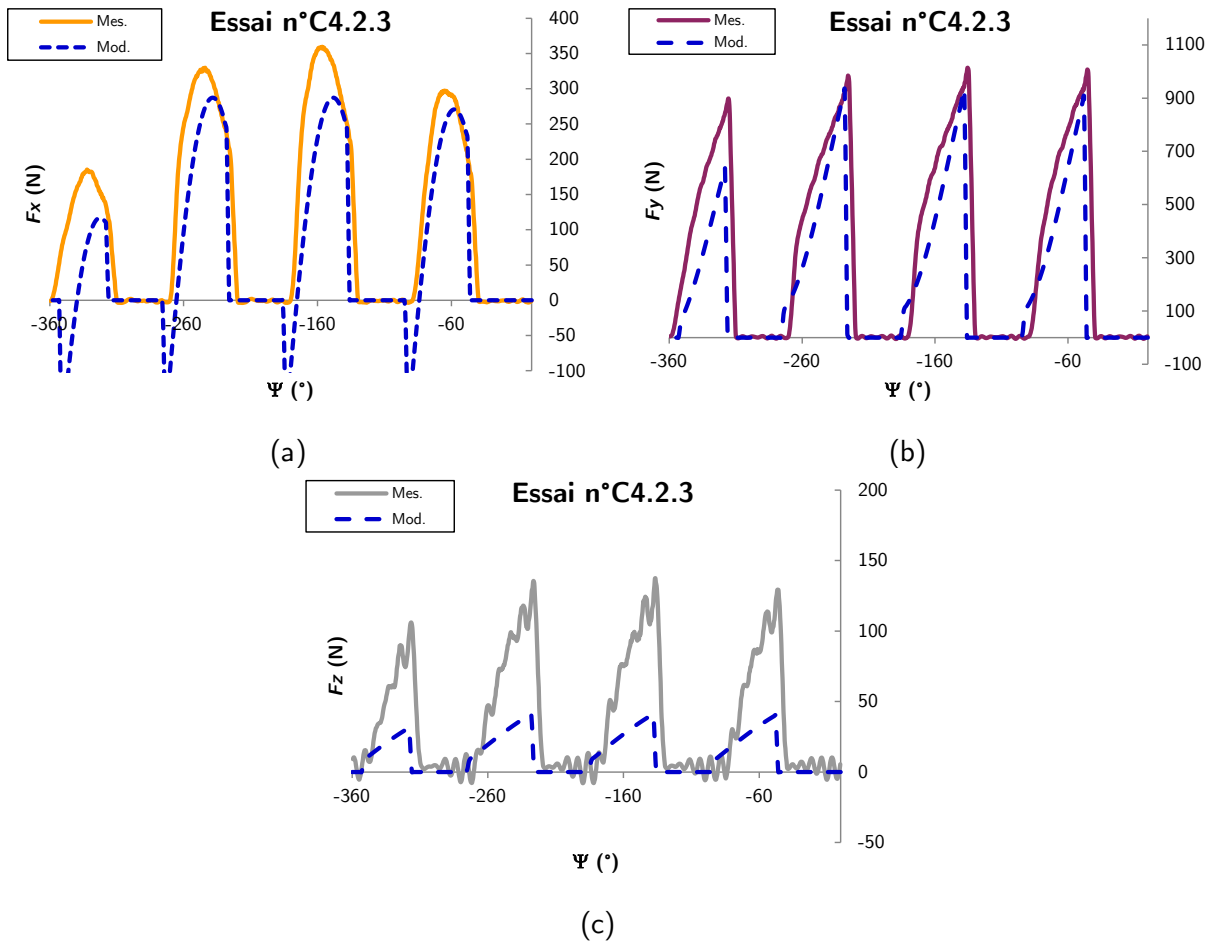


FIGURE C.10 Comparaison entre efforts de coupe mesurés et modélisés (Eq. 4.12), avec des coefficients partagés, de l'essai n°C4.2.3 (a) pour la composante F_x ; (b) pour la composante F_y ; (c) pour la composante F_z

- Modélisation des efforts de coupe avec continuité de coupe et en fraisage épaulé (Essai n°C4.2.5)

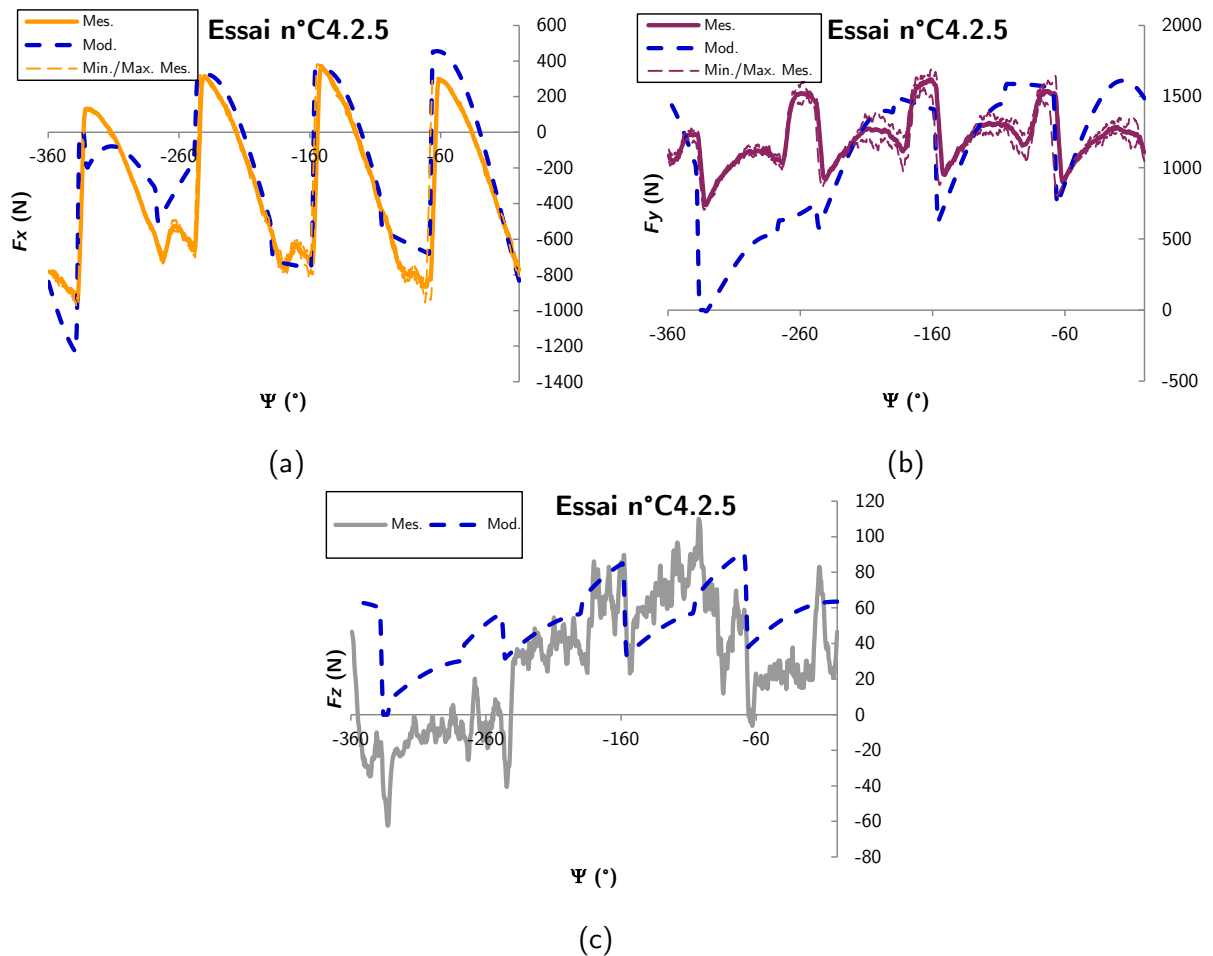


FIGURE C.11 Comparaison entre efforts de coupe mesurés et modélisés (EQ. 4.12), avec des coefficients partagés, de l'essai n°C4.2.5 (a) pour la composante F_x ; (b) pour la composante F_y ; (c) pour la composante F_z

- Modélisation des efforts de coupe sans continuité de coupe et en fraisage épaulé (Essai n°C4.2.7)

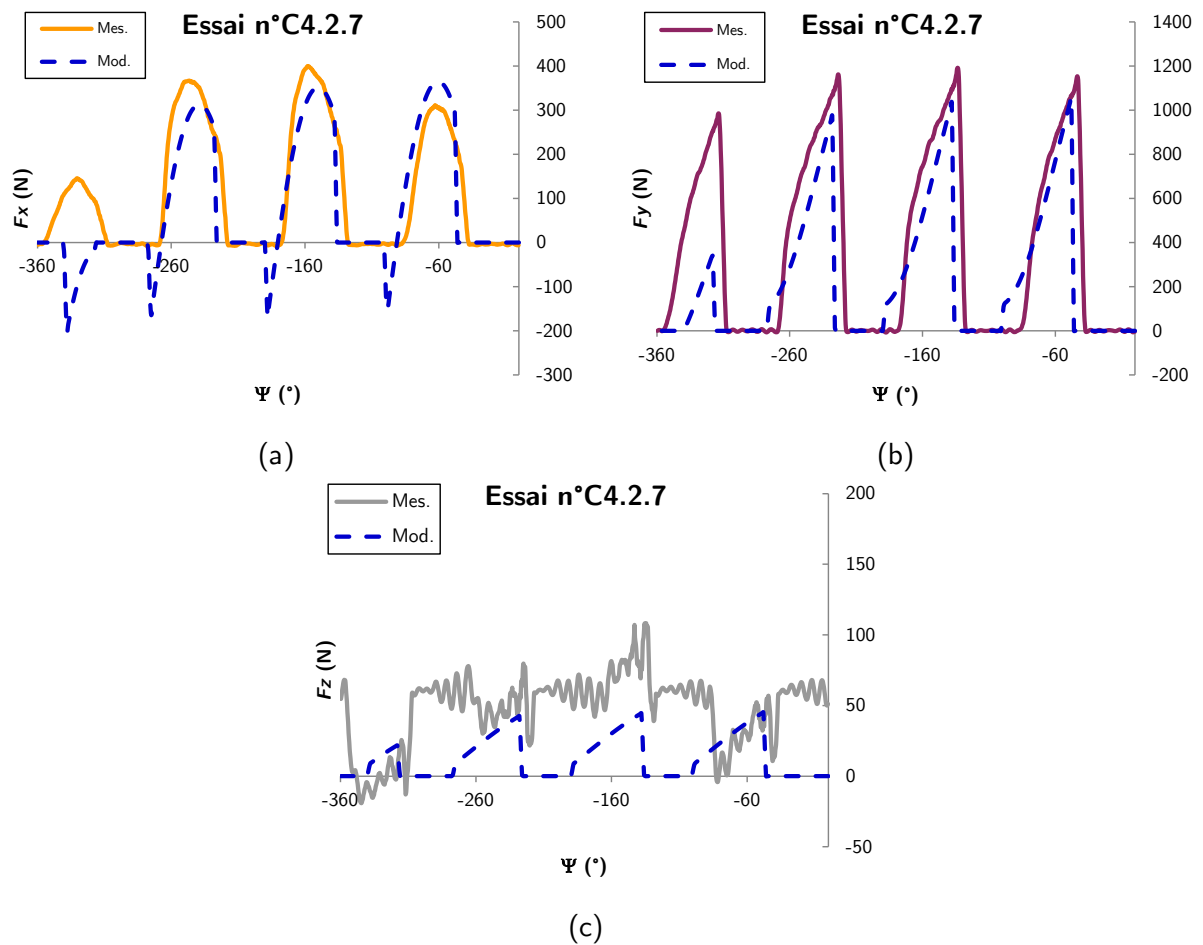


FIGURE C.12 Comparaison entre efforts de coupe mesurés et modélisés (Eq. 4.12), avec des coefficients partagés, de l'essai n°C4.2.7 (a) pour la composante F_x ; (b) pour la composante F_y ; (c) pour la composante F_z

Modélisation des efforts de coupe incluant l'effet de l'usure en dépouille de l'outil

- Modélisation des efforts de coupe pour les essais de la série n°1

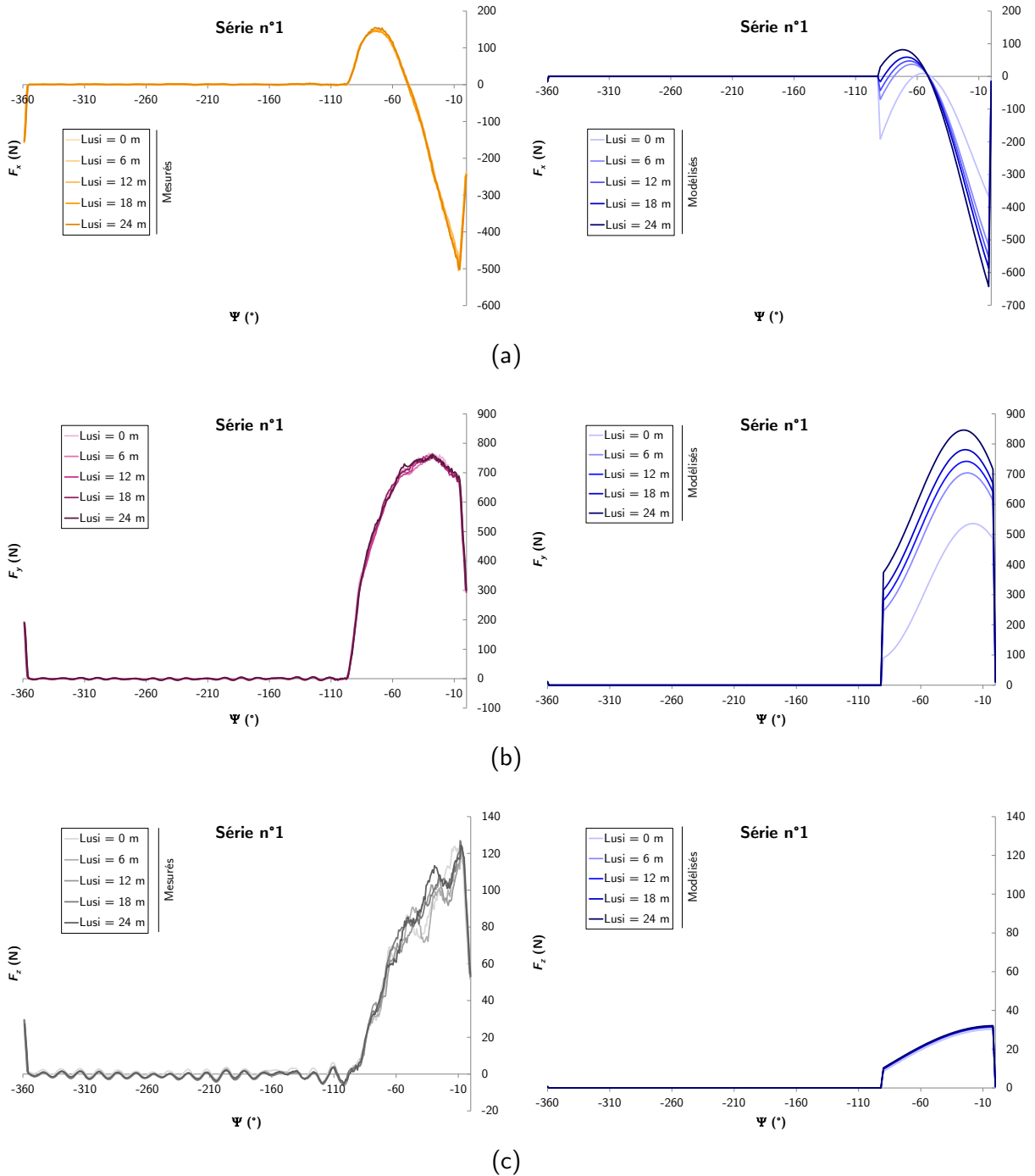


FIGURE C.13 Comparaison entre efforts de coupe mesurés et modélisés (Eq. 4.19), avec des coefficients partagés et en incluant l'effet de l'usure en dépouille de l'outil, pour les essais de la série n°1
 (a) pour la composante F_x ; (b) pour la composante F_y ; (c) pour la composante F_z

- Modélisation des efforts de coupe pour les essais de la série n°3

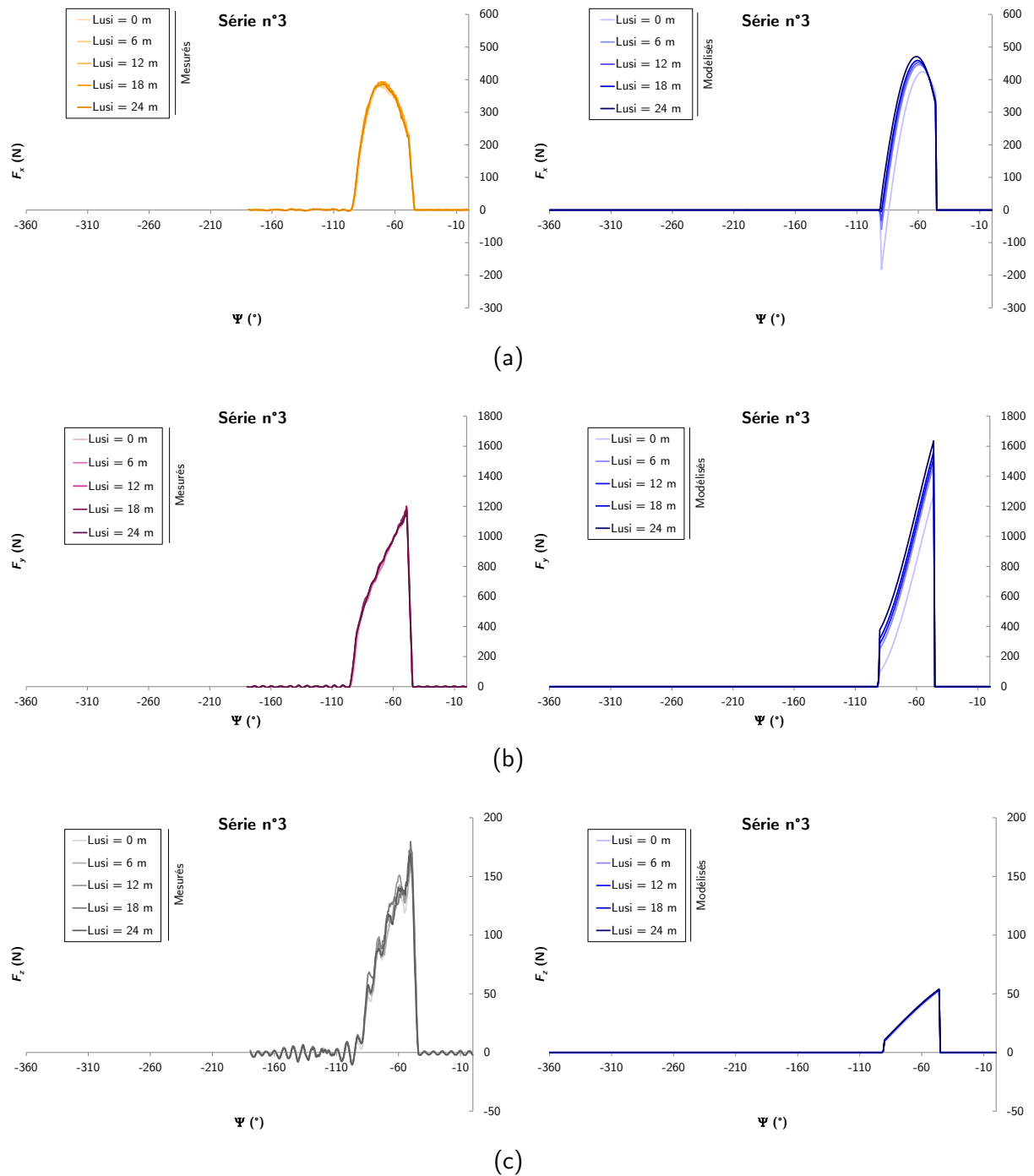


FIGURE C.14 Comparaison entre efforts de coupe mesurés et modélisés (Eq. 4.19), avec des coefficients partagés et en incluant l'effet de l'usure en dépouille de l'outil, pour les essais de la série n°3
 (a) pour la composante F_x ; (b) pour la composante F_y ; (c) pour la composante F_z

Développement d'un modèle généralisé d'efforts de coupe pour l'usinage de l'alliage de titane Ti6Al4V

Application aux techniques de tournage et fraisage

RESUME : Dans l'optique de maîtriser l'industrialisation des pièces complexes, les efforts de coupe sont une source riche d'informations. Bien que la prédiction des efforts de coupe soit un sujet largement traité par la communauté scientifique, quelques verrous subsistent. Les travaux de cette étude visent à enrichir les modèles existants sous deux principaux aspects : une étude approfondie de l'influence des conditions de contact en dépouille associées à la géométrie de pièce et l'effet de l'usure de l'outil sur l'évolution des efforts de coupe au cours du temps. Pour ce faire, plusieurs expérimentations instrumentées sont réalisées afin de déterminer les paramètres influents à introduire dans les modélisations. S'appuyant sur ces observations, des modélisations, selon une approche phénoménologique, sont développées pour estimer respectivement le niveau d'usure de l'outil, les efforts de coupe et leur évolution fonction au cours du temps. Ces développements sont conduits pour les techniques de fraisage, de tournage intérieur et de tournage extérieur appliquées à l'usinage de l'alliage de titane aéronautique Ti6Al4V. Les méthodologies présentées dans cette étude sont transposables vers d'autres nuances d'alliages de titane afin de couvrir un domaine d'application large en industrie.

Mots clés : usinage ; efforts de coupe ; modélisation ; alliage de titane ; tournage ; fraisage ; contact en dépouille ; usure en dépouille de l'outil ; discrétisation d'arête.

Development of a generalized cutting force model for Ti6Al4V titanium alloy machining

Application to turning and milling

ABSTRACT: In order to control complex parts industrialization, cutting forces can be relevant data. Although cutting force prediction is a well-known subject by the scientific community, it still exists some ways of improvement. This research work focuses on the cutting force modelling enhancement according to two main points. Firstly, an analysis of clearance face contact conditions, linked to part geometry, effect on cutting forces. Secondly, the effect of flank wear on cutting force evolution with respect to the time. Based on experiments, in order to highlight relevant parameters to introduce in the new model, cutting force and flank wear models are formulated according to mechanistic approach. These developments are applied in milling, turning (boring, cylindrical turning and face turning) on Ti6Al4V titanium alloy. Methodologies presented in this study can be easily adapted to others titanium alloys shades in order to cover large industrial range of applications.

Keywords: machining; cutting forces; modelling; titanium alloy; turning; milling; clearance face contact; flank wear; cutting edge discretization.